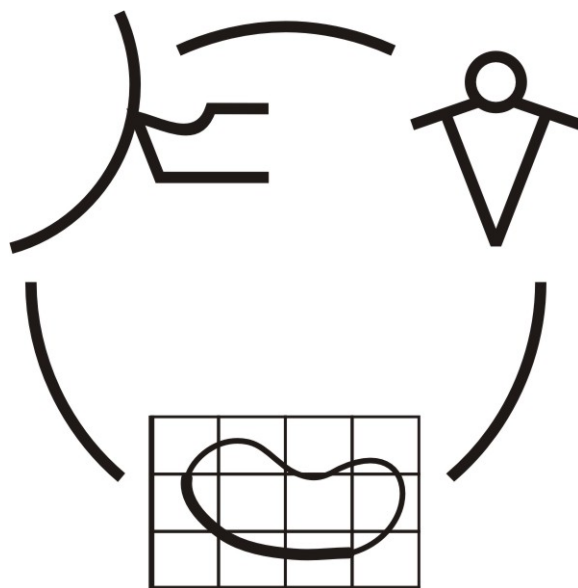


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 24



КРАМАТОРСЬК 2009

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**Рекомендовано до видання Вченою радою
Донбаської державної машинобудівної академії**

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №24, 2009. – 348 с.

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №24, 2009. – 348 с.

ISBN 978-966-379-336-8

Редакційна рада:

| | |
|---|---|
| Голова редакційної колегії | Мироненко Є.В. , д.т.н., професор ДДМА |
| Заступники голови редакційної колегії | Клименко Г.П. , д.т.н., професор ДДМА Ковалевський С.В. , д.т.н., професор ДДМА Ковальов В.Д. , д.т.н., професор ДДМА |
| Відповідальний секретар редакційної колегії | Гузенко В.С. , к.т.н., доцент ДДМА |
| Члени редакційної колегії | Алієв І.С. , д.т.н., професор ДДМА Грабченко А.І. , д.т.н., професор НТУ "ХПІ" Заблоцький В.К. , д.т.н., професор ДДМА Кассов В.Д. , д.т.н., професор ДДМА Клименко С.А. , д.т.н., професор ІСМ НАНУ Колот А.В. , д.т.н., доцент ДДМА Кузнєцов Ю.М. , д.т.н., професор НТУУ "КПІ" Матюха П.Г. , д.т.н., професор ДонНТУ Михайлов О.М. , д.т.н., професор ДонНТУ Пермяков О.А. , д.т.н., професор НТУ "ХПІ" Равська Н.С. , д.т.н., професор НТУУ "КПІ" Роганов Л.Л. , д.т.н., професор ДДМА Рогов В.О. , д.т.н., професор РУДН Сатонін О.В. , д.т.н., професор ДДМА Струтинський В.Б. , д.т.н., професор НТУУ "КПІ" Тарасов О.Ф. , д.т.н., професор ДДМА Федорінов В.А. , к.т.н., професор ДДМА |

Адреса редакційної ради: 84313, Україна, м. Краматорськ, вул. Шкадінова 72, Донбаська державна машинобудівна академія, кафедра "Металорізальні верстати та інструменти" тел. (0626) 41-47-82, E-mail: msi@digma.donetsk.ua

ISBN 978-966-379-336-8

© Донбаська державна машинобудівна академія 2009

*На здобуття Державної премії України
в галузі науки і техніки за 2009 рік*

**Ковальов В.Д., Нікогосян С.М., Владимиров А.Ю., Палашек О.Г.,
Безкоровайний Г.І., Кориткін В.І., Волошин О.І., Волкогон В.М.,
Антонюк В.С., Муковоз Ю.О.**

ДДМА, ВАТ «КЗВВ», ВАТ «НКМЗ», м. Краматорськ,
НТУУ «КПІ», ІСМ ім. Бакуля НАНУ,
ІПМ ім. І.М. Францевича НАНУ, м. Київ, Україна

СТВОРЕННЯ, ОСВОЄННЯ СЕРІЙНОГО ВИРОБНИЦТВА ТА ВПРОВАДЖЕННЯ ВИСОКОЕФЕКТИВНИХ КОНКУРЕНТОСПРОМОЖНИХ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ НОВОГО ПОКОЛІННЯ

Вступ

Верстатобудування складає основу важкого машинобудування, яке є базою для розвитку всіх основних галузей народного господарства – металургії, енергетики, залізничного транспорту, автомобіле- і суднобудування, будівництва портів, нафтохімічних заводів, освоєння і видобутку корисних копалин, тощо. Основна група обладнання машинобудівних підприємств України – це токарні верстати. На важких токарних верстатах з числовим програмним керуванням проводиться механічна обробка широкої номенклатури деталей, таких як прокатні валки, ротори турбін, колісні пари залізничного та гірничого транспорту, корабельні гребні вали та багато іншого.

Якнайшвидша модернізація важкого машинобудування являє собою системний фактор, що визначає економічний стан України в найближчому майбутньому. Вирішуючи задачу корінної перебудови промисловості на базі модернізації машинобудування (в першу чергу важкого), яка передбачає новий технологічний уклад та обладнання, Україна може стати конкурентноздатною на світовому ринку, виготовляючи сучасні верстати для переоснащення машинобудівних підприємств України, яке в даний час здійснюється за рахунок закупівлі різноманітних верстатів за кордоном.

Мета роботи

Метою даної роботи, спрямованої на вирішення проблеми забезпечення підприємств всіх основних галузей народного господарства України сучасним обладнанням, було створення, освоєння серійного виробництва та впровадження гами вискоефективних конкурентноспроможних важких токарних верстатів нового покоління підвищеної точності з числовим програмним керуванням.

Задачі

Для досягнення поставленої мети необхідно було вирішити наступні задачі:

- виконати дослідження по підвищенню точності механічної обробки;
- вдосконалити компонування верстатів та знизити їх металоємність;
- оптимізувати конструкцію окремих вузлів та розробити опорні вузли верстатів;
- створити нові адаптивні системи керування;

– вдосконалити технології виготовлення прецизійних верстатних вузлів шляхом використання нових інструментальних матеріалів та інструментів на їх основі;

– удосконалити інструментальне забезпечення нових верстатів для обробки важкооброблюваних матеріалів за рахунок застосування нових надтвердих матеріалів та методів зміцнення інструменту.

За результатами науково-дослідних робіт проведених Донбаською державною машинобудівною академією (ДДМА), Національним технічним університетом України “Київський політехнічний інститут” (НТУУ КПІ), Інститутом надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля Національної академії наук України (ІНМ НАНУ) та Інститутом проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича Національної академії наук України (ІПМ НАНУ), використовуючи накопичений багаторічний досвід Відкритого акціонерного товариства «Краматорський завод важкого верстатобудування» (ВАТ КЗВВ), застосувавши кращі вітчизняні й імпорتنі комплектуючі вироби (системи ЧПК, високоточні великогабаритні шпindelльні підшипники, гідрообладнання та ін.), поставлене завдання вдалося здійснити. Створено важкі токарні верстати підвищеної точності моделей КЖ16274Ф3 і КЖ16275Ф3 (рис. 1), які за своїми технічними характеристиками не поступаються кращим світовим аналогам фірм HERKULES (Німеччина), SKODA (Чехія) та ін.

При організації серійного виробництва верстатів нового покоління удосконалювались існуючі та впроваджувались нові технології виготовлення прецизійних деталей з високими експлуатаційними характеристиками, методи обробки зубчастих коліс, валів, напрямних з високою твердістю та міцністю.

На основі вивчення закономірностей фазових і структурних перетворень у нітриді бору в процесі отримання полікристалічних надтвердих матеріалів інструментального призначення на стадії підготовки вихідних порошків і при спіканні в умовах високого тиску з дослідженням впливу стану вихідних порошків на процеси рекристалізації за різних баротермічних умов і формування фізико-механічних характеристик розроблено нові види композиційних полікристалічних надтвердих матеріалів різного призначення для виготовлення високоефективного різального й шліфувального інструменту. Досліджено особливості формування зміцнюючих дискретних покриттів на робочих поверхнях різального інструменту, оптимізовано їх склад й топографія, що дозволило суттєво підвищити експлуатаційні характеристики і розширити технологічні можливості інструментальних матеріалів. Вивчено закономірності зношування різального інструменту з надтвердих матеріалів на основі щільних модифікацій нітриду бору та твердих сплавів із зміцнюючими покриттями залежно від типу й способу їх нанесення при обробці конструкційних сталей та сплавів та розроблено нові види високоефективного різального інструменту та технології обробки конструкційних матеріалів різанням і реалізовано їх при виготовленні та експлуатації важких токарних верстатів.

Перші верстати були виготовлені в 2002 році й поставлені в механічні цехи АТ «НКМЗ». За час експлуатації верстати показали себе як надійні, зручні в роботі машини, здатні з високою точністю обробляти деталі. Вони мають ряд конструктивних особливостей, що відрізняють їх від верстатів подібного класу більш ранніх років випуску. Верстати мають раціональну компоновку з базовими вузлами та елементами несучої системи з конструктивними параметрами, які визначені на базі багаторічного досвіду проектування, натурних експериментів, експлуатації верстатів, сучасних методів математичного моделювання, розрахунків.

Особлива увага приділялася вузлам, які визначають точність верстатів. У шпиндельних опорах передньої бабки й в обертовому центрі задньої бабки верстатів застосовані високоточні великогабаритні підшипники фірми FAG по точності й параметрам вище класу "SP" або гідростатичні підшипники, розроблені в ДДМА, що дозволяє робити обробку деталей з більш жорсткими допусками.

При цьому точність деталей, оброблених на цих верстатах вище:

- по осьовому биттю – в 3 рази,
- по радіальному биттю – в 4 рази,
- по сталості відхилень у поперечному перерізі деталей – в 2,3 рази, по площинності торцевої поверхні деталей – в 1,5 рази у порівнянні з досягнутими параметрами на деталях, оброблених на верстатах більш ранніх років випуску.

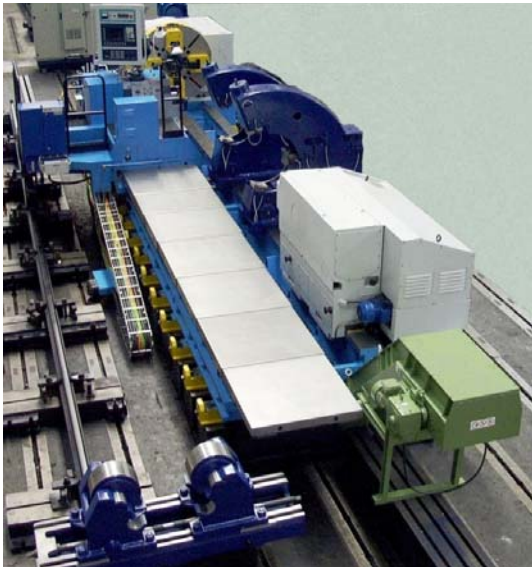


Рисунок 1 – Важкі токарні верстати з ЧПК мод. КЖ16274Ф3 та КЖ16275Ф3

Для переміщення по осі Z (уздовж осі обробки деталі) на вертикальних напрямних застосовані роликові опори кочення, що дає збільшення точності обробки деталей на цих верстатах в 6 разів.

Для напрямних поздовжніх і поперечних переміщень можуть застосовуватися гідростатичні опори, що дозволяє значно збільшити точність, плавність переміщень, практично ліквідувати зношування, ефективно демпфувати вібрації. Високоточні шпиндельні вузли, напрямні, підтримки планшайби й люнети з гідростатичними опорами забезпечують необхідну точність, надійність, довговічність надважких токарних верстатів і дозволяють різко підвищити їхню вантажопідйомність.

Для контролю переміщень по осях X і Z застосовані лінійки фірми HEIDENHAIN, що дозволяє збільшити точність переміщення й позиціонування не менш ніж в 2 рази.

Гідросистема виконана на базі елементів фірм Rexroth, BOSCH і забезпечує підвищенні робочі тиски (до 22 МПа). Виносна гідростанція передньої бабки й пристрій охолодження масла забезпечують високу термостабільність вузла.

Основні вузли - супорт-каретка й поперечні салазки з ламелями. Для забезпечення плавності й точності переміщень горизонтальні напрямні армовані антифрикційним матеріалом – стрічкою з наповненого фторопласта, на вертикальних напрямних установлені роликові опори кочення. Каретка й поперечні салазки з ламелями мають жорстку конструкцію, що забезпечує високу точність обробки. На ламелях можлива установка інструментального

модульного оснащення з різальними пластинами із твердого сплаву з покриттями, інструментом з надтвердих матеріалів.

Система керування верстатом Sinumerik 840D поєднує завдання числового програмного керування, програмувального контролера й завдання периферії в єдиному NCU- модулі. Варіанти процесора NCU дають можливість оптимально пристосувати систему керування й до верстата, і до завдань механічної обробки й максимально дозволяє звести до мінімуму вплив людського фактора. Розроблено додаткові адаптивні модулі для здійснення адаптивного керування процесом обробки з компенсацією пружних і температурних деформацій елементів несучої системи верстата, заготовки, для здійснення граничного й оптимального регулювання режимів роботи верстата.

Всі ці прогресивні рішення, застосовані в конструкції верстатів, дозволяють підвищити продуктивність обробки деталей на 30 %.

Точність виконання робочих органів верстата забезпечує високу точність обробки деталей: радіальне й торцеве биття до 0,01 мм, некруглість і нециліндричність у межах 0,008-0,01 мм, шорсткість поверхні R_a 0,8 мкм.

Система ЧПК дозволяє вести обробку виробів складного профілю в автоматичному режимі. Є можливість нарізання різьби з будь-яким кроком (у діапазоні від 0,1 до 300 мм). Це дозволяє значно підвищити продуктивність і скоротити трудомісткість виготовлення, виключити виготовлення дорогого оснащення, тим самим скоротити витрати виробництва й підвищити конкурентоспроможність продукції, що виготовляється.

На створених заводом важких токарних верстатах з ЧПК підвищеної точності виготовляються найбільш великі та відповідальні деталі прокатних станів, надпотужних турбін і генераторів, енергетичних установок морських суден і інших машин практично без обмеження розмірів, ваги та точності(рис. 2).



Рисунок 2 – Деталі, що оброблені на важких верстатах нового покоління виробництва ВАТ КЗВВ

Ці верстати, відрізняючись високою продуктивністю, точністю, надійністю й довговічністю, забезпечують новий якісний етап у розвитку важкого, транспортного й енергетичного машинобудування, чорної металургії й інших галузей промисловості, дозволяють звільнитися від імпорту подібного устаткування й розширити експорт важких токарних верстатів.

Розвитком верстатів нової гами є колесотокарні верстати з ЧПК моделей 1К836Ф3 і КЖ1836.10МФ3 (рис. 3), що також випускаються на ВАТ КЗВВ для виконання токарних робіт з виготовлення нових і ремонту профілів бандажів колісних пар вагонів, тепловозів, електровозів і мотор-вагонних секцій із шириною колії 1435-1676 мм і діаметром по колу катання 700-1250 мм.

Автоматизація більшості технологічних операцій і керування за допомогою системи ЧПК забезпечує високу точність і продуктивність обробки, збільшує припустиме число відбудовних переточувань і робочий ресурс колісної пари.

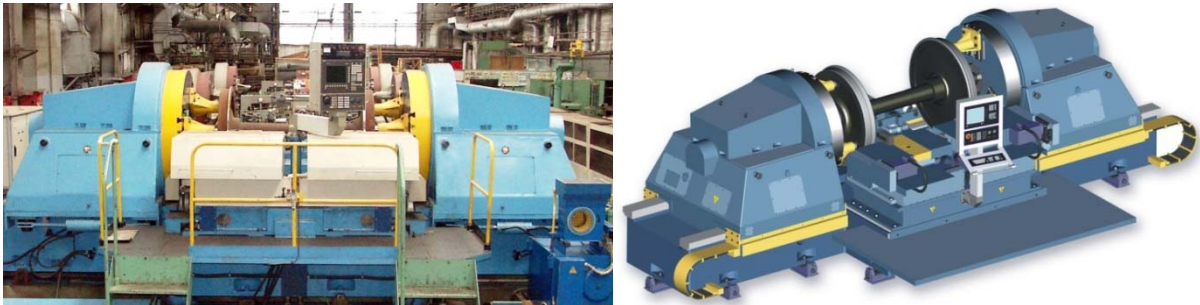


Рисунок 3 – Колесотокарний верстат моделі 1836.10МФ3 з ЧПК

На АТ НКМЗ у період з 2002 по 2008 роки впроваджено 14 важких токарних верстатів виробництва ВАТ КЗВВ моделей КЖ16274Ф3 і КЖ16275Ф3. Ефективність їхньої експлуатації в умовах АТ НКМЗ підтверджується даними про зниження трудомісткості токарної обробки на 30%.

В 2008 році АТ НКМЗ на верстатах мод. КЖ16275Ф3 і КЖ16274Ф3 виготовлено 3300 т прокатних валків для США, 10 000 т – для Китаю, 10 000 т – для Індії, а також валки для Румунії, Аргентини та інших країн.

Виготовляються унікальні роторні вали (діаметр – 1600 мм, довжина – 2500 мм, маса 7,7 т) та деталі для вітрових енергетичних установок, як альтернативного напрямку, спрямованого на енергозбереження, в рамках крупного міжнародного енергетичного проекту по створенню вітрових електростанцій для США, Германії, Голландії; крупногабаритні гребні вали кораблів (довжина – до 15 м, маса – до 25 т) для Германії, Голландії, Китаю. В 2008 році цієї продукції тільки на АТ НКМЗ виготовлено 220 одиниць загальною масою понад 4000 т.

На створених важких токарних верстатах з ЧПК підвищеної точності на Харківському турбінному заводі ВАТ «Турбоатом», Південно-турбінному заводі «Зоря-МАШПРОЕКТ» виготовляються найбільш великі та відповідальні деталі надпотужних турбін, генераторів, енергетичних установок морських суден, прокатних станів і інших машин практично без обмеження розмірів, ваги й точності.

Важкі токарні верстати нового покоління виробництва ВАТ КЗВВ неодноразово отримували високу оцінку на виставках в Україні та інших країнах. Ці верстати стали переможцем Всеукраїнського конкурсу якості продукції «100 кращих товарів України» в 2008 році в номінації «Продукція виробничо-технічного призначення».

Висновок

В результаті проведених науково-дослідних, дослідно-конструкторських, експериментальних та технологічних робіт вирішена важлива народногосподарська проблема – розроблено конкурентоздатні важкі токарні верстати з ЧПК підвищеної точності, які за своїми технічними характеристиками знаходяться на рівні кращих закордонних аналогів.

Вирішено проблему інструментального забезпечення нових важких токарних верстатів на основі нових надтвердих матеріалів, зміцнюючих покриттів на інструментах та застосування нових технологій обробки, що дало можливість суттєво підвищити їх технічні та експлуатаційні показники.

Завдяки виконанню комплексу науково-технічних робіт та впровадження і освоєння їх в серійному виробництві дало можливість наповнити внутрішній ринок сучасними високоефективними конкурентноспроможними важкими токарними верстатами з ЧПК нового покоління замість імпортних, а також значно збільшити експортну складову України, як за рахунок поставок розроблених важких токарних верстатів в 26 країн світу, так і шляхом розширення експорту продукції виготовленої на цьому устаткуванні.

РОЗДІЛ 1

ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9

Равська Н.С.

НТУУ "КПІ", г. Київ, Україна

ОСНОВИ КІНЕМАТИЧНОЇ ТЕОРІЇ ВИЗНАЧЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ІНСТРУМЕНТА

Bases of kinematics theory of determination and analysis of geometry of tool are developed in the static system of co-ordinates. The examples of application are resulted.

Вступ

Задачі визначення геометричних параметрів різальної частини інструмента в відповідності зі стандартом ДСТУ 22498-93 зводяться до знаходження кутів між площинами. Так, наприклад, задній кут α визначається, як кут між задньою площиною і площиною різання в відповідній січній площині. Задачі з визначення геометричних параметрів можуть вирішуватися поряд з графічним, аналітичним та кінематичним способами. [1,2,5,6]

Суть кінематичного способу визначення геометричних параметрів різальної частини інструмента полягає в наступному. Так деякі площини Σ_1 та Σ_2 задаються прямою їх перетину P , котра рухається зі швидкістю \bar{V}_1 , і описує площину Σ_1 , а коли рухається зі швидкістю \bar{V}_2 описує площину Σ_2 . Рух прямої P зі швидкістю \bar{V}_1 розкладається на ряд рухів таким чином, щоб швидкість \bar{V}_{i1} одного із рухів розташовувалась в січній площині, в якій необхідно визначити кут між двома площинами Σ_1 та Σ_2 . Вектори швидкості всіх рухів, що розглядаються, повинні лежати в площині Σ_1 . При цьому площину Σ_1 можна розглядати як площину, котра описується прямою P при її русі зі швидкістю \bar{V}_{i1} . [3,4]

Аналогічно площині Σ_1 розглядається площина Σ_2 і визначається швидкість одного з рухів, котра розташовується в вибраній січній площині. Кут між площинами Σ_1 та Σ_2 , в заданій січній площині буде рівний куту між векторами \bar{V}_{i1} та \bar{V}_{i2} , розташованими в зазначених площинах.

Аналогічно вирішується задача визначення кута між двома площинами, коли задається на кожній площині точка і два її рухи зі швидкостями \bar{V}_1 та \bar{V}_2 розташованими в площинах, що розглядаються.

Слід відзначити, що визначення геометричних параметрів інструменту кінематичним методом в порівнянні з графічними та аналітичними для ряду інструментів ефективніше з точки зору витрат часу на аналіз та визначення геометрії в будь-якій точці інструменту. Проте кінематична теорія визначення статичних та кінематичних геометричних параметрів не розроблена. Розробка основ кінематичної теорії визначення інструментів в статичній системі координат наведені в даній роботі.

Визначення статичних геометричних параметрів різальної частини інструмента при відомих параметрах в інструментальній системі координат

В досліджуваній точці різальної кромки інструмента заданими інструментальними геометричними параметрами будуть: інструментальний кут в плані, інструментальний кут нахилу різальної кромки λ_i , інструментальний кут нахилу та задні α_n – кути в нормальному до різальної кромки перерізі.

Визначимо статичні геометричні параметри. Для чого розглянемо систему площин проєкцій Π_1/Π_2 , Π_2/Π_3 та Π_3/Π_4 (рис. 1).

За площину проєкцій Π_1 приймемо площину паралельну інструментальній основній площині P_{vi} . Інструментальна площина різання P_{vi} іде перпендикулярно площині Π_1 . Площина Π_3 іде паралельно інструментальній площині різання. Відповідно на площину Π_3 в натуральну величину проєктується інструментальний кут λ_i нахилу різальної кромки АВ.

Розглянемо загальний випадок, коли вектор \bar{V}_Σ швидкості головного руху різання займає в системі координат XYZ довільне положення, котре характеризується його координатами:

$$\bar{V}_\Sigma = iV_x + jV_y + kV_z.$$

Площина Π_4 проведена паралельно нормальній січній площині. Тому на площині Π_4 різальна кромка АВ проєктується в точку A_4 .

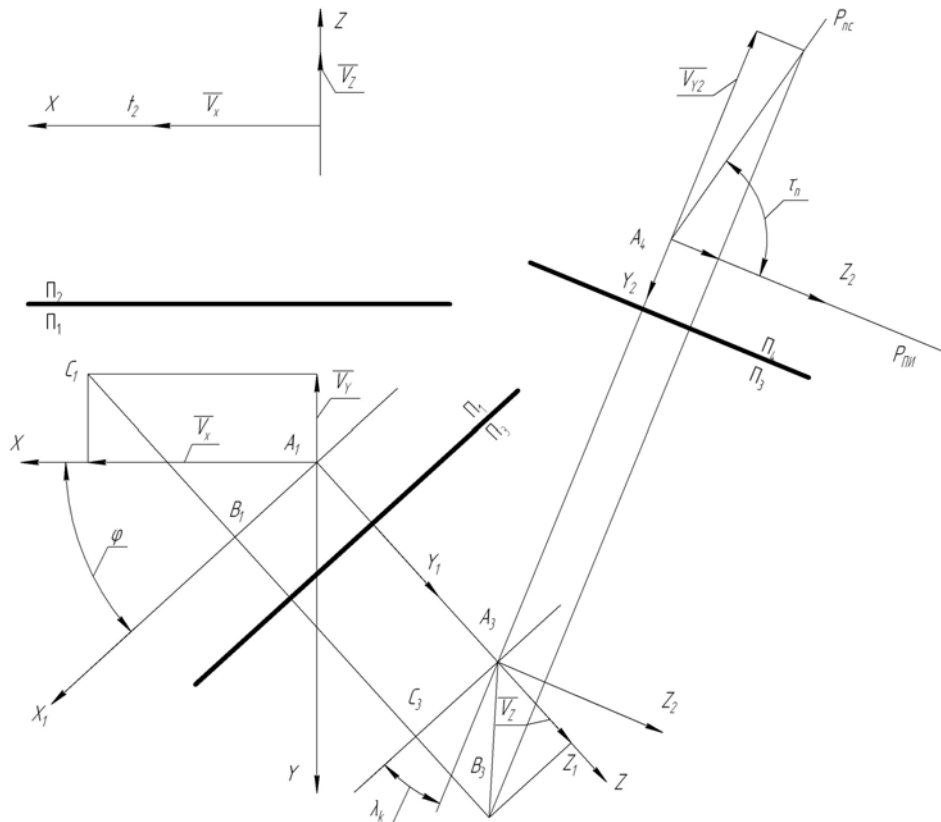


Рисунок 1 – Визначення статичних геометричних параметрів різальної частини інструмента

Введемо систему координат $X_1Y_1Z_1$. Осі X_1 та Y_1 розташовані в площині Π_1 . Формулами переходу від системи координат XYZ до системи $X_1Y_1Z_1$ будуть:

$$X_1 = X \cos \varphi_i + Y \sin \varphi_i,$$

$$Y_1 = Y \cos \varphi_i - X \sin \varphi_i,$$

$$Z_1 = Z.$$

Виберемо також систему координат $X_2Y_2Z_2$. Осі Y_2 і Z_2 розташовані в нормальній січній площині, паралельні площині Π_4 . Формули перетворення координат будуть:

$$X_2 = \cos \lambda_i (X \cos \varphi_i + Y \sin \varphi_i) + Z \sin \lambda_i,$$

$$Y_2 = Y \cos \varphi_i - X \sin \varphi_i,$$

$$Z_2 = Z \cos \lambda_i - \sin \lambda_i (X \cos \varphi_i + Y \sin \varphi_i).$$

В відповідності з формулами перетворення координат, координати вектора швидкості головного руху різання \bar{V}_Σ в системі $X_2Y_2Z_2$ будуть відзначатись:

$$\bar{V}_\Sigma = \bar{i}V_{x_2} + \bar{j}V_{y_2} + \bar{k}V_{z_2},$$

$$V_{x_2} = \cos \lambda_i (V_x \cos \varphi_i - V_y \sin \varphi_i) + V_z \sin \lambda_i,$$

$$V_{y_2} = -V_y \cos \varphi_i - V_x \sin \varphi_i,$$

$$V_{z_2} = V_z \cos \lambda_i - \sin \lambda_i (V_x \cos \varphi_i - V_y \sin \varphi_i).$$

На площині Π_4 визначається положення інструментальної площини різання P_{ni} , яка проходить через осі Y_2 та Z_2 і статичної площини різання P_{nc} . Зазначені площини різання ідуть перпендикулярно площині проєкцій Π_4 . Кут між слідами цих площин на площині Π_4 буде рівний кут τ_N між ними, вимірюваному в нормальному до різальної кромки перерізі, котрий рівний:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{-V_{y_2}}{V_{z_2}}.$$

Підставляючи величини V_{y_2} і V_{z_2} будемо мати:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{V_y \cos \varphi_i + V_x \sin \varphi_i}{V_z \cos \lambda_i - \sin \lambda_i (V_x \cos \varphi_i - V_y \sin \varphi_i)}.$$

На величину τ_N збільшується інструментальні передні кути γ_H і зменшується інструментальні задні кути α_H при переході до статичних геометричних параметрів, при їх вимірюванні в нормальному до різальної кромки перерізі. Наприклад, для різбового різця (рис. 2) будемо мати:

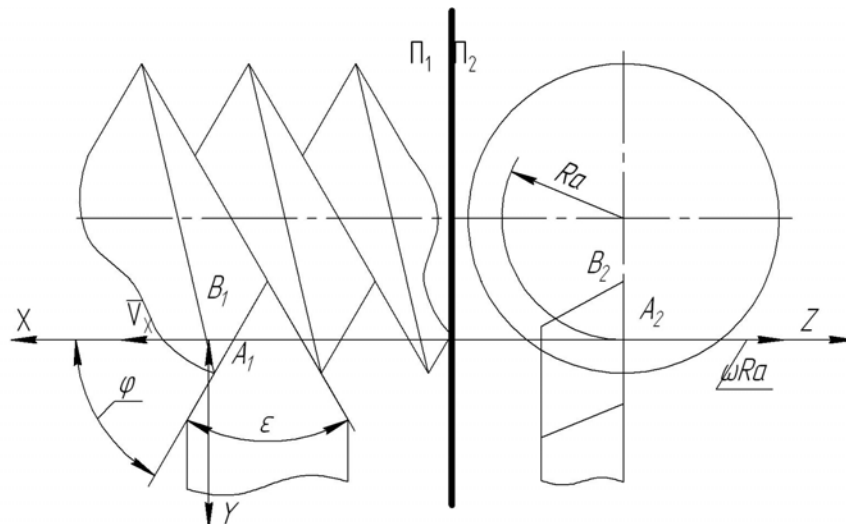


Рисунок 2 – Визначення статичних геометричних параметрів різбового різця

$$V_x = P\omega; \quad V_z = \omega R_A; \quad V_y = 0; \quad \lambda_i = 0; \quad \varphi = 90 - 0,5\varepsilon.$$

Підставляючи в загальну формулу для розрахунку кута λ_c , одержимо:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{P \cdot \omega \cdot \cos(0,5\varepsilon)}{\omega \cdot R_A} = \frac{P \cos(0,5\varepsilon)}{R_A},$$

де R_A – радіус досліджуваної точки різальної кромки при останньому проході то формування поверхні різьби;

P – параметр \ гвинтової поверхні, поверхні оброблюваної різьби.

Аналогічно формула виводиться при безпосередньому аналізі бокової різальної кромки різьбового різця.

Визначення статичного кута нахилу різальної кромки λ_c

Статичний кут нахилу різальної кромки λ_c - це кут в статичній площині різання P_{nc} між різальною кромкою АВ, котра іде по осі X_2 і статичної основної площини P_{vc} (рис 1).

Статична основна площина іде через досліджувану точку А різальної кромки перпендикулярно швидкості головного руху різання \bar{V}_Σ та кут між векторами \bar{V}_Σ - проекції V_{x_2} на вісь X_2 буде рівним $90 - \lambda_c$, звідси:

$$\cos(90 - \lambda_c) = \sin \lambda_c = \frac{V_{x_2}}{|\bar{V}_\Sigma|},$$

Таким чином:

$$\sin \lambda_c = \frac{\cos \lambda_i (V_x \cos \varphi_i - V_y \sin \varphi_i) + V_z \sin \lambda_i}{\sqrt{V_x^2 + V_y^2 + V_z^2}}.$$

В окремому випадку $V_x = V_y = 0$ будемо мати:

$$\sin \lambda_c = \sin \lambda_i, \quad \lambda_c = \lambda_i.$$

Розглянемо визначення λ_c на прикладі зуборізної гребінки.

Для косозубої зуборізної гребінки (рис 3) будемо мати:

$$V_x = V \sin \alpha;$$

$$V_z = -V \cos \alpha;$$

$$V_y = 0;$$

$$\lambda_i = 0;$$

$$\varphi = 90 - \alpha_0.$$

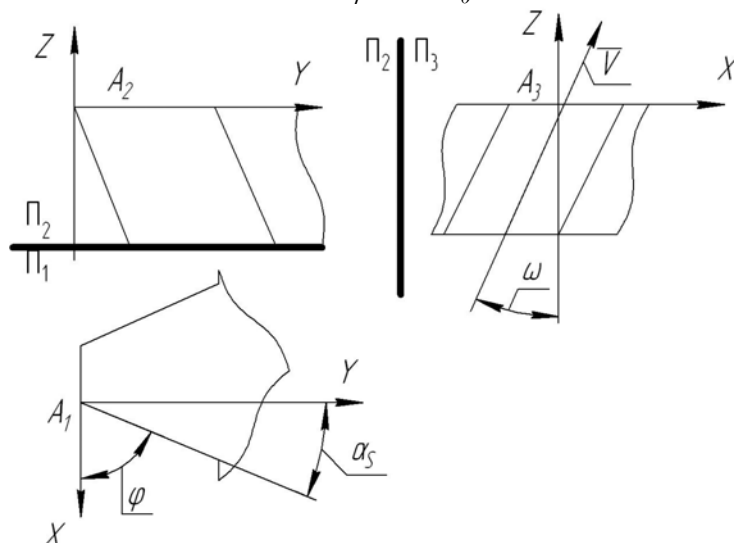


Рисунок 3 – Визначення кутів нахилу різальної кромки зуборізної гребінки

Підставляючи ці величини в загальну формулу для розрахунку статичного кута нахилу бокової різальної кромки, одержимо:

$$\sin \lambda_c = \frac{V \sin \omega \cdot \sin \alpha_0}{\sqrt{V^2 \sin^2 \omega + V^2 \cos^2 \omega}}.$$

Аналогічна формула виводиться при безпосередньому аналізі геометрії бокової різальної кромки косозубої гребінки.

Геометричні параметри різальної частини затиловочного різця

В процесі створення фасонних фрез задня поверхня їх створюється шляхом затилювання. Різальним інструментом при цьому служить фасонний затиловочний різець. Працездатність фасонних затиловочних різців, працюючих періодично "з ударами" залежить від величини геометричних параметрів їх різальної частини і характеру їх зміни по довжині фасонної різальної кромки. При конструюванні затиловочних різців геометричні параметри різальної частини задаються в інструментальній системі координат. Працездатність їх же визначається величинами геометричних параметрів в статичній системі координат, котрі суттєво відрізняються від інструментальних.

Затиловочний різець проектується з плоскою передньою поверхнею і фасонною циліндричною задньою поверхнею. При обробці задньої поверхні фасонної фрези, як правило, передня площина затиловочного різця встановлюється в осьовій площині фрези (рис. 4). Інструментальний передній кут різця та інструментальний кут нахилу різальної кромки дорівнюють нулю. Інструментальний задній кут α_n задається в перерізі перпендикулярному осі фрези і є постійними для всіх точок різальної кромки різця.

Схема формоутворення задньої поверхні фрези затиловочним різцем включає обертання фрези навколо своєї осі з постійною кутовою швидкістю $\bar{\omega}$ головний рух та прямолінійно-поступальний рух різця з постійною швидкістю \bar{V}_s . При радіальному затилюванні швидкість прямолінійно-поступального руху \bar{V}_s іде перпендикулярно осі фрези. Розглянемо довільну точку С різальної кромки затиловочного різця в момент формування задньої поверхні фрези, коли рух радіальної подачі різця відключається.

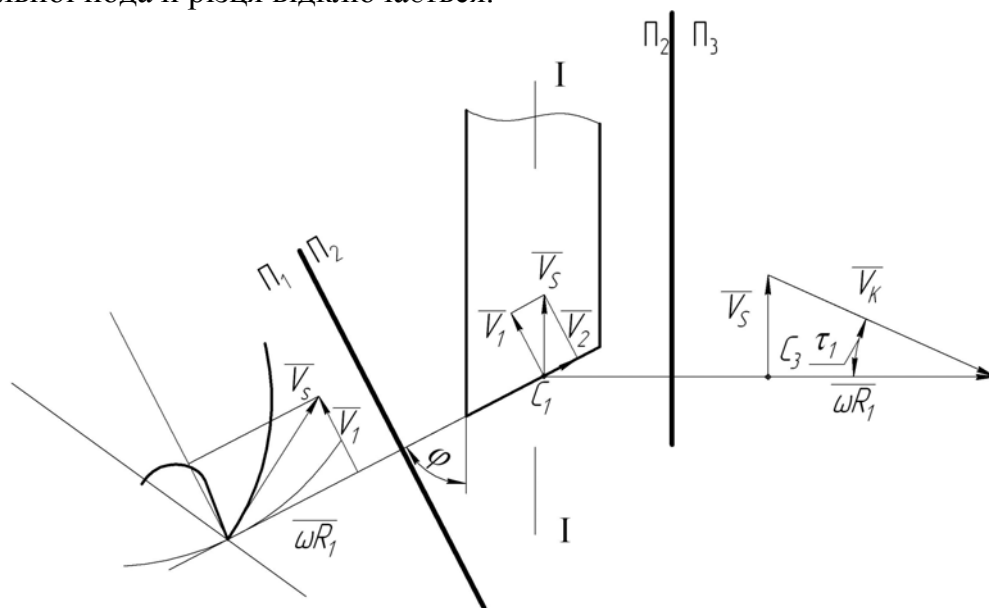


Рисунок 4 - Визначення геометричних параметрів різальної частини затиловочного різця

Положення точки С характеризується радіусом R_i . Дотична СА до різальної кромки в точці А розташовується в інструментальній основній площині P_{vi} , яка співпадає з осью статичною площиною P_{vc} і складає кут φ_i з площиною перпендикулярною осі фрези. Положень інструментальної площини різання, перпендикулярної площині Π_{12} визначається двома прямими СА, дотичною до різальної кромки і вектором $\vec{\omega} \cdot R_i$ швидкості оберту різця навколо осі фрези. В дійсну величину вектори $\vec{\omega R} = \vec{V}_c$ та $\vec{V}_k = \vec{V}_c + \vec{V}_s$ та кут τ_1 між кінематичною і статичною площинами різання проектується на площину Π_3 , перерізі I-I перпендикулярному площині різання. Тоді:

$$\operatorname{tg} \tau_1 = \frac{V_s}{\omega \cdot R_i} = \operatorname{tg} \alpha_i.$$

де α_i - задній кут затилованої фрези в точці С її різальної кромки в перерізі перпендикулярному осі фрези. Статичний задній кут α_c різця, в перерізі, перпендикулярному осі фрези буде дорівнювати:

$$\alpha_c = \alpha_i - \tau_1.$$

Для визначення кут τ_N , в нормальному до різальної кромки перерізі поступальний рух зі швидкістю \vec{V} розкладемо на два прямолінійно-поступальних рухи:

$$\vec{V}_s = \vec{V}_1 + \vec{V}_2.$$

Вектор \vec{V}_1 іде перпендикулярно до різальній кромці і дорівнює:

$$\vec{V}_1 = V_s \cdot \sin \varphi.$$

Вектор \vec{V}_2 іде по дотичній до різальної кромки і тому не здійснює впливу на форму статичної поверхні різання. Вектори \vec{V}_1 і $\vec{\omega} \cdot R_i$ лежать в нормальному до різальної кромки перерізі, і визначають положення кінематичної площини різання P_{kc} . Їх взаємне положення в дійсну величину проектується на площину Π_1 , котра іде паралельно нормальному до різальної кромки в точці С перерізі. Величина кута τ_N між інструментальною та кінематичною площинами різання буде:

$$\operatorname{tg} \tau_1 = \frac{V_1}{\omega \cdot R_i} = \frac{V \sin \varphi}{\omega \cdot R_i} = \operatorname{tg} \alpha_i \sin \varphi.$$

Аналогічно визначається інструментальний задній кут α_{in} в нормальному до різальної кромки перерізі:

$$\operatorname{tg} \alpha_{in} = \operatorname{tg} \alpha_i \cdot \sin \varphi.$$

Кінематичний передній кут в нормальному до різальної кромки перерізі буде дорівнювати:

$$\gamma_N = \tau_N.$$

Таким чином, кінематичні задні кути затиловочного різця значно менші інструментальних. Величини ж статичних передніх кутів більші за інструментальні. Тому при проектуванні затиловочних різців вибирають збільшені значення інструментальних задніх кутів.

Поряд з раціональним затилуванням для того, щоб створити позитивні доцільні задні кути на різальній частини фрези при кутах φ близьких до нуля приймають затилування під кутом. Напрямок швидкості в цьому випадку складає з площиною перпендикулярною осі фрези кут "ε" (рис. 5). Поступальний рух зі швидкістю \vec{V} розкладемо на два прямолінійно-поступальних рухи зі швидкістю \vec{V}_1 і \vec{V}_2 .

$$\bar{V} = \bar{V}_1 + \bar{V}_2.$$

Вектор \bar{V} іде перпендикулярно до різальної кромки і дорівнює:

$$V_1 = V \sin(\varphi + \varepsilon).$$

Вектор \bar{V}_2 іде по дотичній до різальної кромки. Тому цей рух зі швидкістю \bar{V}_2 приводить до ковзання дотичної АС до різальної кромки "самій по собі" і не здійснює впливу на форму статичної площини різання, котра описує дотична АС при її русі зі швидкістю головного руху різання. В зазначеному випадку результуюча швидкість \bar{V}_k різання приймається рівною:

$$\bar{V}_k = \bar{V}_1 + \bar{\omega} \cdot \bar{R}_1.$$

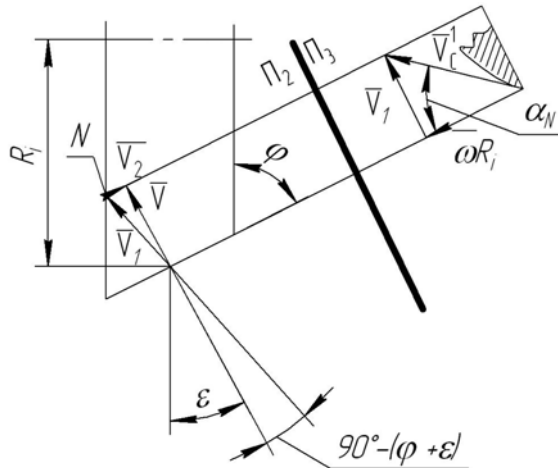


Рисунок 5 – Визначення геометричних параметрів різальної частини різця при затилуванні під кутом

Інструментальна площина різання створюється прямою АС при її прямолінійно-поступальному русі зі швидкістю $\bar{\omega} \cdot \bar{R}_i$.

Введемо систему площин проєкцій Π_1/Π_2 . Площину Π_3 проводимо в нормальному до різальної кромки в точці С перерізі. Вектори \bar{V} і $\bar{\omega} \cdot \bar{R}_i$ лежать в нормальному до різальної кромки різця перерізі. Тому вони та їх сумарний вектор \bar{V}_k проєктуються на площину Π_3 в натуральну величину. Величина кута τ_N між інструментальною та статичною площинами різання в нормальному до різальної кромки перерізі буде дорівнювати куту між векторами $\bar{\omega} \cdot \bar{R}_i$ та \bar{V}_1 . Довжина вектора \bar{V}_1 дорівнює:

$$\bar{V}_1 = V \sin(\varphi + \varepsilon),$$

Звідси:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{V_1}{\omega \cdot R_i} = \frac{V}{\omega \cdot R_i} \sin(\varphi + \varepsilon).$$

Кінематичний задній кут α_N в нормальному до різальної кромки перерізі буде рівний:

$$\alpha_{HK} = \alpha_{HI} - \tau_N,$$

де α_{HI} - інструментальний задній кут в нормальному до різальної кромки перерізі буде рівний:

$$\gamma_H = \tau_N.$$

При збільшенні кута "ε" кут "τ_N" збільшується, кінематичний задній кут відповідно зменшується що необхідно враховувати при проектуванні затилочного різця для обробки заданої фасонної фрези.

Геометричні параметри задньої поверхні фасонних призматичних різців

Задня поверхня радіальних призматичних різців є фасонною циліндричною поверхнею. Найбільш часто твірні задньої циліндричної поверхні розташовані в площині перпендикулярній осі деталі. Розглянемо точку А різальної кромки різця (рис. 6, а). Дотична до фасонної різальної кромки різця в точці А буде прямою AL_1 , розташованою в передній площині і складає кут φ_i з площиною перпендикулярною осі деталі. Вважаємо, що швидкість головного руху різання в точці А перпендикулярна площині Π_1 . В цьому випадку статична площина P_{nc} різання буде перпендикулярною площині Π_1 і її сліду P_{nc} на цю площину буде співпадати з проекцією A_1L_1 різальної кромки.

Площина дотична до задньої поверхні в точці АК буде описуватись різальною кромкою AL при її прямолінійно-поступальному русі зі швидкістю \bar{V} , котра іде паралельно площині Π_2 .

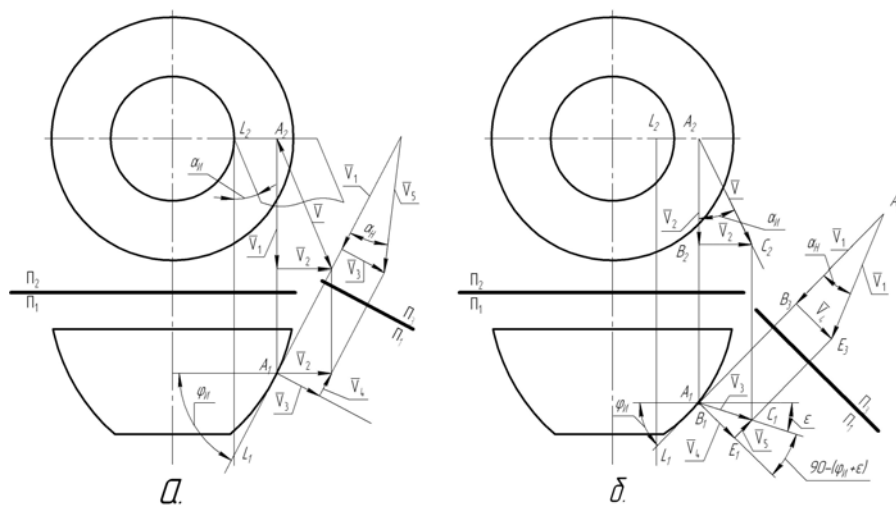


Рисунок 6 – Геометрія задньої поверхні фасонних призматичних різців:
а) радіального; б) нахиленою віссю.

Рух зі швидкістю \bar{V} розкладаємо на прямолінійно-поступальні рухи V_1 та V_2 . Швидкість \bar{V}_1 розташовується в статичній площині різання і іде перпендикулярно площині Π_1 . Швидкість \bar{V}_2 іде паралельно площині Π_1 . Рух \bar{V}_2 розкладається також на два рухи зі швидкостями \bar{V}_3 та \bar{V}_4 . Швидкість \bar{V}_4 , що йде паралельно різальній кромці AL , приводить до ковзання різальної кромки самій по собі. Тому цей рух не впливає на положення задньої поверхні площини і його можна не враховувати при аналізі геометрії задньої поверхні. Швидкості \bar{V}_3 і \bar{V}_1 лежать в нормальній січній площині P_{nc} . Їх дійсне взаємне розташування визначається в площині Π_3 , котра йде паралельно нормальній січній площині P_n . Швидкість \bar{V}_5 дорівнює сумі плоскостей \bar{V}_3 і \bar{V}_1 . Вектор \bar{V}_5 лежить в задній площині і визначає значення статичного заднього кута в нормальному до різальної кромки перерізі. За побудовою:

$$tg \alpha_{nc} = \frac{V_3}{V_1},$$

$$tg \alpha_i = \frac{V_2}{V_1},$$

$$V_3 = V_2 \cdot \sin \varphi_i,$$

$$tg\alpha_N = tg\alpha_i \cdot \sin\varphi_i.$$

При $\varphi_i = 0$ на торцевих ділянках поверхні деталі статичний задній кут в нормальному перерізі буде дорівнювати нулю, що недоцільно. Для того, щоб одержати позитивні задні кути в точках різальної кромки де $\varphi_i = 0$, твірні задньої фасонної циліндричної поверхні розташовують під кутом до осі деталі. В цьому випадку положення твірної АС задньої поверхні визначається кутом φ_i і кутом ε (рис. 6, б). Площина до задньої поверхні в точці А описується різальною кромкою AL при її прямолінійно-поступальному русі зі швидкістю \bar{V} . Вектор швидкості \bar{V} , що розглядається буде вектором АС.

Рух зі швидкістю \bar{V} розкладається на два рухи зі швидкістю $\bar{V}_1 = \overline{AB}$ і швидкістю $\bar{V}_3 = \overline{BC}$. Вектор \bar{V}_1 іде перпендикулярно площині Π_1 і лежить в статичній площині різання P_{nc} . Вектор \bar{V}_3 іде паралельно площині Π_1 , котра є основною площиною. Рух зі швидкістю \bar{V}_3 , розкладається також на два рухи зі швидкістю \bar{V}_4 і \bar{V}_5 . Швидкість \bar{V}_5 паралельна різальній кромці, а \bar{V}_4 перпендикулярна до неї. Рух зі швидкістю \bar{V}_5 приводить до ковзання різальної кромки "самій по собі". Тому цей рух можна не враховувати при аналізі геометрії задньої поверхні.

Швидкості \bar{V}_4 і \bar{V}_1 лежать в нормальній січній площині P_n . Паралельно нормальній січній площині P_n проводимо площину проєкцій Π_3 . Швидкість \bar{V}_6 дорівнює сумі швидкостей \bar{V}_4 і \bar{V}_1 . Вектор \bar{V}_6 лежить в плані і визначає величину статичного заднього кута α_n в нормальному до різальної кромки перерізі.

Розглядаючи взаємне розташування векторів відповідних швидкостей прямолінійно-поступальних рухів запишемо:

$$tg\alpha_i = \frac{V_2}{V_1},$$

$$V_3 = \frac{V_2}{\cos\varepsilon},$$

$$V_4 = V_3 \sin(\varphi_i + \varepsilon) = \frac{V_2 \sin(\varphi_i + \varepsilon)}{\cos\varepsilon},$$

$$tg\alpha_n = \frac{V_4}{V_1} = \frac{V_2 \sin(\varphi_i + \varepsilon)}{V_1 \cos\varepsilon} = tg\alpha_i \frac{\sin(\varphi_i + \varepsilon)}{\cos\varepsilon}.$$

При $\varphi=0$

$$tg\alpha_n = tg\alpha_i \cdot tg\varepsilon.$$

В зазначеному випадку можна вибрати незалежні значення задніх кутів α_n в двох точках різальної кромки різців і визначити значення кутів ε і α_{ni} .

В першій точці різальної кромки, положення якої визначається кутом φ_1 , прийемо значення нормального кута рівним α_{n1} . В другій точці при куті φ_2 прийемо значення нормального заднього кута α_{n2} .

Для першої точки справедлива залежність:

$$tg\alpha_{n1} = tg\alpha_{ni} \frac{\sin(\varphi_1 + \varepsilon)}{\cos\varepsilon},$$

Для другої точки:

$$tg\alpha_{n2} = tg\alpha_{ni} \frac{\sin(\varphi_2 + \varepsilon)}{\cos\varepsilon},$$

Звідси:

$$tg\alpha_{II} = \frac{tg\alpha_{n1} \cdot \cos \varepsilon}{\sin(\varphi_1 + \varepsilon)} = \frac{tg\alpha_2 \cdot \cos \varepsilon}{\sin(\varphi_2 + \varepsilon)},$$

Тоді:

$$tg\alpha_{n1} \cdot \sin(\varphi_1 + \varepsilon) = tg\alpha_{n2} \cdot \sin(\varphi_2 + \varepsilon).$$

З цього рівняння визначаємо кут ε :

$$tg\varepsilon = \frac{tg\alpha_{n1} \cdot \sin \varphi_2 - tg\alpha_{n2} \cdot \sin \varphi_1}{tg\alpha_{n2} \cdot \cos \varphi_1 - tg\alpha_{n1} \cdot \cos \varphi_2},$$

При $\varphi_1=0$ і $\varphi_2=0$

$$tg\varepsilon = \frac{tg\alpha_{n1}}{tg\alpha_{n2}}.$$

Аналогічна задача рішається при аналізі геометричних параметрів задньої поверхні фасонних фрез з гострозаточеним зубом.

Висновки

В роботі викладенні основи кінематичної теорії визначення геометричних параметрів різальної частини інструменту. Показано, що вона в рівній мірі поряд з графічною та аналітичною теорією може використовуватись для визначення та аналізу геометричних параметрів інструменту.

Література:

- [1] П.Р. Родин Основы проектирования режущих инструментов [для инженеров-технических работников, аспирантов и студентов вузов] [Текст]: учеб. для студентов машиностроительных специальностей / П.Р. Родин – К.: Высш. шк. 1990. – 421с.: ил. – Библиогр.: с.421. – 10000 экз.
- [2] Родін П.Р., Равська Н.С., Ковальова Л.І. Різальний інструмент в прикладах і задачах [навчальний посібник для студентів, які вивчають дисципліни "Різальний інструмент" і "Технологія виготовлення різальних інструментів"] [Текст]: навчальний посібник / Родін П.Р., Равська Н.С., Ковальова Л.І. – К.: Вища школа 1994р. 293с.: ил. – Библиогр.: с.293. – 1000 экз.
- [3] Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием [для инженеров-технических работников, аспирантов и студентов вузов] [Текст]: учеб. пособие для студентов механических специальностей вузов / П.Р. Родин – К.: Высш. шк. 1977. – 190с.: ил. – Библиогр.: с.190. – 7000 экз.
- [4] Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколаєнко Т.П., Мельничук П.П. Основи формоутворення поверхонь при механічній обробці [для інженерно-технічних працівників машинобудівних виробництв, викладачів і студентів вузів] [Текст] навчальний посібник для студентів спеціальностей "Технологія машинобудування", "Металорізальні верстати та системи", "Інструментальне виробництво" / Равська Н.С., Родін П.Р., Ніколаєнко Т.П., Мельничук П.П. – Житомир, ЖДТІ, 2007р. 163с.: ил. – Библиогр.: с.163 – 500 экз.
- [5] Мамлюк О.В., Равская Н.С., Родин П.Р., Лупкин Б.В. Основы формообразования поверхностей // Лабораторный практикум [для студентов технических высших учебных заведений] [Текст] учебное пособие для студентов специальностей "Инструментальное производство" / Мамлюк О.В., Равская Н.С., Родин П.Р., Лупкин Б.В.– Киев. Вища освіта, 2005р. 180с.: ил. – Библиогр.: с.180 – 500 экз.

УДК 621.9

Клименко С.А., Мельничук Ю.А., Копейкина М.Ю.

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ОЦЕНКА ОБРАБАТЫВАЕМОСТИ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ ПО МУЛЬТИФРАКТАЛЬНЫМ ПАРАМЕТРАМ ИХ СТРУКТУРЫ

The results of researches workability estimation of materials cutting on the multifractal parameters of their structure – homogeneity, efficiency, fractal dimension are presented. The fractal parameters of materials structure can be used for optimization of process of machining is presented.

Введение

Опыт теоретического и практического исследования процесса резания позволяет определить его как нестационарный, характеризующийся совокупностью параметров, существенно зависящих от исходных условий реализации и переменных во времени. Во многом это связано со структурным состоянием обрабатываемого материала, материала режущего инструмента, их временной трансформацией.

Мировая практика создания и применения конструкционных материалов показывает, что их свойства во многом определяются структурными особенностями. В тоже время, взаимосвязь между параметрами микроструктуры, зерненным составом, микростроением межфазных границ в материалах с их работоспособностью в условиях эксплуатационного нагружения остается недостаточно изученной.

Отмеченное приобретает еще большую актуальность в современных условиях, когда в конструкциях машин, технологической оснастке и режущих инструментах находят широкое применение композиционные материалы со структурой, гетерогенной на макро-, мезо- и микроуровнях.

Результаты исследований в области механической обработки свидетельствуют, что обрабатываемость резанием обусловлена структурой материалов, контактирующих в зоне обработки. Структуры обрабатываемого материала и материала режущего инструмента определяют закономерности механики, теплофизики, физикохимии процесса контактного взаимодействия в зоне резания, показатели износа и стойкости инструмента, состояния поверхностного слоя изделий, эффективность процесса обработки. Учитывая разнообразие обрабатываемых материалов и материалов для режущих инструментов, знание параметров, характеризующих их структуры, приобретает первостепенное значение.

Нужно отметить, что до настоящего времени для оценки параметров процесса резания, изнашивания инструмента, состояния поверхностного слоя изделий используются физико-механические характеристики материалов, в частности твердость, коэффициент теплопроводности и др., которые принимаются независимыми от структурного состояния материалов в микрообъемах. В широком представлении используемые физико-механические характеристики материалов являются структурно чувствительными, что не учитывается при анализе процесса резания.

Для развития науки о резании материалов, особенно материалов с гетерогенной структурой, таких как защитные покрытия, важным является совершенствование представлений о влиянии параметров структуры обрабатываемого материала и материала режущего инструмента на выходные

показатели процесса обработки, работоспособность режущих инструментов и состояние поверхностного слоя обработанных изделий.

Основная часть

Для анализа структур материалов современная материаловедческая наука, наряду с традиционными методами исследований, позволяет применять достаточно новые методологии, в частности рассматривать их с позиций фрактального формализма.

Во многих случаях, при наличии у исследуемого объекта, так называемого свойства самоподобия, не вдаваясь в детали внутреннего строения, сложность объекта можно количественно охарактеризовать комплексом мультифрактальных параметров, которыми описывают не только особенности структуры, но и процесс ее образования. Для задач исследования процесса резания, мультифрактальная параметризация [1–3] позволяет независимо от масштаба рассмотрения, на количественном уровне, комплексно оценить структуру и охарактеризовать механические свойства материалов, проследить их влияние на показатели процесса обработки.

Анализ мультифрактальных параметров [2] показал, что для изучения связи структур материалов с показателями их обрабатываемости резанием могут быть использованы параметры: фрактальная размерность (размерность Хаусдорфа-Безиковича) (D_0), информационная размерность D_1 , параметры однородности (F_q) и упорядоченности $\Delta_q = |D_1 - D_q|$, индекс $0, 1, \dots, q$ – момент порядка (для задач настоящего исследования достаточно $q = 40$).

Обобщенные размерности (энтропии Реньи) D_q ($0, 1, 2, \dots, q$) несут количественную информацию о термодинамических условиях структурообразования. Фрактальная размерность D_0 определяет однородный фрактал, отвечающий $q = 0$. Информационная размерность D_1 характеризует скорость роста количества информации при $q \rightarrow 0$. D_q – экстремальное значение фрактальной размерности структуры, при достижении которого мультифрактальные множества вырождаются. Более высокие значения D_q отвечают более равновесным условиям формирования структуры.

Под однородностью структуры F_q понимается показатель характера распределения единичных элементов структуры в евклидовом пространстве, охватывающем структуру. С возрастанием F_q увеличивается однородность структуры. При сравнении двух структур большее значение F_q будет у структуры, характеризующейся наличием близких по размерам небольших элементов, равномерно распределенных в структуре.

Показатель Δ_q отражает упорядоченность исследуемой структуры в целом. Увеличение Δ_q показывает, что структура имеет больше периодической составляющей, и что система накачивается информацией (негентропией). Параметр определяет конфигурацию (толщину, форму и др.) структурных элементов.

В настоящей работе предпринята попытка оценки связи масштабно независимых количественных параметров структуры материалов изделия и режущего инструмента (мультифрактальных параметров) с обрабатываемостью резанием – важнейшим технологическим свойством конструкционных материалов, определяющим производительность и себестоимость процесса обработки, состояние поверхностного слоя обработанных изделий.

Прежде всего следует рассмотреть влияние структуры обрабатываемого материала на выходные параметры процесса резания.

Учитывая, что применительно к процессу резания значения ординат профиля в каждой точке поверхности детали фактически представляют собой глубину резания, величина фрактальной размерности профиля обрабатываемой поверхности непосредственно влияет на процесс резания и его исходные показатели. С использованием метода нормируемого размаха Херста [3], обеспечивая масштабную инвариантность, переменная часть глубины резания при обработке изделий с поверхностью, имеющей отклонения формы, может быть определена через фрактальную размерность этой поверхности:

$$t = \text{const} \frac{\delta^{3-D}}{Lr^2},$$

де δ – характерный размер ячейки; D – фрактальная размерность поверхности; L – длина обрабатываемого образца; r – радиус образца ниже неровного слоя.

Учитывая отмеченное, фрактальная зависимость для определения силы резания [4] в общем случае принимает вид:

$$P = c_p S \left(t_{\text{пост}} + c_t \frac{\delta_t^{3-D_p}}{L \cdot r^2} \right) \left(HB_{\min} + c_{\text{НВ}} \frac{\delta_{\text{НВ}}^{3-D_{\text{НВ}}}}{L \cdot HB_0^2} \right) + c_{\text{пз}} \left(l_{\min} + c_l \frac{\delta_l^{3-D_l}}{L \cdot l^2} \right) \left(h_{3\min} + c_{h_3} \frac{\delta_{h_3}^{3-D_{h_3}}}{L \cdot h_3^2} \right),$$

де $c_p, c_{\text{пз}}, c_t, c_{\text{НВ}}, c_l, c_{h_3}$ – экспериментальные коэффициенты с соответствующей размерностью; $\delta_t, \delta_{\text{НВ}}, \delta_l, \delta_{h_3}$ – характерный размер ячейки, который используется для определения фрактальной размерности соответственно совокупности ординат профиля заготовки (D_l), твердости ($D_{\text{НВ}}$), длины контакта (D_l) и ширины фаски износа инструмента (D_{h_3}); l – длина контакта режущих кромок инструмента с деталью; h_3 – ширина фаски износа инструмента по задней поверхности.

Структура и свойства обрабатываемого материала оказывают существенное влияние на тепловые закономерности процесса резания. Особенно важное значение величина температуры резания, распределение тепловых потоков, соотношение теплопроводности обрабатываемого и инструментального материалов, уровень нагрева заготовки и характер распространения теплоты в ней приобретают в случае обработки материалы с гетерогенной структурой в связи с тем, что в таких материалах содержатся фазы с локальными теплофизическими свойствами, в результате чего фронт теплового поля распространяется преимущественно по фазам с высокой теплопроводностью, а фазы с малой теплопроводностью выступают в качестве термического сопротивления. В связи со случайным расположением таких фаз, фронт теплового поля в материалах с гетерогенной структурой имеет сложный фрактальный характер [1]. В этом случае закон теплопроводности Фурье описывается дифференциальным уравнением в дробных пространственных производных [1]:

$$\frac{\partial T(x, t)}{\partial t} = \tilde{k} \cdot \partial^{1+\nu} \cdot T(x, t) / \partial x^{1+\nu},$$

де T – температура; t – время; x – координата; \tilde{k} – коэффициент теплопроводности, зависящий от фрактальной размерности фронта теплового поля D_f ($\tilde{k} = a^2 / \tau$; a – масштаб; $\tau = 2D_f$); ν – порядок дробной гильдеровской производной ($\nu = 2D_f - 1$).

В общем случае коэффициент теплопроводности материала с гетерогенною структурой определяется как [5]:

$$\lambda = \frac{dQ}{L(\delta)\text{grad}\Theta dF d\tau} = \frac{\lambda_0}{\delta^{1-D_f}},$$

где λ_0 – коэффициент теплопроводности аналогичного по химическому составу однородного материала; D_f – фрактальная размерность теплового фронта; δ – размер ячеек, используемых для определения фрактальной размерности теплового фронта.

На рис. 1 представлены трибограммы с поверхности напыленного покрытия $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{B}_{10}$, полученные при сканировании алмазным индентором при нагружении силой 100, 200 и 250 сН. Трибограмма, полученная при нагружении силой 100 сН, позволяет выявить наличие в материале мелких пор, в то время как при больших нагружениях фиксируются только относительно большие дефекты, что связано с увеличением объема материала, который деформируется при движении индентора. Распределение пор разной величины в обрабатываемом материале имеет самоподобный вид, что свидетельствует о фрактальном характере их совокупности.

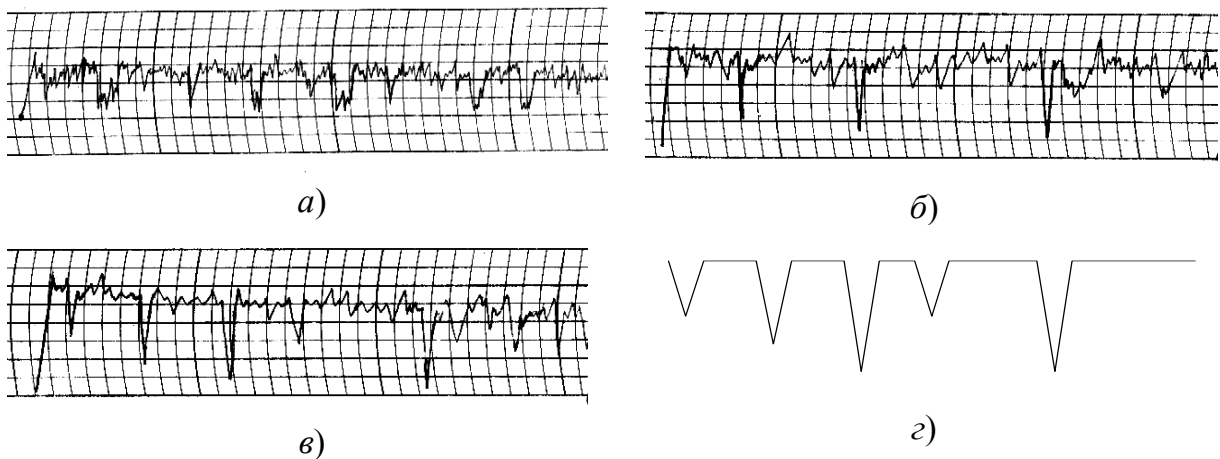


Рисунок 1 – Фрагменты трибограмм (а, б, в) и фрактальная модель теплового фронта в материале газопламенного порошкового покрытия $\text{Fe}_{78}\text{Si}_{12}\text{B}_{10}$ (з): а, б, в – нагружение силой 100, 200, 250 сН соответственно

Ограничимся допущением, что структура исследуемых материалов представлена однородной составляющей и порами. Заменив ординаты трибограмм, которые не выпадают из генеральной совокупности одним постоянным значением, получим упрощенную модель фронта распространения тепла в материале, учитывающую наличие в нем пористости (рис. 1, з). Полученная кривая подобна предфракталу первого поколения триадной кривой Кох. Учитывая зависимости для третьего поколения ($n = 3$) этой кривой и величину ее фрактальной размерности, полученную клеточным методом [3], коэффициент теплопроводности исследуемого материала приближенно составляет

$$\lambda = \frac{\lambda_0}{(0,04)^{1-D_f}} = \frac{\lambda_0}{(0,04)^{-0,103}} = 0,72 \cdot \lambda_0.$$

На рис. 2 приведены результаты экспериментальных исследований и расчетов температуры на вершине инструмента при точении покрытия, напыленного порошковой проволокой $\text{Fe}_{80}\text{B}_{20}$, анализ которых свидетельствует о том, что использование фрактальных представлений о структуре обрабатываемого материала существенно повышает точность оценки

температуры расчетным методом.

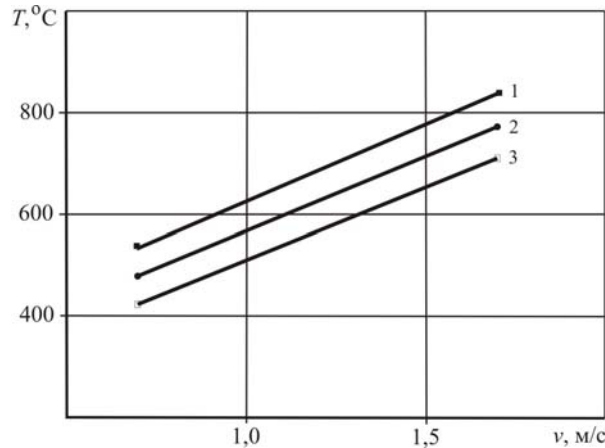


Рисунок 2 – Зависимость температуры на вершине реза от скорости резания при точении газопламенного покрытия, напыленного порошковой проволокой $Fe_{80}B_{20}$ ($S = 0,05$ мм/об; $h_3 = 0,1$ мм; $t = 0,15$ мм):

1 – экспериментальные результаты, 2 – расчет с учетом фрактальной размерности теплового фронта; 3 – по методике [6] для однородных материалов

Мультифрактальные показатели структуры обрабатываемых материалов позволяют эффективно оценить их обрабатываемость по параметрам качества обработанной поверхности.

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о том, что гетерогенность структуры обрабатываемого материала существенно влияет на шероховатость поверхности, формируемую при обработке. По величине фрактальной размерности структуры D_0 можно прогнозировать значение высотных параметров шероховатости поверхности после обработки. Анализ результатов, приведенных на рис. 3, свидетельствует о том, что при точении материалов, которые характеризуются разными величинами D_0 , достигается разная шероховатость обработанной поверхности. Это касается как обработки одного и того же материала, для которого характерны разные значения D_0 , так и обработки гаммы материалов с разными значениями D_0 .

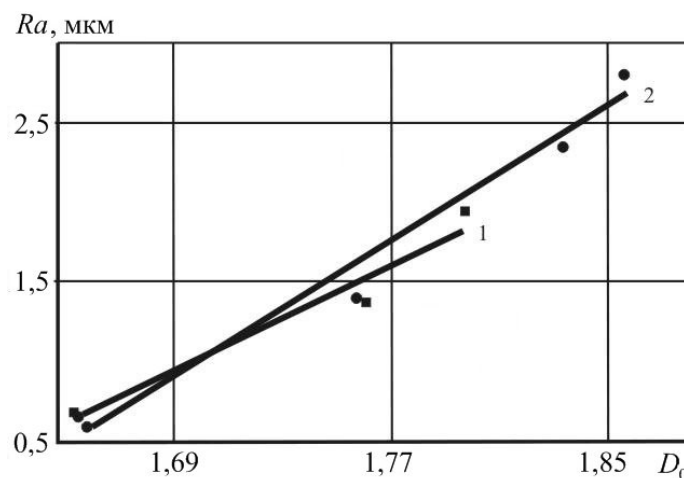


Рисунок 3 – Зависимость шероховатости обработанной поверхности Ra от величины D_0 для покрытий: 1 – газопламенного порошкового $Fe_{78}B_{10}Si_{12}$; 2 – систем Fe-B и Fe-Cr-B:

газопламенного, порошковой проволокой $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,65$); электродугового, порошковой проволокой $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,75$); электродугового, порошковой проволокой $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,80$); газопламенного, порошком $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,83$); газопламенного, порошком $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,86$)

Полученные результаты свидетельствуют об общей тенденции – более качественная поверхность достигается при обработке материалов, которые характеризуются меньшей величиной фрактальной размерности D_0 их структуры.

Представляет интерес проанализировать влияние фрактальной размерности структуры обрабатываемого материала на стойкость режущего инструмента. Результаты исследований, представленные на рис. 4, свидетельствуют о том, что процесс точения материалов, структура которых характеризуется относительной однородностью ($D_0 = 1,65$), сопровождается высокой стойкостью инструмента. Увеличение гетерогенности структуры, характеризуемое ростом фрактальной размерности D_0 от 1,6 до 1,8, приводит к снижению стойкости инструмента более чем в два раза, что связано с возрастанием нестабильности процесса резания.

Нужно отметить, что при увеличении скорости резания наблюдается уменьшение влияния неоднородности обрабатываемого материала на стойкость инструмента. Так, стойкость резцов ($h_3 = 0,4$ мм), оснащенных ПСТМ на основе КНБ, при точении со скоростью резания $v = 2$ м/с ($S = 0,05$ мм/об, $t = 0,2$ мм) покрытий составляет: электродугового покрытия, напыленного порошковой проволокой $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,80$) – 26 минут, газопламенного покрытия, напыленного порошком $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,86$) – 24 минут, а при скорости резания $v = 1,2$ м/с в аналогичных условиях – 44 и 36 минут соответственно. Зависимость стойкости инструмента от скорости резания для гаммы покрытий показана на рис. 4. Такой характер зависимости определяется изменением характера изнашивания инструмента и динамических условий резания.

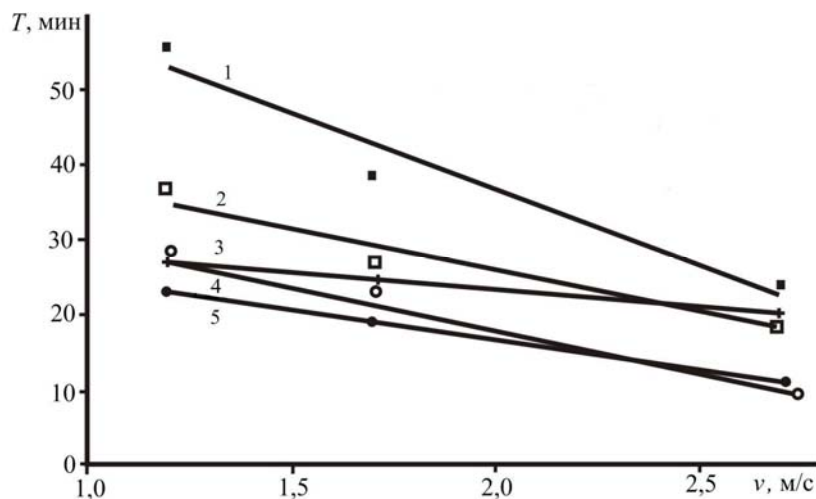


Рисунок 4 – Зависимость стойкости инструмента ($h_3 = 0,25$ мм) от скорости резания ($S = 0,05$ мм/об; $t = 0,2$ мм, $\gamma = -10^\circ$) для гаммы напыленных покрытий:

1 – газопламенное, порошковой проволокой $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,65$); 2 – электродуговое, порошковой проволокой $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,75$); 3 – газопламенное, порошком $Fe_{80}B_{20}$ ($D_0 = 1,83$); 4 – электродуговое, порошковой проволокой $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,80$); 5 – газопламенное, порошком $Fe_{79}Cr_{16}B_5$ ($D_0 = 1,86$)

Фрактальные структуры обрабатываемых материалов и материалов инструментальных композитов обуславливают фрактальные температурно-силовые закономерности процесса резания, определяющие избирательный характер изнашивания режущего инструмента на разных участках контакта со

стружкой и обрабатываемым изделием. В процессе точения материалов с гетерогенной структурой режущий инструмент подвергается действию ударных нагрузок, связанных с контактным взаимодействием инструмента с твердыми включениями, краями пор и другими структурными компонентами, присутствующими в обрабатываемых материалах, что приводит к ускоренному разрушению и изнашиванию инструмента, материал которого также является композитом с гетерогенной структурой.

Мультифрактальный анализ изменений в материале режущего инструмента в процессе лезвийной обработки свидетельствует, что при изнашивании инструмента происходит существенная трансформация структуры его материала, которая определяется наличием стадий упрочнения на этапе приработки и последующей постепенной потери прочности, которая обуславливается ростом дефектности структуры материала. Мультифрактальные параметры – однородность F_q , упорядоченность Δ_q , мера адаптивности структуры к внешнему воздействию, фрактальная размерность D_0 , позволяют комплексно и количественно описать исследуемые структуры, оценить степень их гетерогенности и дефектности, прогнозировать скорость изнашивания инструментов под действием силового и теплового нагружения в процессе резания.

Перспективными материалами для оснащения режущих инструментов при обработке железоуглеродистых сплавов твердостью до 40 HRC с ударными и циклическими нагрузками являются титанотанталовольфрамовые твердые сплавы с повышенным содержанием кобальта.

На рис. 5 приведены изображения структур твердого сплава ТТ7К12, характеризующие исходное состояние сплава и состояние материала, который прилегает к границе фаски износа инструмента по задней поверхности.

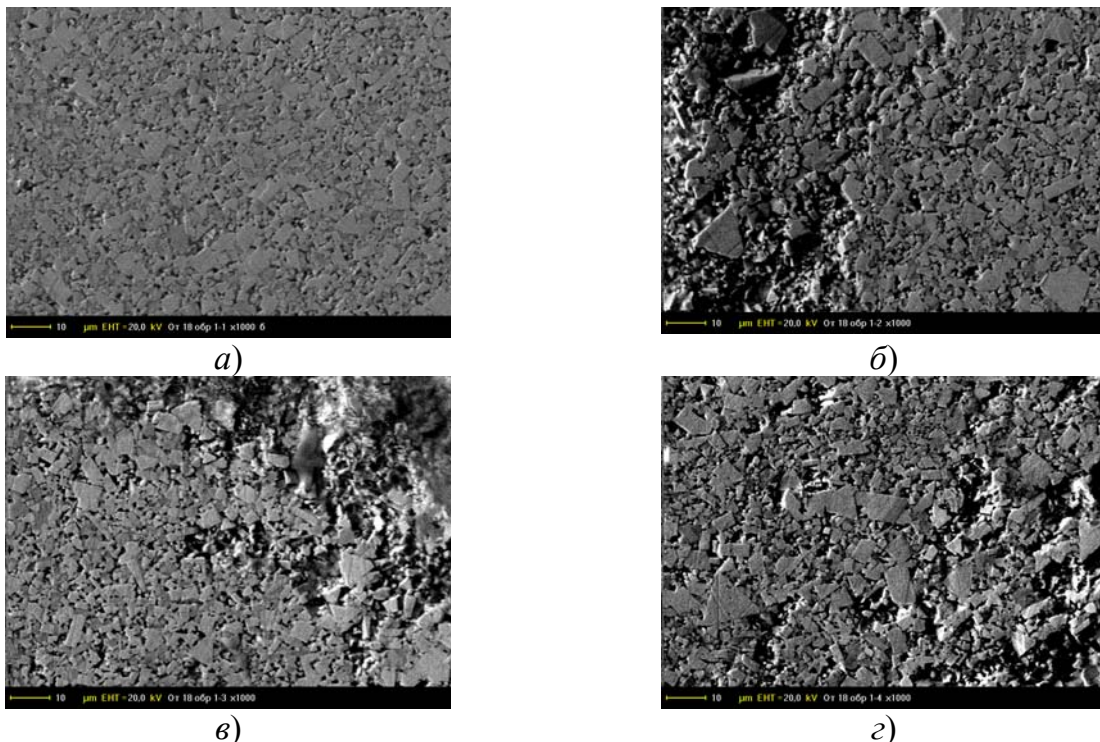


Рисунок 5 – Структура твердого сплава ТТ7К12 ($\times 1000$):
 а – исходная; б, в, з – при износе инструмента $h_3 = 0,10$ мм, 0,4 мм, 1,0 мм соответственно

В табл. 1 представлені результати мультифрактального аналізу структури твердого сплава ТТ7К12 при різних величинах износа оснащеного им інструмента при точенні сталі 40Х (40 HRC).

Совокупное вплив параметрів F_q і Δ_q на износ інструмента показано на рис. 6. Перед катастрофічної стадії износа відзначається значительне зменшення абсолютної величини обох параметрів. При цьому фрактальна розмірність структури D_0 різко зростає.

Сниження величини показателя однородності F_q структури твердого сплава приводить до збільшенню износа інструмента, аналогічно інтенсифікації износа з ростом ентропії в системі.

Таблиця 1 – Мультифрактальні параметри структури твердого сплава ТТ7К12 при різних стадіях износа оснащеного им інструмента

| Мультифрактальні характеристики | | | | | Износ інструмента по задній поверхні h_3 , мм |
|---------------------------------|-------|-------|-------|-------|---|
| Δ_q | F_q | D_0 | D_1 | D_q | |
| 0,208 | 4,71 | 1,69 | 1,72 | 1,925 | исходний образец |
| 0,186 | 4,37 | 1,74 | 1,74 | 1,93 | 0,1 |
| 0,198 | 4,56 | 1,68 | 1,69 | 1,89 | 0,4 |
| 0,210 | 3,65 | 1,785 | 1,65 | 1,86 | 0,8–1,0 |

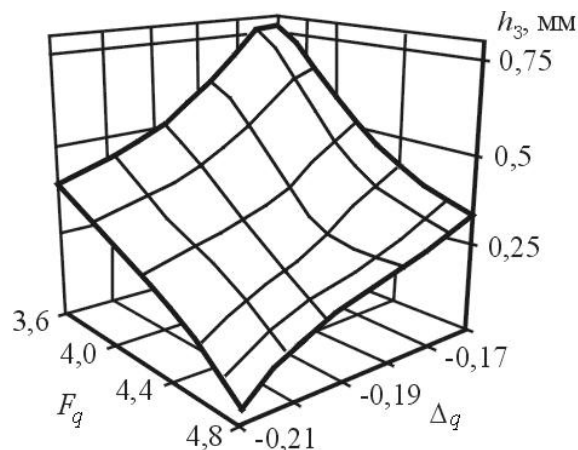


Рисунок 6 – Зміна параметрів F_q і Δ_q структури твердого сплава ТТ7К12 в процесі изнашивания оснащеного им інструмента при точенні сталі 40Х

Зміна фрактальних параметрів свідчить про адаптацію структури твердих сплавів до зовнішнього впливу в процесі обробки шляхом визначеної її перестройки. Під впливом сил і температур, існуючих місце в процесі різання, відбувається визначена перегруппування частинок карбіда вольфрама і складних карбідів. Перед катастрофічної стадії износа інструмента спостерігається значительний ріст фрактальної розмірності D_0 структури твердого сплава, що свідчить про збільшенню дефектності і пошкодженості матеріала (рис. 7).

Характер отриманих даних по зміні мультифрактальних параметрів структури твердих сплавів групи ТТК в процесі різання оснащеними ими інструментом справедливий і для інших твердих сплавів, в частині групи ВК. І для цієї групи сплавів трансформація структури супроводжується зростанням значень параметрів однородності F_q і упорядоченості Δ_q структури і зниженням фрактальної розмірності D_0 , що сприяє підвищенню робочості інструмента в процесі різання.

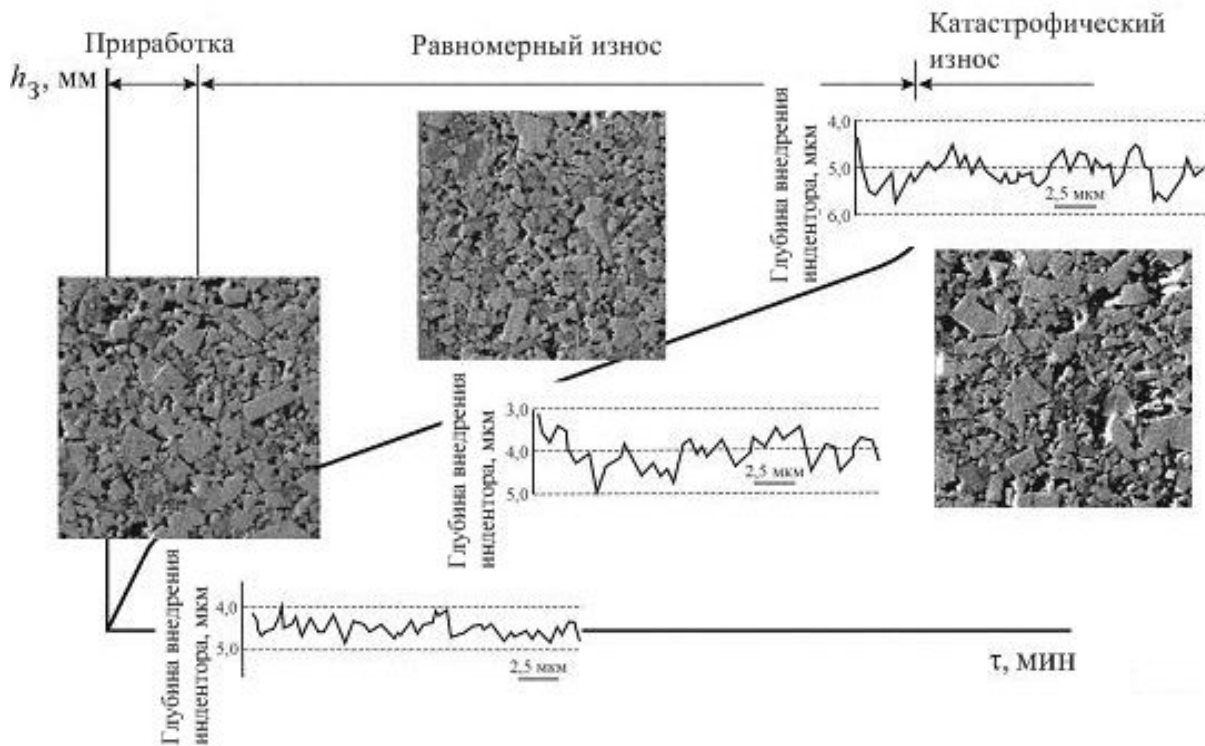


Рисунок 7 – Трансформация структуры и механических свойств твердого сплава ТТ7К12 в процессе точения оснащенным им инструментом

Для случая точения стали ХВГ (55 HRC), между скоростью изнашивания (i) инструмента, оснащенного твердым сплавом ВК8М, и параметрами его структуры (F_q , Δ_q , D_0) установлены следующие зависимости:

$$i = 0,1D_0^{5,3},$$

$$i = 1,24D_0 - 1,22,$$

$$i = 1,82 - 0,35F_{40},$$

$$i = 1,26 - 1,9\Delta_{40}$$

с коэффициентами корреляции соответственно 0,84, 0,74, 0,73.

На рис. 8 приведен пример модифицированной карты [7] адаптации структуры материалов к внешнему воздействию. Мультифрактальные параметры (табл. 2) позволяют сделать вывод об уровне запаса адаптивности структур твердых сплавов к внешнему воздействию для различных величин износа режущего инструмента.

Как видно из полученных результатов, наибольший запас адаптивности к условиям нагружения при резании имеет твердый сплав, отвечающий условиям приработки инструмента (точка 2, рис. 8). Нужно отметить, что в течение всего периода стойкости инструмента адаптация структуры твердого сплава к условиям изнашивания инструмента в процессе резания реализуется за счет квазиупругих деформаций.

Как показали исследования, отношение параметров D_1/D_{40} является одним из наиболее информативных фрактальных показателей структур твердых сплавов, определяющих стойкость инструмента в процессе резания.

С уменьшением величины этого показателя, существенно снижается скорость изнашивания инструмента при прерывистом точении, что свидетельствует о повышении стойкости его материала к динамическим нагрузкам (рис. 9).

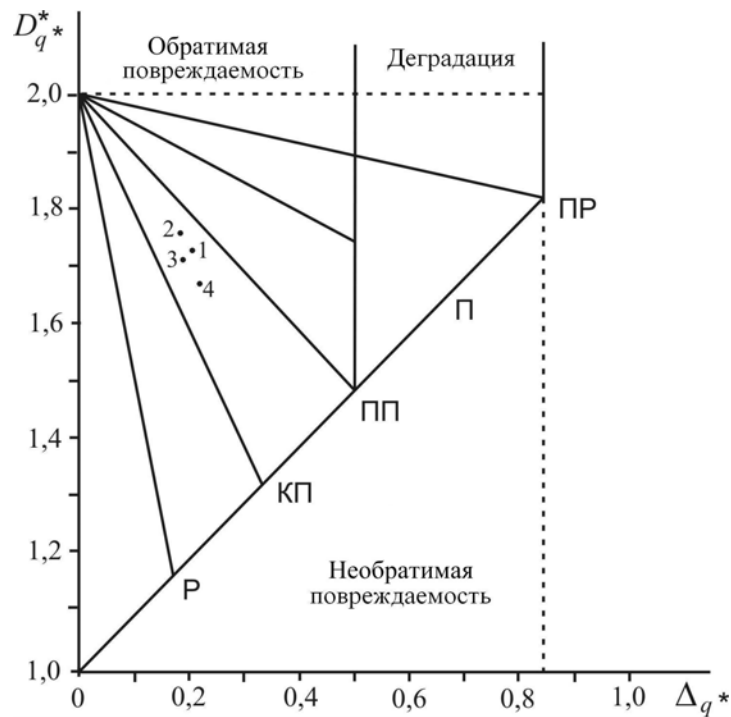


Рисунок 8 – Модифицированная карта адаптации структуры твердого сплава ТТ7К12 к внешнему воздействию (1, 2, 3, 4 – износ инструмента по задней поверхности $h_3 = 0,02; 0,1; 0,4; 0,8-1,0$ мм соответственно). Механизмы адаптации: Р – рекристаллизация; КП, ПП, П – квазиупругая, упруго-пластическая, пластическая деформация соответственно; ПР – перколяция

Таблица 2 – Показатели адаптивности структуры твердого сплава ТТ7К12 к внешнему воздействию в зависимости от величины износа оснащенного им режущего инструмента

| Δ_q | A_m^{\max} | $D_{q^*}^*$ | $D_{q^*}^C$ | Z_A | Износ инструмента по задней поверхности h_3 , мм |
|------------|--------------|-------------|-------------|-------|--|
| 0,208 | 0,896 | 1,725 | 1,208 | 0,517 | исходный образец |
| 0,186 | 0,907 | 1,750 | 1,186 | 0,564 | 0,1 |
| 0,198 | 0,901 | 1,703 | 1,198 | 0,505 | 0,4 |
| 0,210 | 0,895 | 1,665 | 1,210 | 0,455 | 0,8–1,0 |

(A_m^{\max} – экстремальное значение меры адаптивности к внешнему воздействию; $D_{q^*}^*$ – критическое значение размерности Реньи, отвечающее вырождению мультифрактала; $D_{q^*}^C = 1+v_3$ – предельное значение размерности Реньи, отвечающее потере устойчивости симметрии структуры к внешнему воздействию при реализации данного механизма деформации; v_3 – критический эффективный коэффициент Пуассона, контролирующий переход от одного механизма адаптации к другому; Z_A – запас адаптивности)

Для рассмотренных твердых сплавов имеет место общая тенденция: с уменьшением количества крупных зерен и измельчением карбидной фазы с образованием зерен неправильной формы и извилистыми краями, с формированием тонких кобальтовых прослоек, увеличивающим контактную поверхность межфазных и межзеренных границ, повышается сопротивление инструментального материала изнашиванию при прерывистом резании.

Как известно, структура материалов во многом определяет их механические свойства. Применительно к материалам с фрактальной структурой это обуславливает и фрактальный характер совокупности их механических свойств.

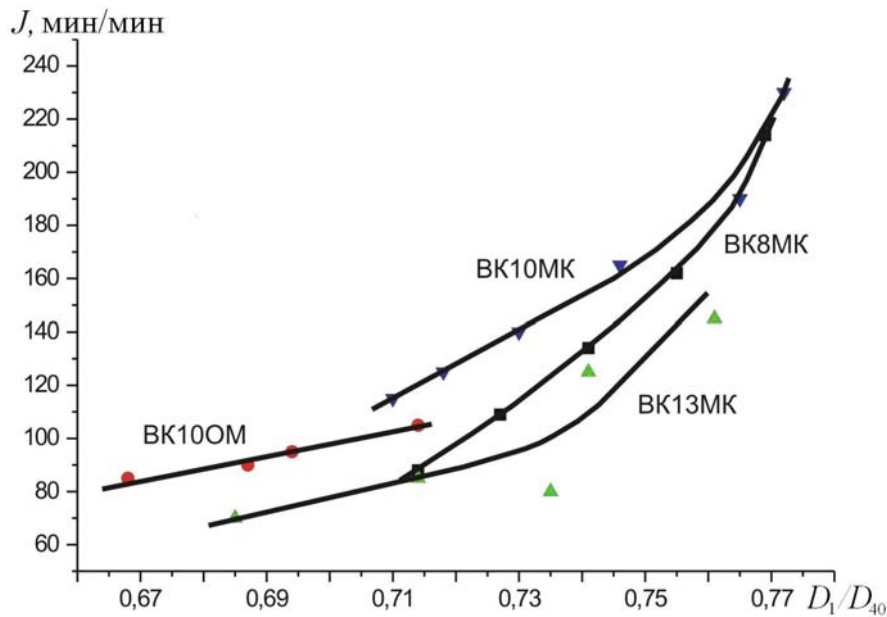


Рисунок 9 – Зависимость между скоростью изнашивания (J) инструмента при точении стали 40X (40–42 HRC) с ударом ($v = 0,66$ м/с, $S = 0,14$ мм/об, $t = 0,4$ мм) и параметром D_1/D_{40} структуры его материала

На рис. 10 представлены двумерные изображения, которые визуально отображают совокупность механических свойств твердого сплава ВК8. Темные участки, отвечающие высокой твердости материала, более равномерно распределены на изображении, представленном на рис. 9, б, в сравнении представленными на рис. 9, а и 9, в, что подтверждает тот факт, что уровень механических свойств материала инструмента на стадии установившегося износа выше, чем на стадии приработки и на стадии катастрофического износа.

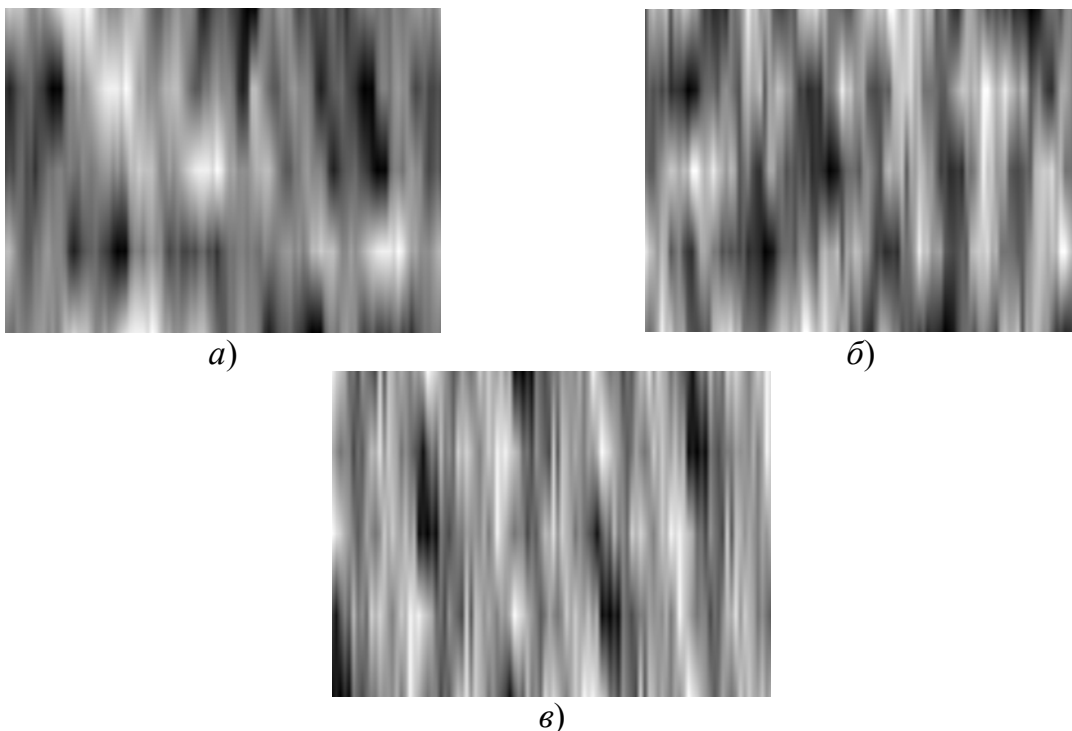


Рисунок 10 – Трансформация совокупности механических свойств твердого сплава ВК8М в процессе изнашивания инструмента:
 а) $h_3 = 0,05$ мм; б) $h_3 = 0,3$ мм; в) $h_3 = 0,8$ мм


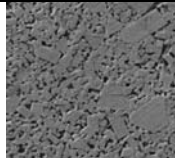
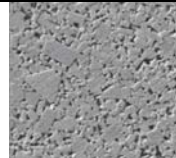
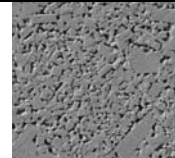
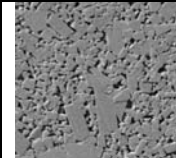
Подобные результаты получены и для обрабатываемого материала. Для гаммы напыленных покрытий на основе Fe с коэффициентом корреляции 0,99 получены зависимости между фрактальными размерностями структуры D_0 и совокупности механических свойств $D_{0св}$:

$$D_{0св} = -2,64 + 2,4D_0.$$

Необходимо отметить, что такие характеристики механических свойств материалов как граница прочности при изгибе (R_{bm}) и твердость не могут в достаточной мере определять работоспособность твердых сплавов в режущем инструменте в процессе резания. Более информативными являются мультифрактальные параметры структуры (табл. 3) твердых сплавов.

Представленные зависимости указывают на то, что для повышения стойкости инструмента в условиях резания необходимо использовать инструменты, оснащенные сплавами со структурой (совокупностью механических свойств), которые характеризуются максимально высокими значениями фрактальных параметров однородности F_q и упорядоченности Δ_q , а также минимальными значениями фрактальной размерности D_0 .

Таблица 3 – Мультифрактальные параметры структуры, механические свойства твердого сплава ВК13М и скорость изнашивания твдосплавного инструмента при точении стали 40 X(40–42 HRC)

| Мультифрактальные параметры | Образец | | | | |
|--|--|--|---|--|--|
| |  |  |  |  |  |
| Δ_q | 0,611 | 0,509 | 0,540 | 0,454 | 0,499 |
| F_q | 4,743 | 4,470 | 4,629 | 4,659 | 4,510 |
| D_0 | 1,078 | 1,190 | 1,180 | 1,268 | 1,277 |
| D_1/D_{40} | 0,685 | 0,735 | 0,714 | 0,761 | 0,741 |
| Граница прочности при изгибе (R_{bm}), МПа | 2600 | 2090 | 2090 | 2500 | 2500 |
| Твердость (HRA) | 88,6 | 88,6 | 88,6 | 88,6 | 88,6 |
| Скорость изнашивания i , мкм/мин | 70 | 80 | 85 | 145 | 125 |

Фрактальные особенности структуры материала режущего инструмента обуславливают также фрактальный характер поверхностей его износа. В работе [8] показано, что для условий непрерывного резания стали 45 инструментом из твердого сплава ВК8, оптимальной величине скорости резания, которой отвечает наименьшая величина износа инструмента, соответствует минимальное значение фрактальной размерности и максимальная величина однородности рельефа поверхности износа инструмента. Размер частиц износа инструмента отвечает размеру фрагмента дислокационной структуры в зерне карбидной фазы.

Анализ полученных в [8] фотографий изношенных участков инструмента свидетельствует, что для оценки его износа можно использовать кластерный анализ фрактальных объектов. Для определения интенсивности изнашивания инструмента в условиях «нормального» износа при оптимальной скорости резания предлагается зависимость:

$$J = \frac{\mu N l}{r^D},$$

где μ – коэффициент трения, N – нормальная сила; l – размер кластера (размер дефекта на поверхности); r – размер фрагмента ($r = 1/\sqrt{\rho}$, где ρ – размер фрагмента дислокационной структуры); D – фрактальная размерность рельефа поверхности износа инструмента.

Как отмечалось выше, обрабатываемость материалов резанием может оцениваться по различным критериям – величинам сил и температуры резания, интенсивности изнашивания инструмента, параметрам шероховатости обработанной поверхности и т.д. Однако, среди многообразия показателей, в качестве основного критерия обрабатываемости материала резанием традиционно используется величина скорости резания при определенной стойкости инструмента (наиболее распространено – 60 минут). Этот критерий также определяется структурой обрабатываемого материала.

На рис. 11 представлена диаграмма, связывающая величину скорости резания и значение фрактальной размерности D_0 структуры обрабатываемого материала, из которой видно, что с ростом последней скорость резания, отвечающая заданной стойкости инструмента, существенно снижается.

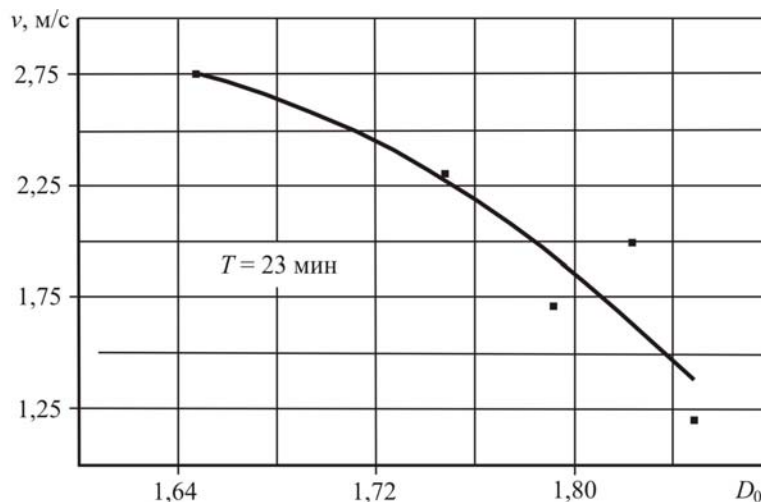


Рисунок 11 – Влияние величины D_0 напыленных покрытий на скорость резания ($S = 0,05$ мм/об, $t = 0,2$ мм), при которой обеспечивается стойкость инструмента $T = 23$ мин ($h_3 = 0,25$ мм)

Процесс обработки материалов с высокой степенью гетерогенности структуры целесообразнее проводить при больших скоростях резания, что повышает производительность и уменьшает себестоимость обработки (рис. 12). Нужно также отметить, что с увеличением скорости резания влияние неоднородности структуры обрабатываемого материала на интенсивность изнашивания инструмента снижается.

Полученные результаты свидетельствуют о правомерности использования фрактальных характеристик структуры обрабатываемых материалов, в первую очередь величины фрактальной размерности D_0 , для сравнительной оценки обрабатываемости резанием конструкционных материалов без проведения трудоемких стойкостных экспериментов. Фрактальные параметры структуры инструментальных композитов могут быть эффективно использованы для прогнозирования износостойкости оснащенных ими режущих инструментов, оптимизации технологии изготовления материалов для режущих инструментов.

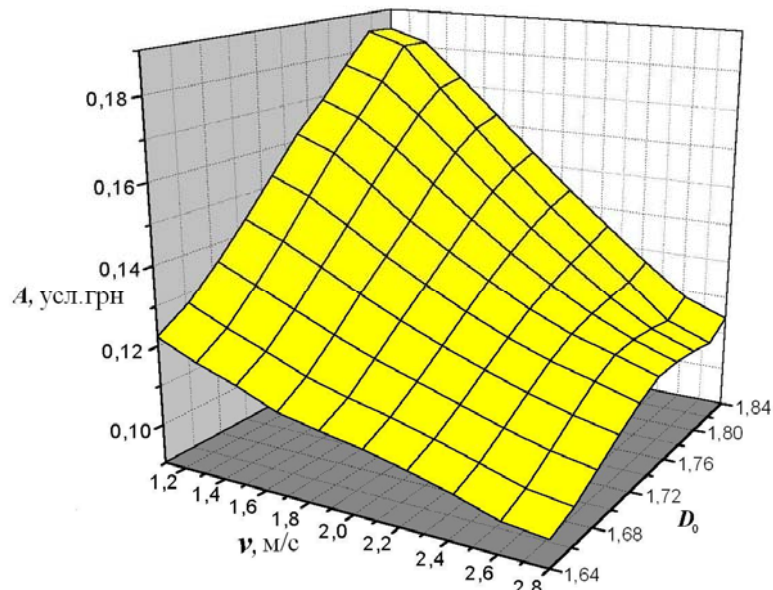


Рисунок 12 – Зависимость себестоимости токарной обработки A напыленных покрытий системы Fe-V от величины фрактальной размерности D_0 их структуры и скорости резания v ($E = 0,0246$ ум. грн./хв.; $E \cdot t_{зм} + e = 2,054$ ус. грн.; $D = 45$ мм, $L = 100$ мм)

Вывод

Представленный подход перспективен для совершенствования представлений о закономерностях процесса резания. Он является фундаментом для развития нового направления в теории механической обработки – фрактальной теории резания.

Литература:

- [1] Синергетика и фракталы в материаловедении / В.С. Иванова, А.С. Баланкин, И.Ж. Бунин, А.А. Оксогоев. – М.: Наука, 1994. – 384 с.
- [2] Встовский Г.В., Колмаков А.Г., Бунин И.Ж. Введение в мультифрактальную параметризацию структур материалов. – Ижевск: Науч.-изд. центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2001. – С. 116 с.
- [3] Федер Е. Фракталы: Пер. с англ. – М.: Мир, 1991. – 254 с.
- [4] Коломієць В.В. Научні основи теорії обробки неоднорідних наплавлених матеріалів: Дис...д-ра. техн. наук: 05.03.01. – К., 1993. – 474 с.
- [5] Мельнийчук Ю.А. Температурно-силовые закономерности и структурно-фазовые превращения в обрабатываемом материале при точении напыленных покрытий с аморфно-кристаллической структурой // Вісник Черкаського інженерно-технологічного інституту. – 2001. – № 4. – С. 77–84.
- [6] Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
- [7] Оксогоев А.А., Закирничная М.М. Модифицированная карта адаптации структуры материалов к внешнему воздействию // Мультифрактальный анализ нелинейной динамики адаптивности структуры материалов к внешним воздействиям // Прикладная синергетика – II: Сб. науч. тр. – Уфа: Изд-во УГНТИ, 2004. – Т. 2. – С. 45–51.
- [8] Колмаков А.Г. Анализ связи структурных изменений и механических свойств металлических материалов при модификации с использованием мультифрактальных представлений. Дис...д-ра. техн. наук: 05.16.01. – М., 2004. – 376 с.

УДК 621.762:691:921

Майборода В.С., Плівак О.А., Клишта О.С.
НТУУ "КПІ", м.Київ, Україна

КІНЕТИКА ФОРМУВАННЯ КРОМОК КІНЦЕВОГО РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ПРИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОМУ ОБРОБЛЕННІ В КІЛЬЦЕВИХ РОБОЧИХ ЩІЛИНАХ В УМОВАХ "НАТІКАННЯ" НА РОБОЧІ ПОВЕРХНІ.

At magnetic - abrasive processing of a tip cutting tool in ring-type working areas of large width in conditions of "attack" the dust of job surfaces descends a decrease of a roughness, the nicks-and-burrises leave. The value of an obtusion of edges does not exceed 9 microns.

Вступ

Підвищення працездатності різального інструменту є багатоплановою проблемою і полягає в вирішенні декількох взаємопов'язаних задач. До них можна віднести формування оптимальних геометрії і мікрогеометрії робочих елементів різального інструменту, при умові забезпечення відповідного зміцнення. Їх вирішення полягає в комплексному підході до процесів оброблення, в особливості, на фінішних етапах виготовлення інструменту. При цьому важливим є врахування таких взаємопов'язаних технологічних аспектів обробки як ступінь зміцнення, так і мікрогеометричних параметрів робочих елементів різального інструменту, і в особливості тонких, загострених різальних кромок. Традиційно вважають, що чим гостріша різальна кромка, тим менші зусилля будуть виникати при експлуатації інструменту. Проте застосування різноманітних методів зміцнення, які збільшують жорсткість поверхневого шару, сприяють підвищення поверхневої твердості може призвести при експлуатації інструменту до небажаних явищ, таких як викришування тонких загострених кромок з подальшим зниженням як працездатності інструменту, так і якості оброблення. Тобто ступінь зміцнення і величина заокруглення тонких кромок взаємопов'язані і повинні враховуватися при фінішному обробленні.

Стан проблеми

Застосування для фінішного оброблення кінцевого різального інструменту методу MAO в умовах великих магнітних щілин при їх кільцевому розташуванні є одним з перспективних методів, який дозволяє не тільки з високою продуктивністю зменшувати шорсткість поверхонь робочих елементів інструменту, а і забезпечувати їх зміцнення. Значний об'єм досліджень по MAO свердел, виготовлених з швидкорізальної сталі показав, що практично відкритим залишилося питання цілеспрямованого керування мікрогеометрією, ступенем заокруглення головних різальних кромок і перемички свердел. Останні дослідження в цьому напрямку [1-3]показали, що застосування схеми типу кільцева ванна у порівнянні з іншими способами MAO свердел не призводить до суттєвого притуплення як різальних кромок, так і перемички. При цьому доведено, що незначне притуплення кутків свердел, яке відбувається при MAO в умовах великих магнітних щілин за схемою, наведеною в [4] є бажаним і дозволяє не тільки уникнути сколювання кутка свердел на початковій стадії експлуатації, а і суттєво зменшити зношування на етапі припрацювання інструменту. Дослідження особливостей в зміні мікрогеометричних

характеристик кромок при MAO в умовах "стікання" магнітно-абразивного інструменту (MAI) з оброблюваних поверхонь показали, що є перспективи не тільки в зменшенні параметрів шорсткості кромок, а і в можливості керування зазначеним процесом шляхом визначення необхідного часу оброблення, використання MAI з визначеними властивостями. Відзначимо, що для забезпечення рівномірного, об'ємного оброблення кінцевого інструменту застосовують умови з реверсом його обертання навколо осі кільцевої ванни, тобто за умов "стікання" і "натікання" MAI на робочі поверхні [5-7]. Тому актуальним є дослідження кінетики заокруглення різальних кромок при MAO в кільцевих робочих зон значної ширини в умовах "натікання" на кромки магнітно-абразивного інструменту, що сформовано з порошкових магнітно-абразивних матеріалів різного технологічного призначення.

Експериментальні дослідження

Для проведення досліджень використовували зразки, що імітують робочі елементи кінцевого різального інструменту з різними кутами загострення, описані в [1]. Обробку виконували магнітно-абразивними порошками з розмірами частинок 160/100 і 315/20 мкм. Застосовували рівновісні порошкові матеріали з осколькою і округлою формою частинок – Ферромап, Полімам – М- і ПР Р6М5 і нерівновісними частинками – Царамам (величина коефіцієнту нерівновісності складає $k_f = 2,3-2,4$). Умови оброблення ідентичні умовам MAO при дослідженнях заокруглення кромок в режимі "стікання" з робочих поверхонь [1]. Вимірювання зміни величини радіусів заокруглення різальних кромок виконували за методикою, наведеною в [6].

Часові залежності зміни величини радіусів заокруглення зразків з різними кутами загострення після MAO порошками різних типів, форми і розмірів наведено на рис.1. Показано, що процес MAO в умовах натікання на робочі поверхні при застосуванні округлих рівновісних і нерівновісних частинок різних розмірів на протязі шести хвилин не призводить до притуплення різальних кромок, в той час як застосування порошоків з осколькою частинками спричиняє притуплення кромок. Це пов'язано з тим, що магнітно-абразивні порошки з осколькою частинками мають у порівнянні з округлими підвищену абразивну здатність і реалізують в процесі MAO більш активне диспергування матеріалу з поверхні зразків, що оброблюють.

Аналіз отриманих результатів показав, що на першій хвилині процесу MAO зразків відбувається видалення з кромки задирок шляхом або пластичного деформування і стирання у випадку використання MAI з округлих частинок, або шляхом зрізання при застосуванні осколькою порошоків. Зазначений механізм повністю співпадає з механізмом оброблення кромок в режимі «стікання» MAI з оброблюваних поверхонь. Зовнішній вигляд різальних кромок реального різального інструменту – свердла, обробленого методом MAO в ідентичних умовах на протязі однієї хвилини, представлено на рис.2.

З отриманих результатів маємо, що в зазначених межах досліджень у порівнянні з процесом MAO в умовах "стікання" з оброблюваних поверхонь ми маємо меншу небезпеку що до притуплення кромки. Цей факт може бути пояснено особливими умовами формування порошкового MAI – формуванням ущільнених квазістабільних зон перед кромками, процесами "обтікання" порошковим магнітно-абразивним інструментом оброблюваних поверхонь, аналогічно з результатами по формуванню вхідних і вихідних кромок на лопатках компресорів ГТД [5,8] і наявністю порошкових швидкостей процесу MAO у кільцевих щілинах [9].

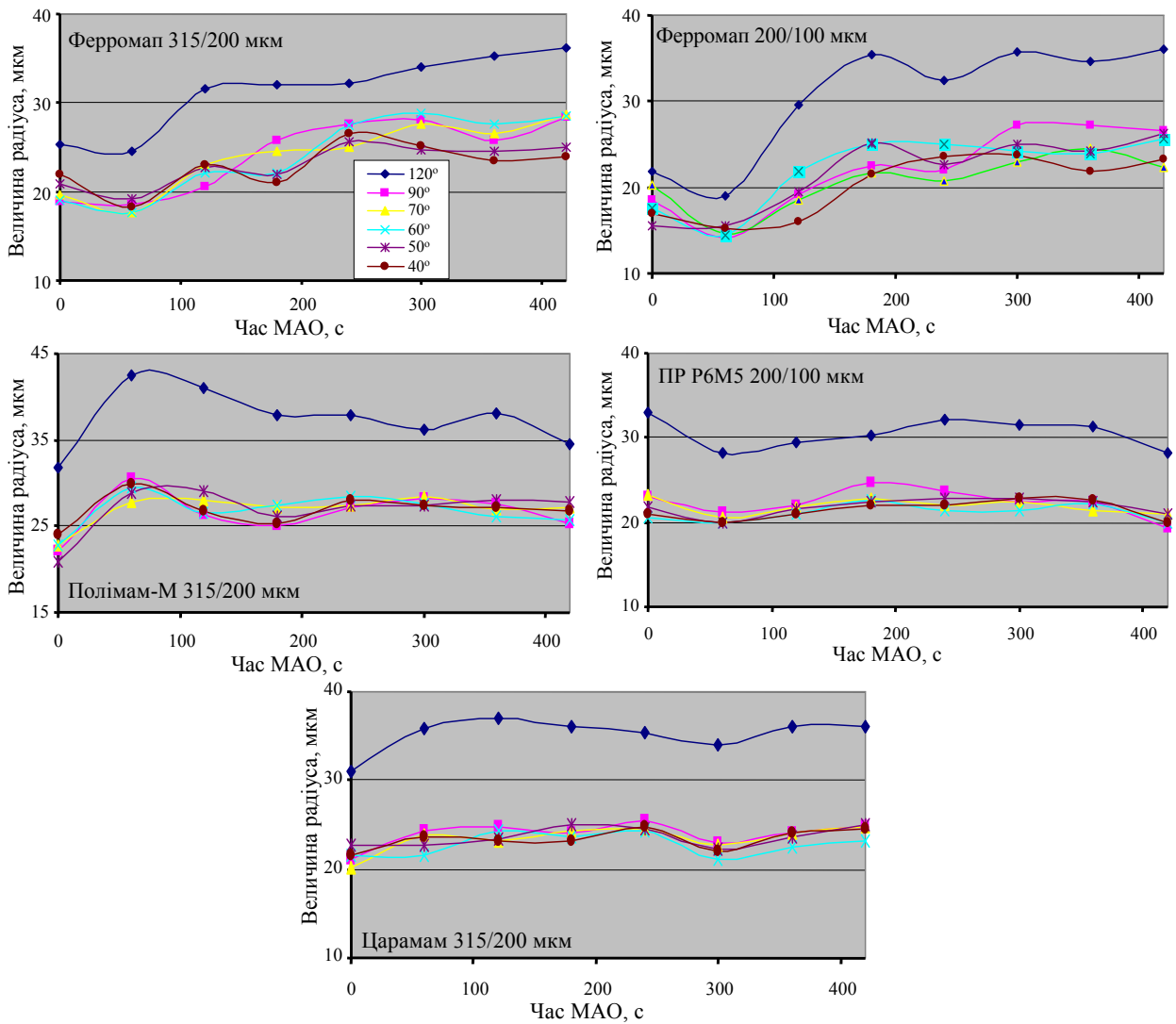


Рисунок 1 – Залежності зміни величини радіусів різальних кромки від часу MAO різними фераобразивними порошками на зразках з різними кутами загострення

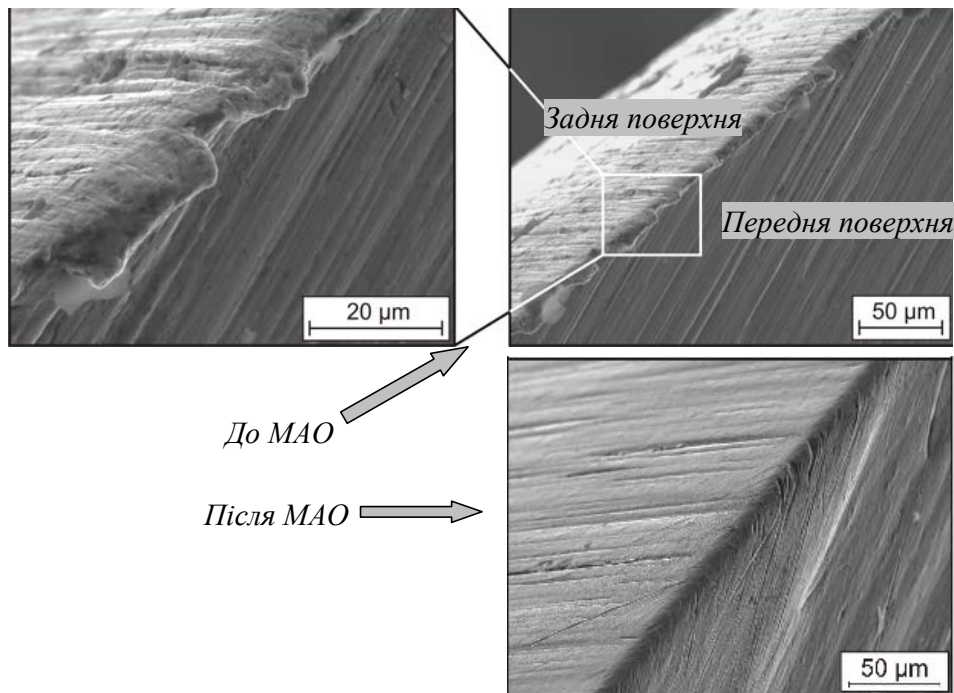


Рисунок 2 – Зовнішній вигляд різальної кромки свердла до і після MAO

Аналіз зміни величини радіусів заокруглення по відношенню до необроблених методом MAO зразків (рис.3) показав, що порошки з розміром частинок 315/200 мкм призводять до збільшення радіусів заокруглення кромки на 2-9 мкм. Застосування дрібних порошкових магнітно-абразивних матеріалів для формування МАІ на початкових стадіях процесу MAO – час оброблення до 100-120 с - призводить до незначного зменшення радіусів кромки (від'ємні значення на рис.3). При MAO порошковими магнітно-абразивними матеріалами

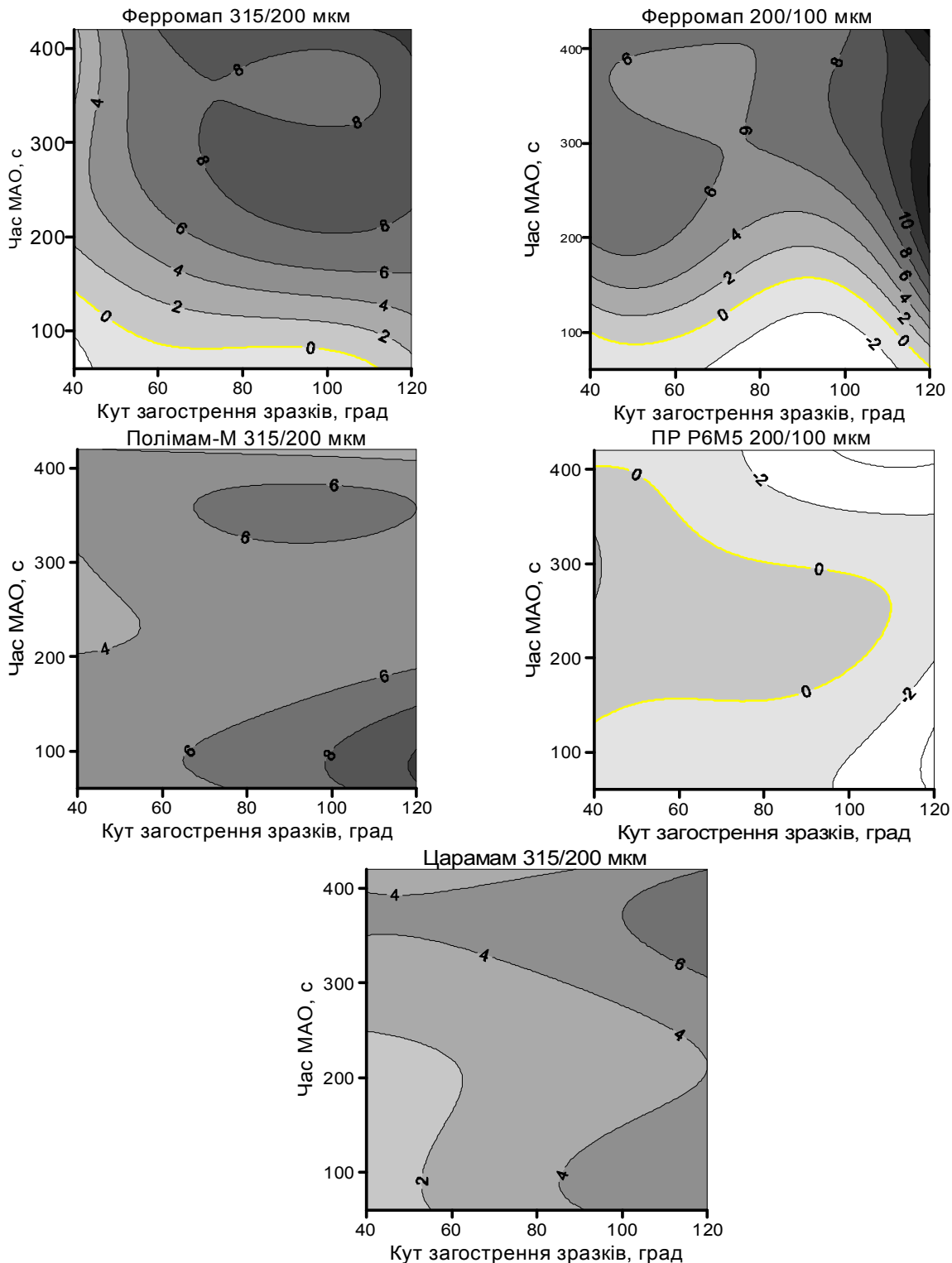


Рисунок 3 – Залежності зміни величини радіусів заокруглення кромки від кута загострення зразків і часу MAO для МАІ, сформованого з різних типів порошків

з округлими частинками, незалежно від ступеня їх нерівності, притуплення кромки зразків практично відсутнє. Окремі підтвердження зазначених результатів при обробленні свердел порошком Полімам-М з незначними додатками дрібного порошку Ферромап (5%) наведено в [2,3].

Висновки

Виконано комплексні дослідження по визначенню впливу процесу MAO у великих магнітних щілинах при їх кільцевому розташуванні на кінетику формування гострих кромки кінцевого різального інструменту в умовах "натікання" МАІ з порошків різних типів на поверхні, що оброблюють. Показано, що в зазначених умовах відсутнє суттєве притуплення кромки. При цьому відбувається зниження шорсткості кромки, повністю видаляються мікро задирки.

Література:

- [1] Майборода В.С., Гейчук В.М., Плівак О.А. Кінетика формування різальних кромки кінцевого інструменту при магнітно-абразивній обробці в умовах великих магнітних щілин. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб.наук.праць. – Краматорськ-Київ, вип.23, 2008. – С.40-53.
- [2] Vyelyaev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2008.- 149 p.
- [3] Б.Карпушевский, Дюбнер Л.Г., БеляевА.А., Майборода В.С.Влияние струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок на состояние рабочих поверхностей и режущих кромки сверл из быстрорежущей стали.//Вестник двигателестроения. – 2007. -№2. – С.90-94.
- [4] Патент 78782 Україна, МКИ С2 В24В 31/112 Універсальна головка для магнітно-абразивної обробки / В.С.Майборода, В.М.Гейчук, А.А.Лисенко , опубл. 25.04.2007. Бюл.№5.
- [5] Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисс. ... докт.техн.наук. – Київ, 2001. – 404с.
- [6] Магнітно-абразивна обробка кінцевого твердосплавного різального інструменту / В.С.Майборода, О.А.Плівак, С.В.Майданюк, В.М.Гейчук //Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. 2007.- №1(42), част.1. – С. 66--70.
- [7] Влияние процесса магнитно-абразивной обработки сверл из быстрорежущей стали на некоторые показатели их работоспособности / В.С.Майборода, Пливак А.А., Майданюк С.В., Явтушенко С.Г. // Вісник ДГМА.- 2007. - №3/9. – С.136-143.
- [8] Патент України на винахід №18814 В24В 31/112 Спосіб магнітно-абразивної обробки / В.С.Майборода, О.В.Степанов, А.В.Андронов, В.Я.Верменко та інші, опубл. 25.12.97. Бюл.№6/
- [9] Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка специальных деталей (на примере лопаток компрессоров ГТД): Автореф. дис. ... канд. техн. наук. - Киев, 1988. – 19 с.

УДК 621.91.02

Равська Н.С., Красновид Д.О., Токунов В.О.
НТУУ "КПІ", Київ, Україна.

ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ РІЗЬБОВИХ РІЗЦІВ

In the article certain geometrical parameters of cutting part of cored and round screw-thread chisels. Graphically certain geometry is in the kinematic system of coordinates.

Вступ

Найбільш простим і широко поширеним інструментом для оброблення різьби є різьбовий різець. Нарізування різьби різцем забезпечує високу точність і низьку шорсткість обробленої поверхні, вищу продуктивність в порівнянні з фрезеруванням.

Працездатність різьбових різців залежить від величини геометричних параметрів їх різальної частини. Геометричні параметри різальної частини будь якого інструмента визначають умови оброблення та якісні і розмірні характеристики отриманої деталі. При цьому геометричні параметри різальної частини різця в машинобудуванні задаються в інструментальній системі координат орієнтованої відносно геометричних елементів різального інструмента, прийнятих за базу [1]. Але в повній мірі процес різання характеризує статична або кінематична система координат. Ці системи координат зорієнтовані відносно швидкості різання з початком координат в досліджуваній точці різальної кромки інструмента. Їх застосування дозволяє детальніше проаналізувати процес різання та підібрати раціональну геометрію інструмента для покращення умов оброблення. Проте методика визначення геометричних параметрів різьбових різців різних конструкцій в тій чи іншій системах координат не розроблялась, тому існує необхідність у розробці такої методики. В статті розглянута методика визначення інструментальних та кінематичних параметрів різальної кромки різьбових різців на прикладі стержневих та круглих різьбових різців

Основна частина

Інструментальні геометричні параметри різальної частини стержневих різьбових різців.

Відомо, що у чистових різьбових різців інструментальний передній кут γ_i приймається рівним нулю і його передня площина співпадає з осьовою площиною деталі [2,3]. Форма різальної кромки такого різця тотожна профілю западини нарізуваної різьби в осьовому перетині. Тому різальні кромки теоретично точного різця будуть прямолінійними. На бічних різальних кромках інструментальні задні кути α_i у стержневих різців задаються в поперечному перерізі (рис.1).

При відомих задніх кутах α_{non} в поперечному перетині визначимо їх величини в нормальному до різальної кромки перерізі. На рис.1. зображена різальна частина різьбового різця в системі площин проєкцій Π_1/Π_2 . Площина Π_1 розташована паралельно передній площині і інструментальній основній площині P_{vi} .

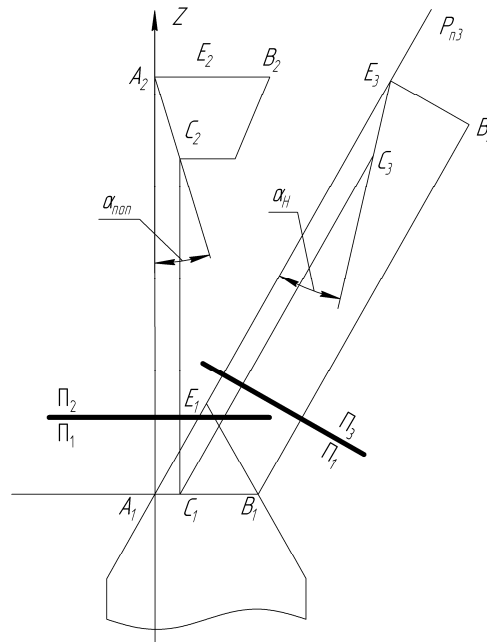


Рисунок 1 – Інструментальні геометричні параметри стержневого різьбового різця

Площина Π_2 проходить паралельно вершинній різальній кромці. Положення бічної різальної кромки АЕ характеризується кутом профілю оброблюваної різьби.

У досліджуваній точці А різальної кромки задня площина задається двома прямими АВ і АС. Положення прямої АС визначається інструментальним заднім кутом α_i в поперечному перетині. Вводиться система площин проєкцій Π_1/Π_3 . Площина Π_3 проводиться паралельно нормальній січній площини P_n . За правилом зміни площин проєкції визначаються проєкції $A_3C_3B_3$ точок АВС на площину Π_3 . Кут між прямою A_3C_3 та слідом P_{n3} інструментальної площини різання на площину Π_3 буде інструментальним заднім кутом α_n нормальному до різальної кромки перетині. Інструментальний передній кут, величина якої характеризується положенням прямої A_3B_3 , буде в нормальному до різальної кромки перетині рівний нулю. Аналізуючи графічне рішення матимемо:

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \operatorname{tg} \alpha_{non} \cdot \cos \frac{\varepsilon}{2}$$

Визначення заднього кута в нормальному до різальної кромки перерізі в будь-якій точці різальної кромки служить вихідним параметром для визначення кінематичних параметрів інструмента.

Інструментальні геометричні параметри різальної частини круглого різьбового різця.

В машинобудуванні, поряд із стержневими різцями, оброблення різьби виконується круглими фасонними різцями, які є простими у виготовленні та допускають велике число переточувань. Переточування круглого різьбового різця проводиться по передній площині. При нарізуванні різьби передню площину круглого фасонного різця суміщають з осьовою площиною різьби (рис.2).

Інструментальний передній кут γ_i в нормальному до різальної кромки перерізі прийнятий рівним нулю. На бічних різальних кромках інструментальні задні кути α_i задаються в повздовжньому перетині.

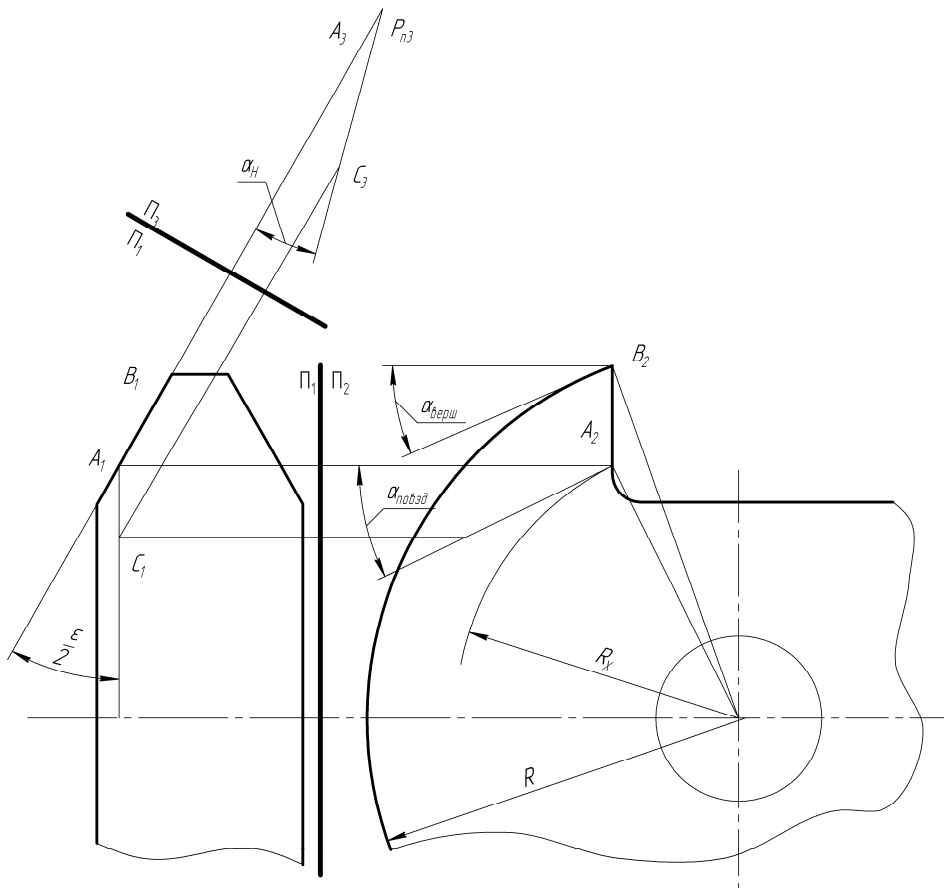


Рисунок 2 – Інструментальні геометричні параметри круглого різьбового різця в інструментальній системі координат

Величина інструментального заднього кута $\alpha_{новзд}$ у вибраній точці різальної кромки буде рівна:

$$\operatorname{tg} \alpha_{новзд} = \frac{R}{R_x} \cdot \operatorname{tg} \alpha_{верш}$$

де $\alpha_{верш}$ - прийнята величина інструментального заднього кута у вершинній точці різальної кромки; R - радіус різця у вершинній точці різальної кромки; R_x - радіус різця в досліджуваній точці різальної кромки.

У системі площин проєкцій Π_1/Π_2 та Π_1/Π_3 зображена досліджувана точка А бічної різальної кромки і лінія АС, дотична до кола радіусу R_x , тобто дотична до задньої поверхні. Положення прямолінійної бічної різальної кромки АВ характеризується кутом $\frac{\varepsilon}{2}$, якою вимірюється в площині Π_1 , що йде паралельно інструментальній основній площині P_v . Дві прямі АВ і АС визначають положення задньої площини в досліджуваній точці А різальної кромки. Площина Π_3 проведена паралельно нормальній інструментальній січній площині. Тому кут між прямою A_3C_3 і слідом інструментальної площини різання $P_{нз}$ на площині Π_3 буде інструментальним заднім кутом α_n в нормальному до різальної кромки перерізі.

Аналізуючи графічне рішення отримуємо значення інструментального заднього кута в нормальному до різальної кромки перерізі:

$$\operatorname{tg} \alpha_n = \operatorname{tg} \alpha_{новзд} \cdot \sin \frac{\varepsilon}{2} = \frac{R}{R_x} \cdot \operatorname{tg} \alpha_{верш} \cdot \sin \frac{\varepsilon}{2}$$

Таким чином показано, що визначення геометричних параметрів різальної частини різбових різців залежить від системи координат в якій вони задаються.

Кінематичні геометричні параметри різальної частини різбових різців.

При нарізуванні різьби інструмент відносно заготовки здійснює гвинтовий рух. Гвинтовий рух є сукупністю прямолінійно-поступального руху інструмента, направлено уздовж осі заготовки, та його обертання навколо осі заготовки. Швидкість \bar{V} прямолінійно-поступального руху і кутова швидкість обертання ω зв'язані залежністю:

$$V = P \cdot \omega$$

де P - параметр гвинтової поверхні різьби, рівний:

$$P = \frac{H}{2\pi}$$

де H - крок різьби.

У системі площин проєкцій Π_1/Π_2 (рис.3.) показана прямолінійна різальна кромка АВ, яка лежить в осьовому перетині різьби і йде паралельно площині Π_1 . Положення проєкції A_1B_1 різальної кромки на площину Π_1 характеризується кутом рівним $\varepsilon/2$. У досліджуваній точці А різальної кромки зображається проєкція вектора швидкості різання, яка розташовується на прямій АС.

Вектор \bar{V} швидкості прямолінійно-поступального руху в дійсну величину зображається в проєкції на площину Π_1 , а вектор швидкості обертання на площині Π_2 . Вводиться система площин проєкцій Π_1/Π_3 . Площина Π_3 проводиться перпендикулярно різальній кромці. На площині Π_3 визначається положення слідів інструментальної площини різання P_{ni} і кінематичній площині різання P_{mk} . Дані площини різання проходять перпендикулярно площини проєкцій Π_3 . Тому кут між слідами цих площин рівний куту τ_N між ними, виміряному в нормальному до різальної кромки перетині.

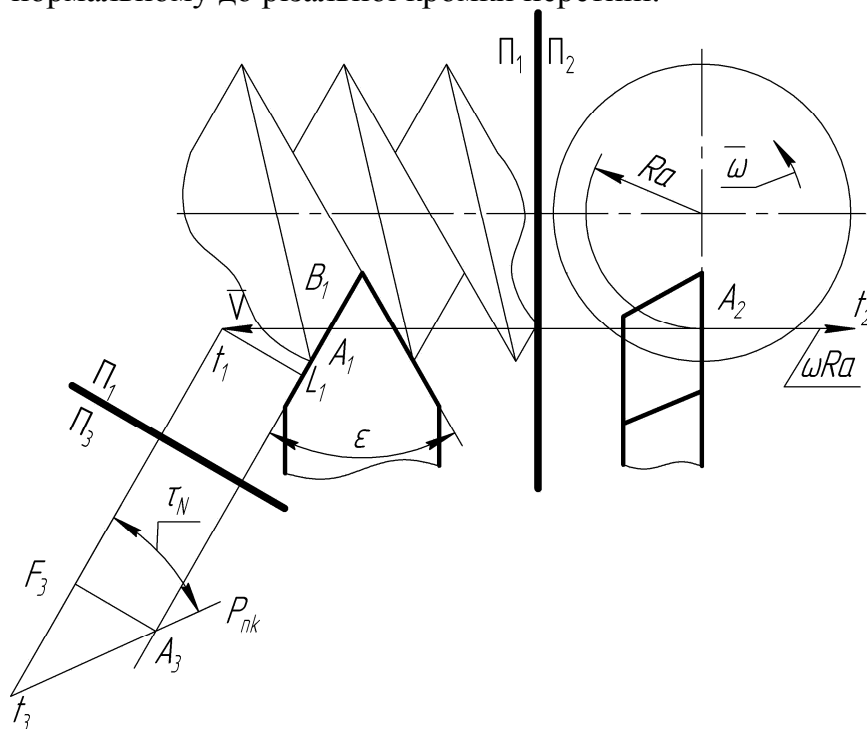


Рисунок 3 - Кінематичні геометричні параметри різальної частини різбового різця

На величину кута τ_N зростають інструментальні передні кути γ_i при переході до кінематичних передніх кутів $\gamma_{нк}$, при їх вимірюванні в нормальному до різальної кромки перерізі і відповідно зменшуються задні кути. На протилежній бічній різальній кромці різця кут $\frac{\varepsilon}{2}$ матиме від'ємне значення і відповідно від'ємне значення матиме і кут τ_N . Тому на другій бічній різальній кромці передні кути, при переході від інструментальних кутів до кінематичних, зменшуватимуться на величину τ_N , а задні кути відповідно збільшуються. Аналізуючи графічне рішення маємо:

$$C_1 L_1 = V \cdot \cos \frac{\varepsilon}{2} = A_3 F_3$$

$$F_3 C_3 = A_2 C_2 = \omega \cdot R_a$$

де R_a – радіус досліджуваної точки різальної кромки.

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{A_3 F_3}{F_3 C_3} = \frac{V \cdot \cos \frac{\varepsilon}{2}}{\omega \cdot R_a} = \frac{P \cdot \cos \frac{\varepsilon}{2}}{R_a}$$

Для вершинної кромки:

$$\operatorname{tg} \tau_N = \frac{P \cdot \cos 90^\circ}{R_a} = 0$$

$$\operatorname{tg} \tau_N = 0$$

Тобто кінематичні геометричні параметри різальної частини різьбового різця в вершинній його точці відповідають інструментальним, що обумовлюється перпендикулярністю векторів швидкості головного руху різання та подачі.

Висновки

Аналіз отриманих залежностей показує що інструментальні кути в нормальному до різальної кромки перерізі залежать від кута профілю нарізуваної різьби, а для круглих різьбових різців додатково від радіуса розташування досліджуваної точки різальної кромки.

Графічним вирішенням задачі визначення кінематичних геометричних параметрів різьбового різця доведено, що на вершинній кромці різьбового різця кінематичні геометричні параметри рівні інструментальним завдяки тому, що кут нахилу різальної кромки різьбових різців задається рівним нулю ($\lambda = 0$).

Література:

- [1] ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий.
- [2] Родин П.Р. Проектирование и производство режущего инструмента. Техника. 1968.
- [3] Родін П.Р., Равська Н.С., Мельничук П.П. Металорізальні інструменти. Київ. 2006.
- [4] Материалы, технологии и оборудование в производстве, эксплуатации, ремонте и модернизации машин. Сборник научных трудов. том.2. Новополюк. ПГУ. 2009

УДК 621.923.04

А.П. Гавриш, Т.А. Роїк, О.О. Мельник, Ю.Ю. Віцюк
НТУУ "КПІ", м.Київ, Україна

СПРСІБ ВИМІРЮВАННЯ СКЛАДОВИХ СИЛ РІЗАННЯ ПРИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ

Principle of measuring of making forces of cutting is developed at magnetic-abrasive finishing and it is constructed adaptation for the leadthrough of these measurements.

Вступ

Доля абразивної обробки порівняно з іншими методами обробки поступово зростає. Це пояснюється тим що, одним із головних напрямків розвитку машинобудування на сучасному етапі являється прискорене впровадження високопродуктивних, енерго- і матеріалозберігаючих технологій, що приводить до збільшення долі фінішних, чистових операцій здійснюваних в більшості випадків за допомогою абразивного інструмента. Одним з методів - метод магнітно-абразивної обробки. [1]

Розроблені технології і створене обладнання для магнітно-абразивної обробки (МАО) (полірування, очищення, зачистка) деталей з металів і сплавів, скла, кераміки та інших важкооброблюваних матеріалів. Метод МАО використовується для фінішної обробки поверхонь і формування їх нанорельєфа з унікальними властивостями. Практичне застосування методу істотно розширює можливості високих технологій у всіх областях техніки (наприклад: електроніки, оптики, лазери), в екології, медицині і інших сферах людської діяльності.

Метод МАО в багатьох випадках ефективніший на відміну від традиційних методів полірування (хіміко-механічних, магніто-реологічних), очищення і зачистки поверхонь по технологічним можливостям, економічним і екологічним показникам.

Постановка задачі

Чистова обробка деталей в магнітному полі феромагнітними порошками безумовно є методом фінішної обробки [2,3]. Даних по силовій динаміці магнітно-абразивної обробки магнітом яких матеріалів в літературі практично немає. Тому метою даної роботи є експериментальне вивчення сил, що виникають в процесі обробки, і залежність їх від основних технологічних параметрів процесу. Вивчення динаміки процесу також необхідне для розкриття суті даного методу обробки, тобто впливи його на магнітні характеристики і фізико-механічні властивості поверхневого шару спеціальних матеріалів. Питання про динаміку процесів магнітно-абразивної обробки головним чином повинне вирішити проблему про взаємозв'язок тиску феромагнітного порошку на оброблювану поверхню і основними параметрами процесу при будь-якому вибраному режимі.

Дослідження цього питання виконується в рамках науково-дослідної роботи "Розробка технології отримання і обробка композиційних підшипникових матеріалів для важких умов експлуатації" (Державна науково-технічна програма МОН України № 2140-п)

Метою дослідження є підвищення точності вимірювання надмалих сил різання і спрощення їх фіксування

Дослідження

Магнітно-абразивна обробка є процесом обробки деталей в середовищі композиційного феромагнітного абразивного порошку, утримуваного силами магнітного поля в робочій зоні. Магнітно-абразивний матеріал розташовується між полюсами електромагнітів, створюючи ріжучий інструмент ("щітки"), щільністю якого можна варіювати в широких межах, змінюючи напруженість магнітного поля в зазорах. Принципова схема МАО показані на рис.1, рис.2. При русі деталі через робочу зону абразивний порошок охоплює оброблювану деталь, чинячи тиск на неї в кожній точці поверхні.

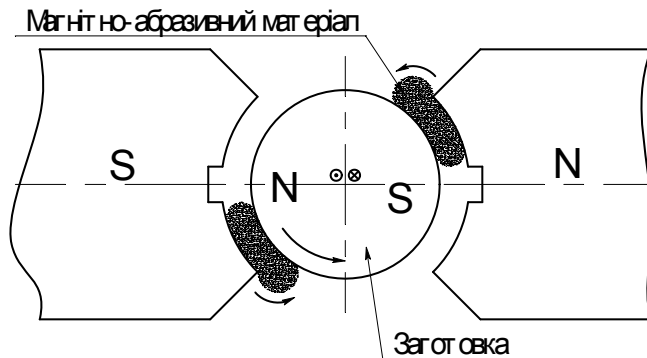


Рисунок 1 – Схема магнітно-абразивної обробки



Рисунок 2 – Магнітно-абразивна обробка циліндричної заготовки

Теоретичний розгляд процесу магнітно-абразивної обробки, характеру контакту зерен феромагнітного порошку і оброблюваної поверхні деталі представляє значні труднощі. Це пов'язано з динамічним характером процесу даного способу. При магнітно-абразивній обробці кожне зерно феромагнітного порошку знімає мікростружку, будучи "мікрорізцем".

Поставлена задача досягається тим, що тензодинамометрична оправка, для вимірювання сил різання методами тензометрії при зрізанні надтонких стружок при магнітно-абразивній обробці деталей відрізняється тим, що містять тензодинамометричний елемент та напрямні елементи, яка відрізняється тим, що збільшується точність вимірювань і спрощення їх фіксування, у складі тензодинамометричної оправки силовим елементом передачі інформації про величини складових сил різання застосовано напівжорстку балку, яка закріплена у гнізді оправки, з розташованими на ній тензорезисторами та з'єднувальними дротами, що через струмознімачі передають тензосигнал до вимірювальної апаратури.

На рис. 3, рис. 4 показано схему запропонованої тензодинамометричної оправки.

У конструкції оправки забезпечена рівність діючих на неї моментів крутіння $M_{кр}$ і моментів різання $M_{різ}$ ($M_{кр} = M_{різ}$), у зв'язку з чим пружні деформації напівжорсткої балки 12 будуть пропорційні моменту $M_{різ}$.

На корпусі 3 оправки закріплено оброблювану деталь 2 гайкою 1. Балка 12 розміщена у прорізі вставки 4 і закріплена в ній двома гвинтами 11. Вставку 4 закріплено на корпусі жорстко за допомогою штифту 13. Тензорезистори 10 наклеєні на балку клеєм (наприклад, циакрин), а потім додатково загерметизовані епоксидним клеєм (наприклад, ЕКС - 1). З'єднувальні дроти 8 від терморезисторів через отвір у передньому центрі 7 виходять до струмознімача. Момент крутіння $M_{кр}$ через кінематичний ланцюг обладнання за

допомогою планки 6 і повідкового пальця 9 передається на тензометричну оправку. Планка з повідковим пальцем і оправкою у кінцевому вигляді статично балансується противагою 5. Корпус 3 оправки виготовляють зі сталі 45, балки 12 з пружної сталі 65 Г, а вставку 4 – з магнітної сталі Х18Н10Т для виключення впливу магнітного поля на результати вимірювань.

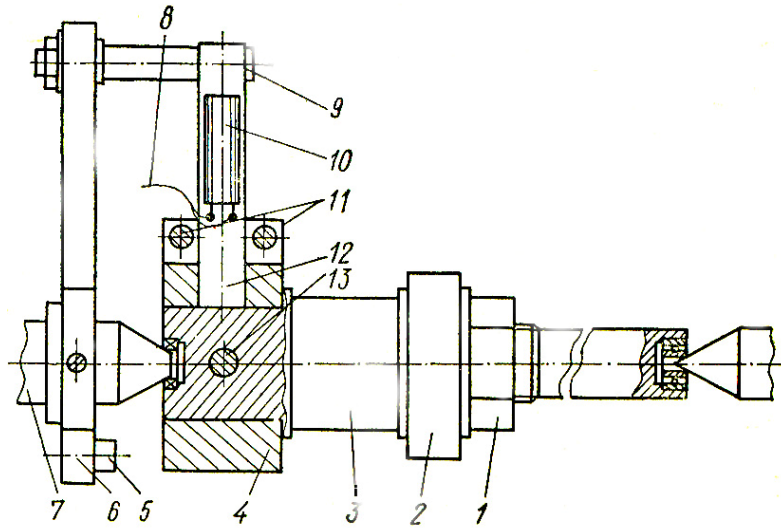


Рисунок 3 – Тензодинамометрична оправка

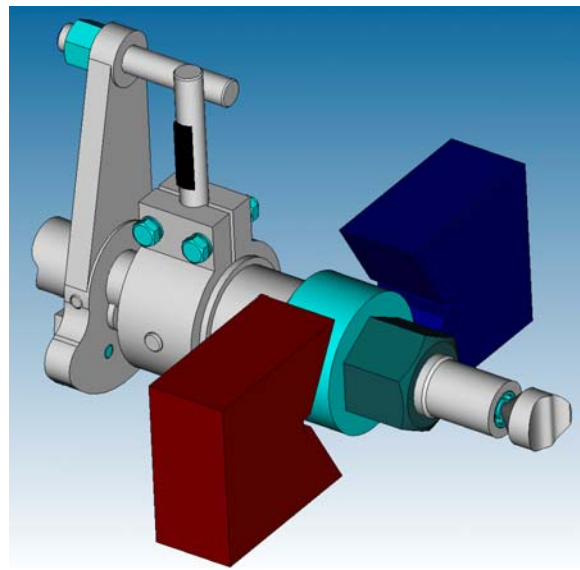
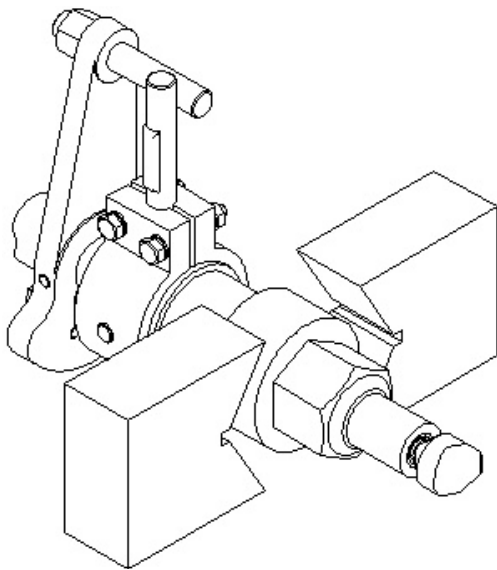


Рисунок 4 – 3-D модель тензодинамометричної оправки

Умовою ефективної роботи запропонованої конструкції є метод її тарування.

На рис. 5 показано схему тарування тензодинамометричної оправки, довжина плеча якої $L_{\text{п}} = 50$ мм, довжина тяги $L_{\text{т}} = 135$ мм, діаметр кільця $D_{\text{к}} = 35,5$ мм, ширина кільця $b_{\text{к}} = 11$ мм.

Тензодинамометрична оправка 3 (рис.3, рис.4) тарується механічним методом безпосередньо у зоні дії магнітної системи 7. Для цього важіль 8 закріплюється у корпусі оправки і за допомогою ваги 9 утворюється момент крутіння $M_{\text{кр}}$ зі зворотнім знаком, який передається від кінематичного ланцюга обладнання через планку 4, повідковий палець 5 і тензометричну пластину 6. таким засобом тензометрична пластина навантажується моментом згину відповідного значення. На кожному тарувальному етапі на короткий час вмикається тумблер "Вимірювання" при цьому відповідні сигнали фіксуються на

моніторі осцилографу. На основі отриманих даних будують тарувальні графіки залежності сили різання P_z від відхилень світлового пучка осцилографу.

Принцип роботи полягає в тому, тензодинамометрична оправка для вимірювання сил різання при зрізанні надтонких стружок використовується із застосуванням абразивного порошку оскольчатої форми зернистістю від 60 до 100 мкм, при дії магнітного поля з магнітною індукцією у робочому зазорі 0,5 – 1, 0 Тл, швидкості різання 90-130 м/хв., частоті осциляції 300-500 подв.хід./хв., робочих зазорів 1-2 мм. Як мастильно-охолоджуючу рідину використовують 5% - й розчин "Акволу - 10".

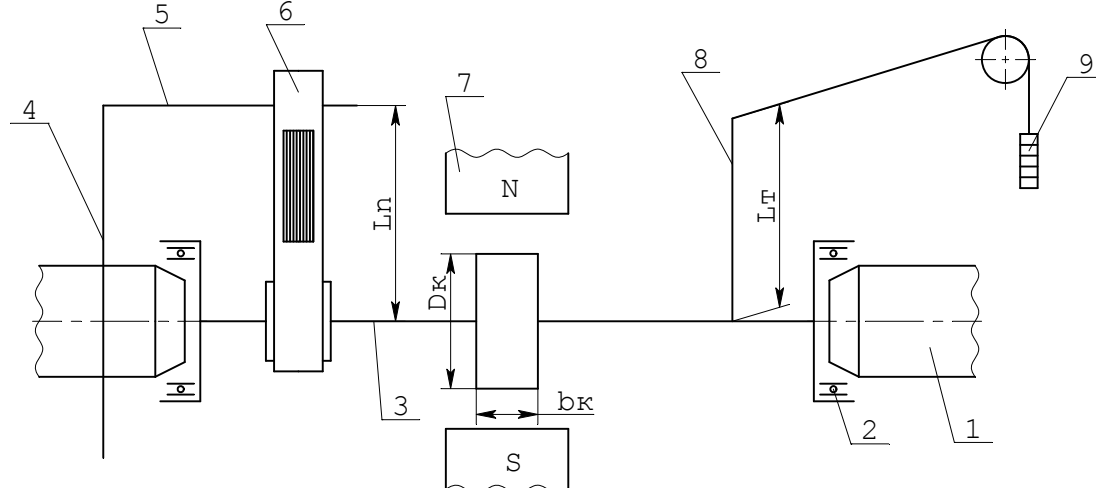


Рис. 5 - Схема тарування тензодинамометричної оправки, довжина плеча $L_p=50$ мм, довжина тяги $L_t=135$ мм, діаметр кільця $D_k=35,5$ мм, ширина кільця $b_k=11$ мм

При оснащенні вимірювальних схем осцилографами і приладами з високою точністю, фіксуються мінімальні значення сил різання у межах 0,5 – 1,0 Н із статистичною похибкою у межах 1-3 %, що є високим показником і забезпечує підвищення точності вимірювань і спрощення їх фіксування у порівнянні з іншими.

Висновок

Тензодинамометрична оправка може використовуватись для вимірювання надмалих сил різання у межах 1-15 Н при зрізанні стружки в процесі магнітно-абразивної обробки деталей. Тензодинамометрична оправка захищена патентом України [5].

Література

- [1] Хомич Н.С. Алексеев, Ю.Г. Нисс В.С.Технология обработки и модификации в магнитном поле поверхностей наноуровня деталей электроники и оптики Химия твердого тела и современные микро и нанотехнологии. VI Международная конференция. Кисловодск – Ставрополь: СевКавГТУ, 2006. 510 с.
- [2] Гавриш А.П., Мельничук П.П. Технологія обробки магнітних матеріалів: Навчально-довідниковий посібник для студентів спеціальностей 7.090202 "Технологія машинобудування" 7.090203 "Металорізальні верстати та системи".- Житомир:ЖДТУ, 2004.-484с
- [3] Роїк Т.А., Киричок П.О, Гавриш А.П Композиційні підшипникові матеріали для підвищених умов експлуатації: Монографія.-К.: НТУУ "КПІ", 2007-404с.
- [4] СакулевичФ.Ю. и др.. Магнитно-абразивная обработка точных деталей. Минск, "Вышэйш. Школа", 1977 – 288с
- [5] Патент України № 39826 G01L1/22 Тензодинамометрична оправка/ А.П. Гавриш, О.О. Мельник, Роїк Т.А., Віцюк Ю.Ю., Гавриш О.А. Бюл. №5 10.03.2009

УДК 621.9.025

Клименко С.А.

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

СИЛЫ НА ЗАДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ИНСТРУМЕНТА И ТОЧНОСТЬ ИЗДЕЛИЙ, ОБРАБОТАННЫХ МИКРОТОЧЕНИЕМ

There are dependencies for rare surface tool forces calculation presented when obtained with modeling of cutting edge penetration into the blank machined on the example of spherical indenter. The interaction of rare surface tool forces with the accuracy of parts machined.

Введение

Работоспособность и стойкость инструмента при обработке резанием, состояние поверхностного слоя после обработки в значительной степени определяются явлениями, происходящими на задней поверхности инструмента, поэтому оценка сил, оказывающих непосредственное влияние на их протекание, в особенности при такой финишной обработке, как микроточение, представляют теоретический и практический интерес при исследовании процессов механической обработки.

В настоящей работе предпринята попытка определения сил на задней поверхности инструмента с учетом решения контактной задачи при моделировании внедрения режущей кромки в обрабатываемое изделие вдавливанием сферического индентора в полупространство [1].

Основная часть

На рис. 1 приведена схема контактирования задней поверхности инструмента с обрабатываемым изделием. В общем виде длина контакта резца по задней поверхности состоит из трех составляющих. Для острозаточенного резца:

$$l_3 = m\tilde{n} + n\tilde{p} + pk, \quad (1)$$

где $m\tilde{n}$ – длина дуги на радиусном участке задней поверхности инструмента, соответствующая глубине резания $a = t_T - t_\Phi$ (t_T и t_Φ – соответственно теоретическая и фактическая глубины резания); $n\tilde{p}$ – длина дуги на радиусном участке задней поверхности после вершины инструмента; pk – длина прямолинейного участка задней поверхности.

Как следует из рис. 1, а:

$$m\tilde{n} = \rho \cdot \arccos(1 - a/\rho) \quad (2)$$

$$n\tilde{p} = \rho a \quad (3)$$

$$pk = \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha}, \quad (4)$$

где $H_{\text{упр}}$ – упругое восстановление обрабатываемого материала со стороны задней поверхности инструмента.

Для изношенного резца:

$$l_3 = m\tilde{n} + h_3 + pk. \quad (5)$$

Учитывая данные работы [2]

$$a = \rho(1 - \sin \gamma_k) = 0,19\rho, \quad (6)$$

где $\gamma_k = 53-55^\circ$ [3]. Принимаем $\gamma_k = 54^\circ$. С учетом уравнения (6)

$$m\tilde{n} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k) = 0,63\rho. \quad (7)$$

Для определения $H_{\text{упр}}$ представим режущий клин инструмента индентором с

радиусом $R_{\text{экв}}$, выбранным из следующих условий: – $H_{\text{упр}}$ для инструмента и $H_{\text{упр}}$ для индентора равны; – длина хорды fk для индентора и длина участка fik для инструмента равны (см. рис. 1).

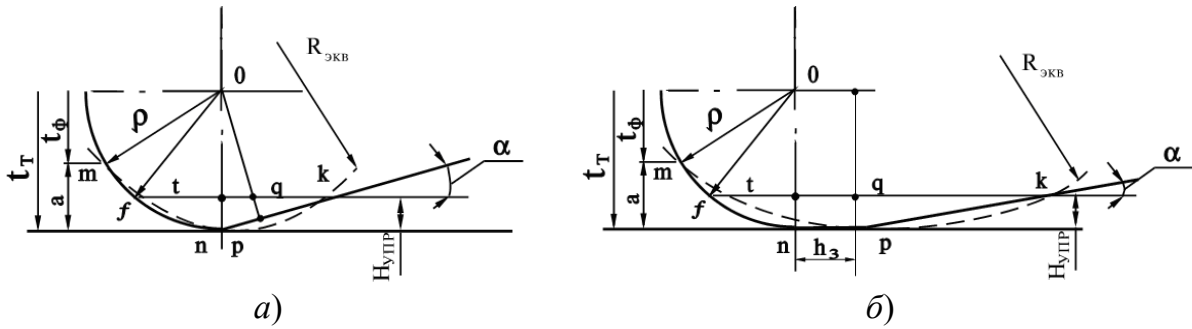


Рисунок 1 – Схема контакта заточенного (а) и изношенного (б) резца с обрабатываемым изделием

В этом случае величина $H_{\text{упр}}$ может быть определена с учетом зависимости Чебышева

$$H_{\text{упр}} = fk^2 / 8R_{\text{экв}}. \quad (8)$$

Длина хорды fk для острозаточенного резца

$$fk = ft + \rho \cdot \sin \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{tg \alpha}. \quad (9)$$

Для изношенного инструмента

$$fk = ft + h_3 + \frac{H_{\text{упр}}}{tg \alpha}. \quad (10)$$

Для обоих случаев

$$ft = \rho \cdot \sin \arccos(1 - H_{\text{упр}} / \rho). \quad (11)$$

Из работы [4] известно, что при внедрении сферического индентора в бесконечное полупространство величина $H_{\text{упр}}$ определяется выражением

$$H_{\text{упр}} = 1,3R^{1/3}h^{1,3}(HB/E)^{2/3}(1 - \mu^2)^2. \quad (12)$$

В нашем случае $R = R_{\text{экв}}$; $h = a$.

Таким образом

$$H_{\text{упр}} = 1,3R_{\text{экв}}^{1/3} \rho \cdot (1 - \sin \gamma_k)^{2/3} (HB/E)^{2/3} (1 - \mu^2)^2. \quad (13)$$

Решая совместно уравнения (8) и (13), можно определить величину $H_{\text{упр}}$.

Длина контакта инструмента по задней поверхности складывается из пластической $l_{\text{пл}}$ и упругой $l_{\text{упр}}$ составляющих.

Для острого резца

$$l_{\text{пл}} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k), \quad (14)$$

$$l_{\text{упр}} = \rho \alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha}. \quad (15)$$

Для изношенного резца

$$l_{\text{пл}} = \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k) + h_3, \quad (16)$$

$$L_{\text{упр}} = \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha}. \quad (17)$$

В соответствии с этим нормальная и тангенциальная силы на задней поверхности инструмента состоят из двух частей – сил на участке пластического и упругого контактов:

$$P_3 = P_{\text{пл}} + P_{\text{упр}}, \quad (18)$$

$$F_3 = F_{пл} + F_{упр}. \quad (19)$$

Учитывая, что на участке пластического контакта нормальные напряжения равны твердости обрабатываемого материала

$$P_{пл} = HB \cdot l_{пл} \cdot b. \quad (20)$$

Из работы [4] известно, что переход от упругого контактирования к упруго-пластическому (для индентора с радиусом R) реализуется при нагрузке

$$N = 5,2R^2(1-\nu^2)^2 \frac{HB^3}{E^2}, \quad (21)$$

где HB , E , ν – твердость, модуль Юнга и коэффициент Пуассона материала обрабатываемого изделия соответственно.

Предположив, что напряжения по длине упругого контакта постоянны, имеем для острого резца

$$P_{упр} = \frac{5,2}{\pi} b \left[\rho \alpha + \frac{H_{упр} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \nu^2)^2 \frac{HB}{E^2}. \quad (22)$$

Для изношенного резца

$$P_{упр} = \frac{5,2}{\pi} b \frac{H_{упр}}{\sin \alpha} (1 - \nu^2)^2 \frac{HB}{E^2}. \quad (23)$$

Таким образом, силы на задней поверхности острого резца

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k) + \frac{5,2}{\pi} \left[\rho \alpha + \frac{H_{упр} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (24)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k) \mu_{пл} + \frac{5,2}{\pi} \left[\rho \alpha + \frac{H_{упр} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \mu_{упр} \right\}, \quad (25)$$

где $\mu_{пл}$ и $\mu_{упр}$ – соответственно коэффициенты трения на участках пластического и упругого контактов.

Следует отметить, что при заднем угле $\alpha = \arccos(1 - H_{упр} / \rho)$ прямолинейный участок задней поверхности резца не будет находиться в контакте с обрабатываемым материалом.

Для изношенного резца

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ \rho \cdot \arccos(\sin \gamma_k) + h_3 + \frac{5,2}{\pi} \frac{H_{упр}}{\sin \alpha} (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (26)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ [\rho \arccos(\sin \gamma_k) + h_3] \mu_{пл} + \frac{5,2}{\pi} \frac{H_{упр}}{\sin \alpha} (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \mu_{упр} \right\}, \quad (27)$$

Учитывая, что расчет величины упругого восстановления по зависимостям (8) и (13) достаточно сложен, ее определяли экспериментально методом непрерывного вдавливания индентора.

В процессе исследования в поверхность покрытия внедрялся алмазный индентор призматической формы. При этом в координатах "сила P_B -глубина вдавливания h " производилась запись диаграммы вдавливания индентора в поверхность, анализировались участки кривой в процессе нагрузки и разгрузки и определялась величина X , соответствующая упругому восстановлению поверхности исследуемого образца при снятии нагрузки.

В качестве исследуемых образцов использовались заготовки из алюминия, кремния и германия, как материалов, детали из которых наиболее часто обрабатываются микроточением при изготовлении элементов точной механики и оптики.

На рис. 2, в качестве примера, представлена диаграмма вдавливания индентора в образец из кремния, обработанный микроточением резцом из природного алмаза.

Величина $X = H_{\text{упр}}$ для образца из кремния составляет $0,62a$. Таким образом, для случая $\rho = 0,016$ мкм (рис. 3), $H_{\text{упр}}$ составляет $0,00188$ мкм.

Зависимости для P_3 и F_3 (18–27) можно преобразовать следующим образом:
– для острого резца

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ 0,34\rho + 1,65 \left[\rho\alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (28)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ 0,34\rho\mu_{\text{пл}} + 1,65 \left[\rho\alpha + \frac{H_{\text{упр}} - \rho(1 - \cos \alpha)}{\sin \alpha} \right] (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \mu_{\text{упр}} \right\} \quad (29)$$

– для изношенного резца

$$P_3 = HB \cdot b \left\{ 0,34\rho + h_3 + 1,65 \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \right\}, \quad (30)$$

$$F_3 = HB \cdot b \left\{ [0,34\rho + h_3] \mu_{\text{пл}} + 1,65 \frac{H_{\text{упр}}}{\sin \alpha} (1 - \nu^2)^2 \left(\frac{HB}{E} \right)^2 \mu_{\text{упр}} \right\}. \quad (31)$$

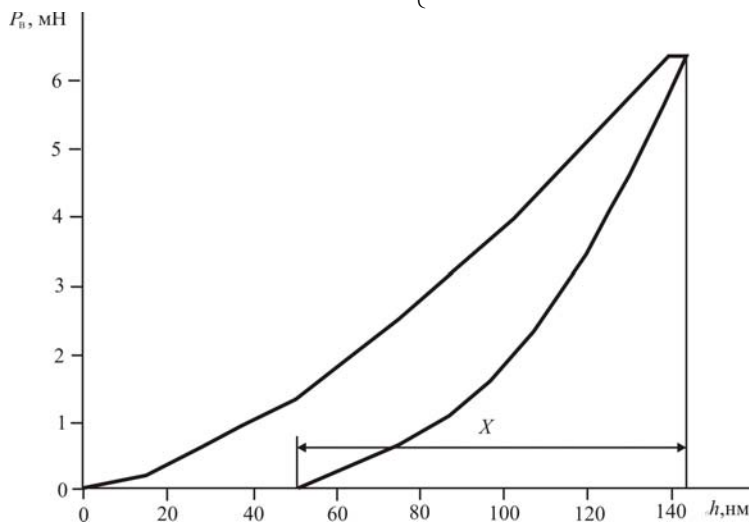


Рисунок 2 – Пример определения величины X (упругое восстановление материала образца на дне отпечатка после снятия нагрузки) по диаграмме "сила P_n -глубина вдавливания h " для индентирования образца кремния

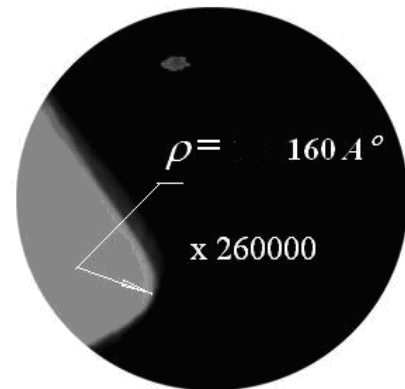


Рисунок 3 – Профиль алмазного резца (вид, перпендикулярный режущей кромке)

В общем виде зависимость ширины стружки от глубины резания имеет вид

$$b = \frac{t - R(1 - \cos \varphi_p)}{\text{tg} \varphi_p} + R \frac{\pi(\varphi_p + \varphi_{1p})}{180}, \quad (32)$$

где φ_p , φ_{1p} – соответственно главный и вспомогательный углы в плане резца в точке, отвечающей остаточной высоте неровности на обработанной поверхности, рассчитанной на основании кинематико-геометрических закономерностей процесса резания [5]; R – радиус при вершине резца.

Анализ полученных зависимостей показывает, что величина и стабильность сил резания на задней поверхности инструмента связаны с показателями свойств (HB_0 , E_0 , ν) обрабатываемого материала. Кроме того, силы резания определяются величиной сечения среза и геометрическими параметрами инструмента (ρ , α , h_3). Силы на задней поверхности во многом определяется износом инструмента.

Для обработки высокоточных деталей необходимо использовать инструмент с малым радиусом округления режущей кромки, что способствует улучшению режущих свойств инструмента, и обработку производить с несколькими дополнительными проходами.

При обработке имеет место ряд погрешностей, связанных с величиной сил на задней поверхности инструмента, и определяющих точность изделия:

– от деформации технологической системы

$$\Delta_{д1} = P_3 B' \quad (33)$$

где B' – жесткость обобщенная станка, приспособления и инструмента в направлении действия силы P_3 ;

$$\Delta_{д2} = F_3 A' \quad (34)$$

$$A' = \frac{I^3 \mu'}{c' EJ}, \quad (35)$$

где μ' – коэффициент динамичности; I – момент инерции поперечного сечения детали с покрытием; c' – коэффициент при моменте инерции, определяемый схемой закрепления детали на станке (для консольного закрепления, закрепления в центрах и закрепление в патроне с поджатием задним центром соответственно 3, 48 и 102 [3]);

– от упругого восстановления материала детали с покрытием в соответствии с зависимостью (8)

$$\Delta y = H_{упр} = k\rho, \quad (36)$$

где k – коэффициент, равный для кремния – 0,118; ρ – радиус при вершине резца.

Без учета радиального износа инструмента и температурных деформаций общая погрешность, связанная с действием сил на задней поверхности

$$\Delta = P_3 B' + F_3 A' + H_{упр}. \quad (37)$$

Отсюда можно определить силы на задней поверхности инструмента, допускаемые заданной точностью обрабатываемой поверхности при микроточении изделия.

Из зависимости (37) видно, что точность обработанных деталей определяется силами на задней поверхности инструмента и упругим восстановлением материала за режущим инструментом (радиусом округления режущей кромки резца ρ), причем, с увеличением обоих факторов точность обработки снижается.

Совместное рассмотрение зависимостей (29)–(32) и (37) позволяет проанализировать (без учета радиального износа инструмента и температурных деформаций) влияние на точность обработки показателей контактного взаимодействия на задней поверхности инструмента и механических свойств обрабатываемого материала.

Литература

- [1] Клименко С. А. Точение износостойких защитных покрытий / С. А. Клименко, Ю. А. Муковоз, Л. Г. Полонский, П. П. Мельничук. – К. : Техніка, 1997. – 144 с.
- [2] Авдудевский В. А. Научные основы прогрессивной техники и технологии / В. А. Авдудевский, А. Ю. Ишлинский, И. Ф. Образцов и др. – М. : Машиностроение, 1985. – 376 с.
- [3] Виноградов А. А. К вопросу определения сил на задней поверхности инструмента / А. А. Виноградов // Сверхтвердые материалы. – 1988. – № 1. – С. 46–51.
- [4] Михин Н. М. Внешнее трение твердых тел / Н. М. Михин. – М. : Наука, 1977. – 222 с.
- [5] Клименко С. А. К вопросу о механизме формирования микрогеометрии поверхности при лезвийной обработке / С. А. Клименко // Сверхтвердые материалы. – 1997. – № 5. – С. 43–53.
- [6] Колев К. С. Точность обработки и режимы резания / К. С. Колев, Л. М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.

УДК 621.923

Матюха П. Г., Габитов В. В., Кондрашов Р. В.

ДонНТУ, Донецьк, Україна

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЯ ПОДЖИМА КОМБИНИРОВАННОГО
ОБРАЗЦА «КОНСТРУКЦИОННАЯ СТАЛЬ-ТВЕРДЫЙ СПЛАВ» К
РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПО УПРУГОЙ
СХЕМЕ**

In a given article is resulted the method of determination total force of screwing of purveyance from a carboloy and steel to the diamond grinding circle and is certain a temperature on-the-spot purveyance. Cutting ability ofgrinding circle is experimentally certain.

Введение

Алмазное шлифование кругами на металлической связке широко применяется на операциях заточки твердосплавного инструмента. При этом одновременно выполняется шлифование рабочей твердосплавной части и державки из конструкционной стали.

На заточных операциях наиболее целесообразно применение упругой схемы шлифования, так как при этом достигается наибольшее качество обработанной поверхности, что непосредственно влияет на эксплуатационные показатели инструмента [1, 2, 3]. В перечисленных работах оптимизация режимов обработки осуществляется экспериментальным путем с использованием многофакторных экспериментов, что требует больших затрат времени. Для определения оптимальных режимов обработки при алмазном шлифовании быстрорежущих сталей и твердых сплавов предложено использовать мгновенную текущую лимитированную режущую способность шлифовального круга [4, 5, 6]. Производительность заточной операции в этом случае зависит от исходного состояния рабочей поверхности круга (РПК) и усилия поджима обрабатываемой поверхности образца к РПК, методика расчета которого в литературе отсутствует.

Цель работы: разработка методики расчета усилия поджима комбинированного образца из конструкционной стали и твердого сплава к РПК.

Основная часть

Определение суммарной силы поджима обрабатываемой поверхности образца к РПК выполним на основе следующих допущений:

- а) усилие поджима твердосплавной части образца к РПК ограничивается температурой окисления алмазных зерен;
- б) при расчете усилия поджима стальной части глубина шлифования равна глубине шлифования твердого сплава;
- в) боковые поверхности комбинированного образца адиабатичны, т.е. теплообмен между ними через слой припоя отсутствует;
- г) общее усилие поджима комбинированного образца определяется суммой составляющих радиальных сил резания стальной и твердосплавной частей.

Определение усилия поджима комбинированного образца выполним в три этапа: на первом этапе определим усилие поджима твердосплавной части образца исходя из отсутствия окисления алмазных зерен, на втором – определим

усилие поджима стальной части образца при шлифовании с глубиной, равной глубине шлифования твердосплавной части, на третьем – определим суммарное усилие поджима.

Усилие поджима обрабатываемого образца к РПК при плоском врезном шлифовании периферией круга P_{yTC} (рис. 1.1) имеет вид [7]:

$$P_{yTC} = \frac{1}{k_{ш}} \cdot \left(\frac{0,95 \cdot T_{ок} \cdot (\lambda_1 + 2,25 \cdot \lambda \cdot A^* \cdot \sqrt{F_0}) \cdot \pi \cdot n_p \cdot d^2 \cdot \sqrt{l} \cdot b}{4,52 \cdot A^* \cdot \delta \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot V_k}} \right), \quad (1)$$

где $k_{ш}$ – коэффициент шлифования твердого сплава алмазным кругом; $T_{ок}$ – температура окисления алмазного зерна, °C; l – длина дуги контакта зерна с обрабатываемой поверхностью, мм; V_k – скорость круга, м/с; b – ширина шлифуемой поверхности, мм; d – диаметр основания цилиндрической модели зерна, мм; λ_1 – коэффициент теплопроводности алмаза, Вт/(м·°C); ω_1 – коэффициент температуропроводности алмаза, м²/с; δ – коэффициент неравномерности нагрузки на зерне; n_p – количество режущих зерен на одном квадратном метре поверхности круга.

Величина A^* определяется по формуле:

$$A^* = A_1 - \frac{8 \cdot \lambda_k \cdot F_0}{\ln 4h / d \lambda_1} \cdot \frac{A_{cp}}{1 + \frac{8 \cdot \lambda_k \cdot F_0}{\ln 4h / d \lambda_1}}$$

где A_1 – безразмерная функция учитывающая температуру рабочего торца зерна; A_{cp} – безразмерная функция, учитывающая среднюю температуру рабочего и не рабочего торца зерна; F_0 – безразмерное время контакта зерна с кругом, представленное с помощью критерия Фурье; h – высота цилиндрической модели, мм; λ_k – коэффициент теплопроводности связки, Вт/(м·°C).

Длина дуги контакта шлифовального круга с образцом равна:

$$l = \sqrt{D_k \cdot t};$$

где: D_k – диаметр шлифовального круга, мм; t – глубина шлифования, мм.

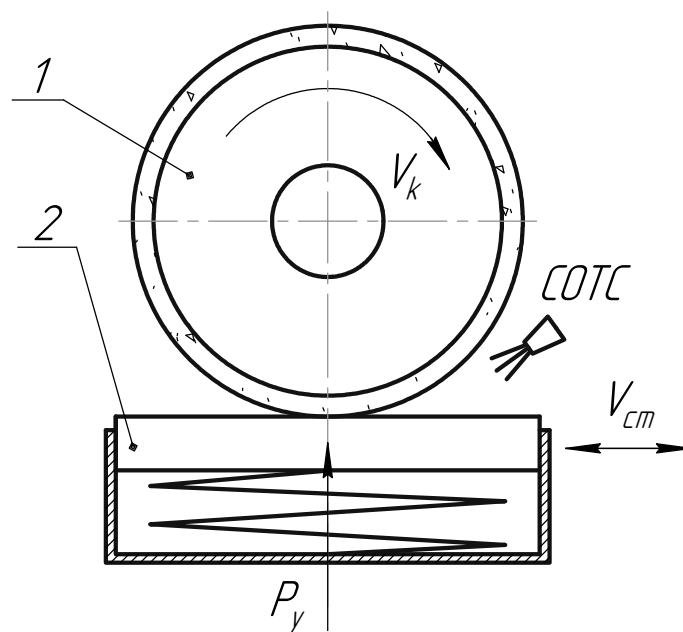


Рисунок 1 – Схема плоского шлифования по упругой схеме периферией круга:
1 – шлифовальный круг, 2 – обрабатываемый образец

Усилие поджима стальной части комбинированного образца к РПК было определено по существующей методике [4] при условии, что глубина шлифования стальной и твердосплавной частей равны.

Усилие поджима стальной части обрабатываемого образца к РПК определим по формуле [4]:

$$P_{yCT} = \left(\frac{\sqrt{1+M^2} \cdot a_z \cdot \sin \omega}{\sin \beta} + K_3 \cdot M \cdot l_3 \right) \cdot b \cdot z_p \cdot \left(C - a \cdot \frac{4 \cdot \alpha \cdot 60 \cdot V_k \cdot \sqrt{H} \cdot \alpha_e}{\lambda \cdot V_{cm} \cdot S \cdot \sqrt{\pi}} \cdot P_{zCT} \right), \quad (2)$$

где V_k – скорость круга, м/с; V_{cm} – скорость обрабатываемой детали, м/мин; b – ширина шлифуемой поверхности, мм; λ – коэффициент теплопроводности стали 45, из которой изготовлена стальная часть образца, Вт/(м·°С); α – коэффициент температуропроводности стали 45, м²/с; z_p – количество одновременно работающих зерен; l_3 – величина площадки контакта зерна с обрабатываемой поверхностью; ω – угол действия силы стружкообразования, рад; β – угол сдвига, рад; M – соотношение нормальных σ и касательных τ_s напряжений вдоль условной плоскости сдвига $M = \frac{\sigma}{\tau_s} = \left[1 + 2 \cdot \left(\frac{\pi}{4} - \beta \right) \right]$;

K_3 – коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на площадке износа; C, a – начальная ордината и коэффициент в линейной зависимости, отражающий влияние температурно-скоростных факторов на величину касательных напряжений; α_e – коэффициент ввода тепла в заготовку; P_{zCT} – тангенциальная составляющая силы резания, Н.

Тангенциальная составляющая равна [4]:

$$P_{zCT} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1+M^2} \cdot a_z \cdot \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 \cdot M \cdot l_3 \cdot \mu \right) \cdot b \cdot z_p \cdot C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1+M^2} \cdot a_z \cdot \cos \omega}{\sin \beta} + K_3 \cdot M \cdot l_3 \cdot \mu \right) \cdot b \cdot z_p \cdot a \cdot \frac{4 \cdot \alpha \cdot 60 \cdot V_k \cdot \sqrt{H} \cdot \alpha_e}{\lambda \cdot V_{cm} \cdot S \cdot \sqrt{\pi}}}, \quad (3)$$

где μ – коэффициент трения алмазного зерна по поверхности обрабатываемого материала.

Зависимость влияния температурно-скоростных факторов на величину касательных напряжений при шлифовании конструкционной стали выполняется при помощи модификации К. Макгрегора и И. Фишера с использованием данных стандартных испытаний [8], которая имеет вид

$$\tau_s = C - \alpha \cdot T.$$

Чтобы стальная и твердосплавная части комбинированного образца не разъединились в процессе шлифования в результате плавления припоя, температура на поверхности стальной и твердосплавной частей не должна превышать допустимой рабочей температуры припоя.

Температура на обрабатываемой поверхности стальной и твердосплавной частей комбинированного образца определяется по формуле [9]:

$$T_{nz} = \frac{2 \cdot q \cdot \omega_3}{\pi \cdot \lambda \cdot V_{cm}} \cdot \sqrt{2\pi \cdot 2H}, \quad (4)$$

де q – плотность теплового потока, поступающего в заготовку; H – безразмерная полуширина источника тепла; V_{cm} – продольная скорость стола, м/с; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Дж/(м·с·°С); ω – коэффициент температуропроводности обрабатываемого материала, м²/с.

Плотность теплового потока определим по формуле:

$$q = \frac{P_z \cdot V_k \cdot \alpha_g}{b \cdot \sqrt{D_k \cdot t}},$$

где α_g – коэффициент ввода тепла в заготовку.

Коэффициент ввода тепла в заготовку равен:

$$\alpha_g = \frac{1}{1,25 \cdot \frac{\lambda_k}{\lambda} \sqrt{\frac{\omega}{r_o \cdot V_k}} + 1},$$

где λ_k – коэффициент теплопроводности алмазоносного слоя, Дж/(м·с·°С);
 r_o – радиус закругления вершины зерна, м.

Безразмерная полуширина источника тепла находится по формуле:

$$H = \frac{V_{cm} \cdot \sqrt{D_k \cdot t}}{4 \cdot \omega}.$$

Как отмечалось ранее, суммарную силу поджима определим как сумму составляющих сил поджима при шлифовании стальной P_{yCT} и твердосплавной частей P_{yTC} комбинированного образца:

$$P_y = P_{yCT} + P_{yTC}.$$

Для выполнения расчетов на ПЭВМ по формулам (1) – (4) была составлена программа.

Пример

Рассчитать усилие поджима P_y комбинированного образца к РПК при плоском врезном шлифовании и температуру на обрабатываемых поверхностях при следующих исходных данных:

1) режимы шлифования: скорость круга $V_k = 35$ м/с, скорость стола $V_{cm} = 6$ м/мин; глубина шлифования $t = 0,015$ мм;

2) геометрические размеры образца: ширина стальной и твердосплавной части одинакова и равна $b = 7,5$ мм;

3) геометрические характеристики модели алмазного зерна шлифовального круга 1A1 250×76×15×5 AC6 100/80-4-M1-0: радиус закругления вершины зерна $r_o = 6,69$ мкм, угол заострения зерна $\varepsilon = 91^\circ$;

4) характеристики алмазоносного слоя: процентное содержание алмазов в связке круга $y_a = 25\%$, процентное содержание меди в связке круга $y_m = 60\%$, процентное содержание олова в связке круга $y_o = 15\%$, относительная концентрация алмазов в круге $K = 100\%$, число зерен в одном карате алмазов $Nz = 10^5$ шт/карат;

5) кинематические и динамические характеристики шлифования: коэффициент контактирования зерна с обрабатываемой поверхностью $K_k = 0,44$, коэффициент неравномерности нагрузки на зерне $\delta = 1,5$, коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на площадке износа $K_z = 1$, коэффициент шлифования для твердого сплава марки ВК8 $k_{ш} = 0,42$; коэффициент усадки стружки при шлифовании стали 45 $K_l = 1,35$; начальная ордината и коэффициент в линейной зависимости влияния температурно-скоростных факторов на величину касательных напряжений $C = 380,6$ МПа, $\alpha = 0,054$ МПа/°С.

6) теплофизические свойства инструмента и обрабатываемых материалов: температура окисления алмазного зерна $T_{ок} = 775^\circ\text{C}$, коэффициент

теплопроводности алмаза $\lambda_{ка} = 530 \text{Вт} \cdot \text{м}/^\circ\text{C}$, коэффициент температуропроводности алмаза $\omega_{ка} = 0,000083 \text{м}^2/\text{с}$, коэффициент теплопроводности меди $\lambda_{км} = 361 \text{Вт} \cdot \text{м}/^\circ\text{C}$, коэффициент теплопроводности олова $\lambda_{ко} = 58,41 \text{Вт} \cdot \text{м}/^\circ\text{C}$, коэффициент теплопроводности твердого сплава ВК8 $\lambda_{ТС} = 54,4 \text{Вт} \cdot \text{м}/^\circ\text{C}$, коэффициент температуропроводности твердого сплава ВК8 $\omega_{ТС} = 0,246 \text{м}^2/\text{с}$, коэффициент температуропроводности стали 45 $\omega_{СТ} = 8 \cdot 10^{-6} \text{м}^2/\text{с}$, коэффициент теплопроводности стали 45 $\lambda_{СТ} = 45,4 \text{Вт}/\text{м} \cdot ^\circ\text{C}$.

Как показали расчеты, допустимое усилие поджима твердосплавной части образца составляет $P_{yTC} = 62 \text{ Н}$, стальной части $P_{yCT} = 11 \text{ Н}$, температура на поверхности стальной части $T_{CT} = 232^\circ\text{C}$, температура на поверхности твердого сплава $T_{ТС} = 336^\circ\text{C}$, что ниже предельно допустимой рабочей температуры припоя марки ПМФ-7 $T_{дон} = 700^\circ\text{C}$ [10].

Суммарное усилие поджима комбинированного образца «сталь 45 – ВК8» к РПК составило $P_y = 73 \text{ Н}$.

Для оценки погрешности, вызванной допущением об адиабатичности поверхностей стальной и твердосплавной частей, скрепленных припоем, был выполнен расчет температур на поверхностях образца методом конечных элементов в пакете ANSYS. Расчет показал, что при шлифовании комбинированного образца максимальная температура возникает на поверхности твердосплавной части и составляет $T_{нз} = 386,39^\circ\text{C}$ (рис. 2, а). Максимальная температура на поверхности для отдельно взятого твердосплавного образца составляет $T_{ТС} = 386,41^\circ\text{C}$ (рис. 2, б), а стального образца – $T_{СТ} = 171,17^\circ\text{C}$ (рис. 2, в).

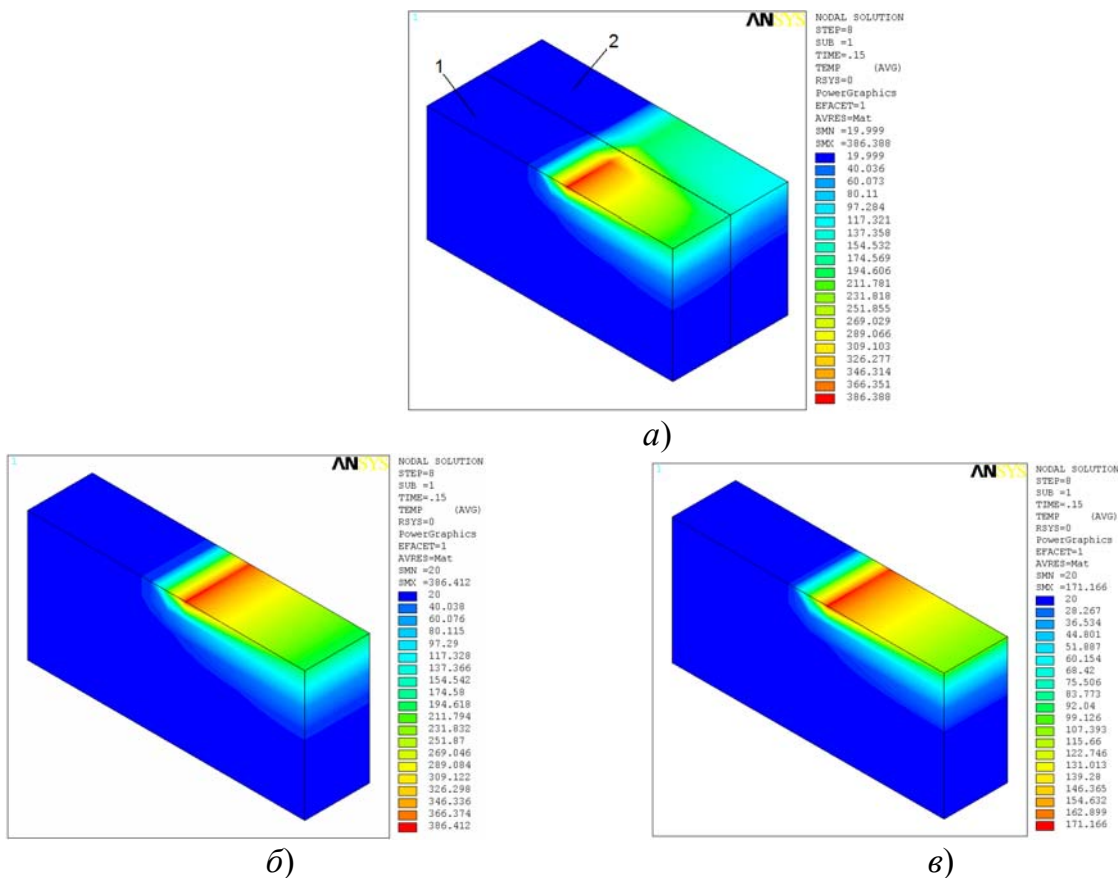


Рисунок 3 – Температурное поле комбинированного образца (а), отдельных его твердосплавной (б) и стальной (в) частей

Степень влияния теплообмена между сопрягаемыми поверхностями комбинированного образца на максимальную температуру поверхности образца составляет:

$$\frac{386,412^{\circ}\text{C} - 386,388^{\circ}\text{C}}{386,412^{\circ}\text{C}} \cdot 100\% = 0,06 \%$$

Таким образом, допущение об адиабатичности спаянных поверхностей не вносит существенной погрешности в расчет максимальной температуры на поверхности комбинированного образца и является в ранее приведенных расчетах обоснованным.

Расхождение температур на поверхности образца аналитически и с помощью метода конечных элементов находится в пределах 13% для твердого сплава и 26% - для стали, что вполне приемлемо.

Выводы

1. Суммарная сила поджима комбинированного образца из стали 45 и твердого сплава ВК8 к РПК, ограничена температурой окисления алмазных зерен при шлифовании твердосплавной части образца, составляет $P_y = 73 \text{ Н}$.

2. Температура на поверхности стальной части комбинированного образца составляет $T_{CT}=232^{\circ}\text{C}$, на поверхности твердосплавной части $T_{ТС}=336^{\circ}\text{C}$, что не превышает допустимой рабочей температуры припоя $T_{дон}=700^{\circ}\text{C}$.

3. Погрешность допущения об адиабатичности сопрягаемых поверхностей комбинированного образца составляет 0,06%, что не влияет на точность расчетов.

4. Суммарное усилие поджима комбинированного образца к РПК будет использовано при проведении экспериментов с целью нахождения уравнения, описывающего зависимость изменения текущей лимитированной режущей способности шлифовального круга в процессе шлифования.

Литература

- [1] Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов. – Харків: НТУ "ХП" 2003. – 359 с.
- [2] Глейзер Л.А. О сущности процесса круглого шлифования// Вопросы точности в технологии машиностроения. – М.; Машгиз, 1959.- с. 5-24.
- [3] Основы алмазного шлифования/ М.Ф. Семко, А.И. Грабченко, А.Ф. Раб и др. – К.; Техніка, 1978. – 192 с.
- [4] Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействия на рабочую поверхность круга: Дис... д-ра. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 1996. – 456 с.
- [5] Полтавец В.В. Обоснование режимов шлифования труднообрабатываемых материалов при электроэрозионном воздействии на рабочую поверхность круга: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / ДонНТУ – Донецк, 2000. – 319с.
- [6] Стрелков В.Б. Повышение производительности алмазного шлифования твердых сплавов за счет рационального использования режущих свойств круга: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / ДонНТУ – Донецк, 2008. – 240с.
- [7] Матюха П.Г., Стрелков В.Б. Определение силы поджима образца к кругу, ограниченной температурой графитизации алмазных зерен. Наукові праці Донецького національного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. Вип. 71. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. С. 41-46.
- [8] Полухин П.И., Гунн Г.Я, Галкин А.М. Соппротивление пластической деформации металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1976. -488 с.
- [9] Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности. М.: Машиностроение, 1978 – 167 с.
- [10] Хряпин В.Е. Справочник паяльщика. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1981 – 348 с.

УДК 621.921

**Філатов Ю. Д., Ковальов С.В., Сідорко В. І.¹
Філатов О.Ю., Ящук В. П., Пригодюк О.А.²**

ІНМ НАН України¹, КНУ ім. Тараса Шевченка², м. Київ, Україна

РІВНОМІРНІСТЬ РОЗПОДІЛУ АБРАЗИВНИХ ЗЕРЕН В ІНСТРУМЕНТІ ДЛЯ ПОЛІРУВАННЯ НАПРАВЛЯЮЧИХ МЕТАЛОРІЗАЛЬНИХ ВЕРСТАТІВ З ПРИРОДНОГО КАМЕНЮ

Possibility of use of coherent return dispersion of light for an estimation of uniformity of distribution of abrasive particles in a working layer of the polishing tool is shown. It is registered narrow peak in indicatrix dispersion from modelling samples from ZrO_2 and a polymeric material.

Введение

Деталі з природного каменю (ПК) характеризуються наявністю на їх полірованих поверхнях подряпин і виколов та дефектів, нанесених полірувальним інструментом. Це пояснюється недосконалістю технології полірування деталей з ПК та відсутністю інструментів, які б забезпечували необхідну якість оброблених поверхонь, особливо при остаточній прецизійній обробці високоточних виробів, таких як направляючі металорізальних верстатів для важкого машинобудування. Якість полірованих поверхонь, насамперед, залежить від якості полірувального інструменту, одним із найважливіших параметрів якого є рівномірність розподілу абразивних зерен в робочому шарі [1,2]. Для контролю рівномірності розподілу використовують залежність форми спектрів люмінесценції та збудження органічних барвників, які спеціально вводяться в зв'язку інструмента, від багатократного розсіяння світла [3]. Розвиток уявлень про багатократне розсіяння повинен забезпечити принципову можливість здійснення контролю, який ґрунтується на принципово новому ефекті – когерентному розсіюванні світла в зворотному напрямку. Цей ефект спостерігається у концентрованих рідких суспензіях дрібнодисперсних частинок [4]. Оскільки інструмент для полірування природного каменю можна розглядати як тверду суспензією абразивних частинок, то його властивості близькі до багатократно розсіювального середовища. В зв'язку з цим метою роботи було дослідження умов виникнення цього ефекту в полірувальному інструменті.

Когерентне зворотне розсіяння у багатократному розсіювальному середовищі

З фізичної точки зору робочий шар полірувального інструмента являє собою середовище з великою концентрацією хаотично розподілених розсіювальних центрів. Внаслідок розсіяння падаючий когерентний пучок світла ділиться на велику кількість пучків, що рухаються в поверхневому шарі по ламаних траєкторіях. Початок і кінець тих пучків, що виходять із зразка в зворотному напрямі, знаходяться на поверхні робочого шару інструмента. Когерентне випромінювання, що пройшло однаковий оптичний шлях в середовищі, на виході із робочого шару інструмента матиме однакову фазу і буде інтерферувати, підсилюючи одне одного. Випромінювання, що пройшло різні шляхи, матиме випадкову фазу і тому не інтерферуватиме. Якщо таких

хвиль є лише дві, то інтерференція призведе до збільшення інтенсивності вдвічі. Розглянемо умови, за яких це може відбуватися [5].

Нехай на поверхню середовища падає плоска хвиля з хвильовим вектором \vec{k}_0 . В результаті розсіювання ця хвиля здійснить m послідовних актів розсіювання, що супроводжуватимуться зміною хвильового вектора $\vec{k}_0, \vec{k}_2, \dots, \vec{k}_m$ і вийде за межі середовища. Для фіксованого напрямку падіння \vec{k}_0 та спостереження \vec{k}_m , в силу рівноймовірності напрямку розсіювання, в межах площини падаючого пучка знайдеться хвиля, що піде точно по зворотному шляху $-\vec{k}_m, -\vec{k}_{m-1}, -\vec{k}_{m-2}, \dots, -\vec{k}_1, -\vec{k}_0$ і тому матиме на виході середовища той самий напрям. Такі хвилі пройдуть рівноцінний шлях в середовищі, оскільки пройдуть не лише однакову відстань, а й зазнають однакову кількість актів розсіювання.

За умови $\vec{k}_0 = -\vec{k}_m$ комплексні амплітуди на виході із зразка будуть еквівалентні, оскільки хвилі набудуть однакового зсуву фази. Тому такі хвилі інтерферуватимуть. Оскільки таких хвиль лише дві, то інтенсивність в цьому напрямку буде вдвічі вища за інтенсивність у випадку звичайного некогерентного розсіювання. Вказана умова означає, що таке збільшення спостерігатиметься строго в зворотному до падаючого пучка напрямку. При $\vec{k}_0 \neq -\vec{k}_m$ між цими хвилями виникатиме зсув фази $(\vec{k}_0 + \vec{k}_m)(\vec{r}_1 - \vec{r}_m)$, де \vec{r}_1 та \vec{r}_m – відповідно радіуси-вектори першої та останньої точок розсіювання для даної траєкторії. Усереднений інтерференційний внесок для траєкторій, утворених в результаті m актів розсіювання, буде ненульовим за умови $|\vec{k}_0 + \vec{k}_m| < L_m^{-1} (L_m - \text{середній діаметр траєкторії з } m \text{ точками розсіювання})$. Ця нерівність може бути виражена через модуль хвильових векторів $k = |\vec{k}_0| = |\vec{k}_m|$ і кут між ними θ , який визначається нерівністю $k\theta \leq L_m^{-1}$. Звідси випливає, що інтерференційне збільшення інтенсивності розсіяного світла спостерігається в зворотному напрямку в межах кута $\theta \leq L_m^{-1} k^{-1} = 2\pi \frac{\lambda}{L_m}$. Оскільки мінімальний розмір

траєкторії дорівнює відстані між двома послідовними актами розсіювання, тобто довжині вільного пробігу l , то інтерференційне підвищення інтенсивності буде спостерігатись в межах кута шириною $\theta < \frac{\lambda}{l}$. Таким чином внаслідок

багатократного розсіювання когерентного пучка в індикатрисі розсіювання виникає вузький пік, ширина якого обернено пропорційна довжині вільного пробігу l , а значить і концентрації розсіювальних зерен абразивного порошку. Висота піка зростає із збільшенням концентрації зерен до максимального рівня, що вдвічі перевищує некогерентний дифузний фон. Це явище когерентного зворотного розсіювання (КЗР) [6] забезпечує принципову можливість контролю розподілу абразивних зерен в робочому шарі інструмента.

За зовнішніми ознаками виникнення піка КЗР подібне до аналогічного ефекту при розсіянні Мі [4] та при двократному проходженні хвилями хаотичного середовища [7]. Зокрема підвищення концентрації частинок спричиняє зростання інтенсивності піка діаграми розсіювання. Але, на відміну від

КЗР, розсіяння Мі описує однократне розсіяння, ширина індикатриси якого обернено пропорційна не відстані між частинками, а розміру частинки – $\delta\theta \approx \frac{\lambda}{d}$.

Аналогічне співвідношення спостерігається і при двократному проходженні хвилями хаотичного середовища. Тобто, на відміну від КЗР, ширина піків в цих випадках містить інформацію не про довжину вільного пробігу, а про розмір частинки (неоднорідності).

В залежності від концентрації розсіювальних частинок спостерігається така закономірність зміни параметрів піка індикатриси розсіяння [4]:

- при $d < \lambda$, спостерігається слабкий пік в напрямку, зворотному до падаючого пучка;
- при $d \approx (2-4)\lambda$, спостерігається інтенсивний пік, інтенсивність якого в максимумі пропорційна концентрації розсіювальних центрів (КЗР);
- при значному перевищенні довжини хвилі $d \gg \lambda$ превалює однократне розсіяння і КЗР переходить в розсіяння Мі.

Експериментальні результати дослідження зворотного когерентного розсіяння

Об'єктами дослідження були модельні зразки полірувальних кругів: висококонцентрована суспензія частинок ZrO_2 діаметром 1,5 мкм в полімерній матриці, а також везикулярні плівки. Останні не є абразивними матеріалами, але еквівалентні їм за закономірностями розсіяння світла. Полімерна суспензія отримувалась перемішуванням частинок ZrO_2 в спиртовому розчині полівінілацетату (ПВА). Після випаровування спирту і полімеризації ПВА отримувались зразки абразивного інструменту на органічній зв'язці з майже щільною упаковкою частинок ZrO_2 .

Везикулярні плівки отримувались на основі двокомпонентного полімерного розчину, один із компонентів якого є світлочутливою сполукою, що містить в своєму складі азидогрупу – N_3 . Везикули утворювались при ультрафіолетовому (УФ) опроміненні та наступному нагріванні плівки, в результаті яких виділялись мікроскопічні пухирці азоту, які агрегувались у везикули. Концентрація і середній розмір везикул визначались тривалістю експозиції УФ опромінення і температурою нагрівання. Отриманий розмір везикул складав 2–4 мкм, концентрація варіювалась в межах $n = 2 \cdot 10^7 \div 3 \cdot 10^9 \text{ см}^{-3}$.

Перед початком і в кінці вимірювань реєструвалась діаграма відбиття світла від дзеркала, зорієнтованого нормально до падаючого лазерного пучка. Кутове положення піка діаграми використовувалось для визначення напрямку зворотного відбиття після реєстрації діаграм КЗР. Під час реєстрації діаграм КЗР дзеркало екранувалось чорним екраном.

При реєстрації індикатриси розсіяння везикулярної плівки було зафіксовано, що приблизно в напрямку дзеркального відбиття виникає достатньо широкий пік (приблизно 7°). Схрещення поляроїда, розміщеного в пучку спостереження, з напрямком коливань вектора \vec{E} лазерного променя призводить до різкого зменшення піка, а паралельна орієнтація - до збільшення. Пік зміщується з поворотом плівки. З цього випливає, що цей пік обумовлений дифузним відбиттям від поверхні плівки, бо він зміщується з поворотом плівки а відповідне випромінювання розповсюджується в широкому тілесному куті і зберігає лінійну поляризацію лазерного пучка.

На фоні широкого піка індикатриси розсіяння спостерігався вузький пік (приблизно 15°), кутове положення якого не змінювалось при повороті плівки на $\pm 10^\circ$ (рис. 1). Висота цього піка приблизно вдвічі перевищувала дифузний фон індикатриси.

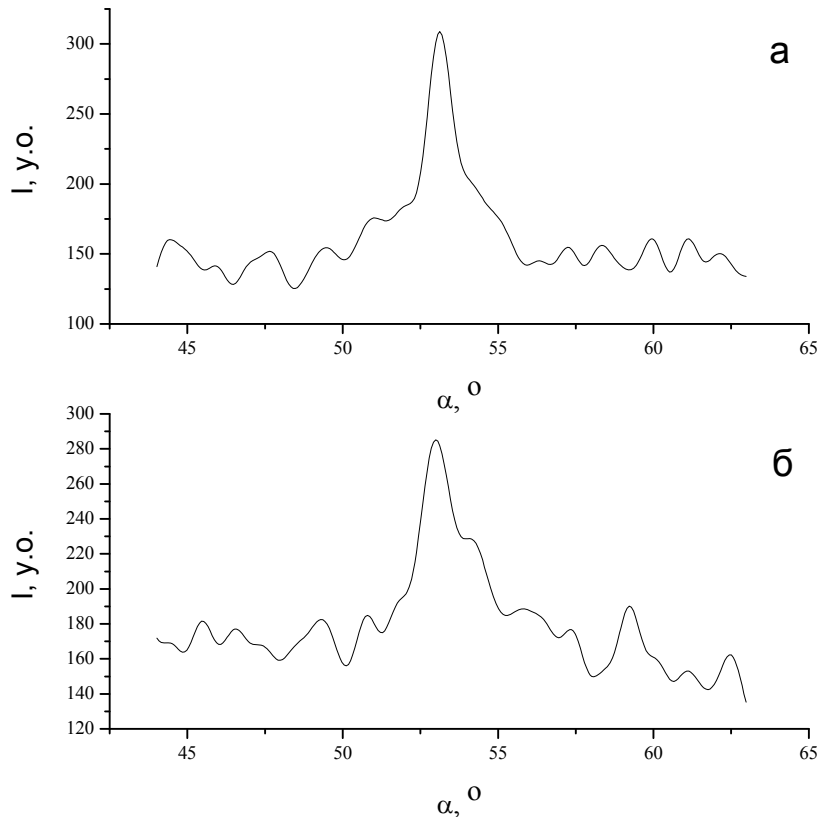


Рисунок 1 – Пік когерентного зворотного розсіяння в діаграмі розсіяння везикулярної плівки при орієнтації її по відношенню до зондуєчого пучка під кутом на 10° (а) і -10° (б)

Розворот плівки на 180° і опромінення її зі сторони лавсанової основи практично не вплинули на пік за винятком деякого зниження його висоти. При цьому плівка була зорієнтована так, що в процесі реєстрації дзеркально відбитий пучок не попадав в кутовий аналізатор. Це свідчить, що пік не пов'язаний з лавсановою підкладкою, а обумовлений саме розсіянням у везикулярній плівці.

Наведені властивості вузького піка в індикатрисі розсіяння везикулярної плівки відповідають ознакам когерентного зворотного розсіяння і тому цей пік є піком КЗР. В індикатрисі розсіяння модельного зразка полірувального круга на основі порошоків ZrO_2 також було виявлено вузький (5°) пік з аналогічними властивостями: його кутове положення не залежало від орієнтації зразка, а висота приблизно вдвічі перевищувала дифузний фон (рис. 2). Це дозволяє віднести цей пік до КЗР. Як видно із рисунка пік чітко виділяється на фоні шумової доріжки, що окреслює дифузний фон індикатриси розсіяння.

Таким чином показано, що в індикатрисі розсіяння модельних абразивних зразків виникає пік когерентного зворотного розсіяння, який добре реєструється на дифузному фоні некогерентного розсіяння назад за допомогою розробленої методики та установки. Тим самим показана принципова можливість використання залежності ширини піка від густини розсіювальних центрів для здійснення контролю концентрації абразивних частинок в полірувальному інструменті.

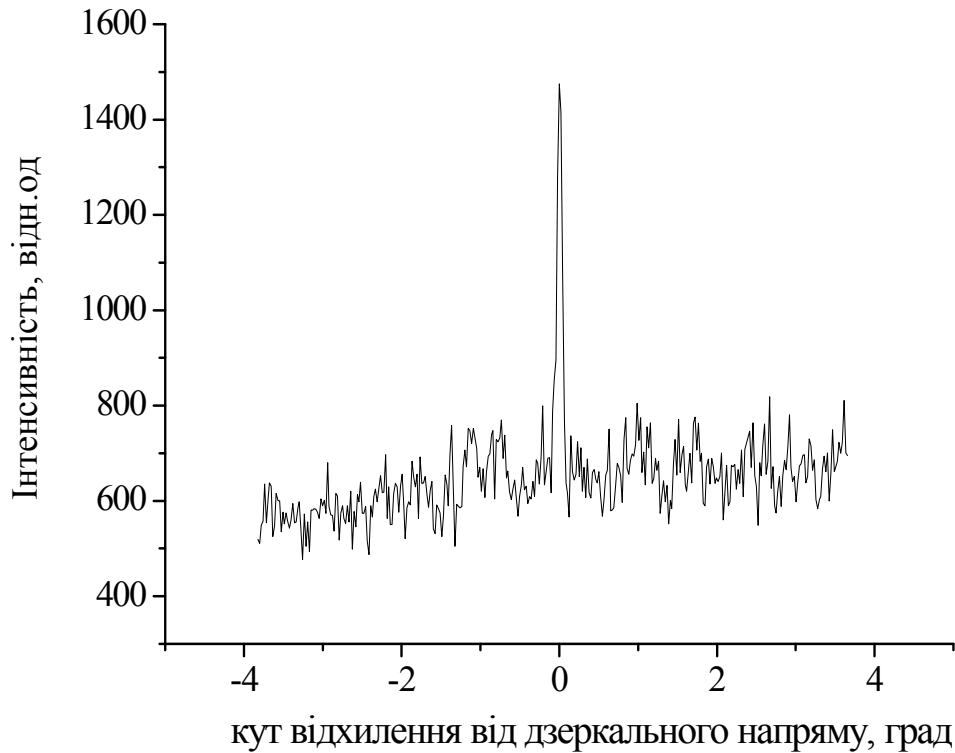


Рисунок 2 – Індикатриса розсіяння світла від модельного зразка полірувального інструмента з частинок ZrO_2 на основі полімерного зв'язуючого

Висновки

Експериментально зареєстровано наявність вузького піка в індикатрисі розсіяння світла від модельних зразків полірувального абразивного інструмента на основі частинок ZrO_2 діаметром 1,5 мкм, що закріплені в полімерній матриці, а також від везикулярної плівки. Показано, що цей пік обумовлений когерентним зворотним розсіянням світла, що дозволяє забезпечити можливість контролю концентрації абразивних частинок за шириною цього піка.

Література:

- [1] Yu.D. Filatov, V.I. Sidorko, A.Yu. Filatov, V.P. Yashchuk, O.A. Prygodiuk, L.V. Poperenko, U. Heisel, M. Storchak, Reflectometry of surfaces of non-metallic materials at polishing, Proceeding of 9-th International Young Scientists Conference Optics and High Technology Material Science SPO 2008, AO34, 2008, P. 68.
- [2] Филатов Ю.Д. Полирование прецизионных поверхностей деталей из неметаллических материалов инструментом со связанным полировальным порошком // Сверхтв. материалы, 2008. – № 1. – С. 59–66.
- [3] Vasil P.Yashchuk, Olga Prygodiuk, Dependence of luminescence and excitation spectra on multiply scattered dyed medium parameters, Proceeding of 9-th International Young Scientists Conference Optics and High Technology, AO35, 2008, P. 71.
- [4] Y.Kuga, A. Ishimaru, Retroreflectance from a dense distribution of spherical particles, J. Opt. Soc. Am. A, **1**, P. 831–835.
- [5] Pierre-Etienne Wolf, Georg Marret, “Weak localization and coherent backscattering of photon in disordered medium”, Phys.Rev.Lett, 1985. – **55**, 24. – P. 2296.
- [6] L. Tsang, A. Ishimaru, „Backscattering enhancement of random discrete scatterers”, J. Opt. Soc. Am. A, **1**, P. 836–839.
- [7] Кравцов Ю. А., Саичев А. И.. Эффекты двукратного прохождения волн в случайно-неоднородных средах, УФН.– 1982. – **137**, №. 3. – С. 501–527.

УДК 621.922.025

Гусев В.В., Медведев А.Л.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ВЫБОР РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ПРАВКИ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ ПОЛУСВЯЗАННЫМ АБРАЗИВОМ

There are in the article presence of extreme dependence of maximum cutting ability of diamond grinding-wheels is rotined from the parameters of correction the semiconnected abrasive, that allows to choose their optimum terms.

Введение

Для обеспечения требуемой производительности и качества поверхностного слоя изделий при алмазном шлифовании необходимо при обработке поддерживать режущие свойства инструмента с помощью правки.

В настоящее время известно большое количество способов правки алмазных кругов (механические, электроэрозионные, электрохимические) [1,2]. Многообразие механических методов правки определяется разнообразием механического воздействия на абразивный инструмент, которое направлено на исправление геометрии инструмента и создание необходимого микропрофиля рабочей поверхности круга (РПК). Одним из перспективных механических методов правки является, разработанный в ДонНТУ, способ правки свободным и полусвязанным абразивом [3,4]. Несмотря на наличие публикаций по правке свободным и полусвязанным абразивом, выбором рациональных условий правки до настоящего времени никто не занимался.

Цель настоящего исследования – определение влияния на изменения режущей способности алмазных шлифовальных кругов параметров правки полусвязанным абразивом. Основная задача – установление экспериментальных зависимостей между параметрами правки и режущей способностью алмазных шлифовальных кругов на металлической связке.

Основная часть

Функционирование технологической системы алмазного шлифования определяется состоянием рабочей поверхности шлифовального круга. В соответствии с системным подходом любую составную часть системы можно выделить и рассматривать отдельно. В соответствии с поставленной в работе целью рассмотрим с позиций системного анализа подсистему управления РПК, которая позволяет целенаправленно изменять условия обработки системы шлифования. В дальнейшем подсистему управления РПК будем рассматривать как систему, а ее элементы как подсистемы. Систему управления РПК (рис. 1) можно представить состоящей из следующих подсистем: станка (1), шлифовального круга (2), устройства для правки (3), зоны контакта (4) и подсистемы подачи в зону контакта СОТС (5).

Входные переменные, обозначаемые вектором $X^j=(x^j_1, x^j_2, \dots, x^j_n)$ и подаваемые на вход j -ой технической подсистемы, в заданный промежуток времени работы подсистемы остаются неизменными. Входные переменные поступают на вход, как от предыдущих подсистем, так и являются параметрами настройки оборудования, которые не меняются при правке ШК. Вектором,

поступающим на вход j -ой подсистемы $G^j(\tau)=(g_1^j(\tau), g_2^j(\tau), \dots, g_r^j(\tau))$, обозначено управляющее воздействие, которое представляет совокупность входных переменных, изменяющихся по заданному закону.

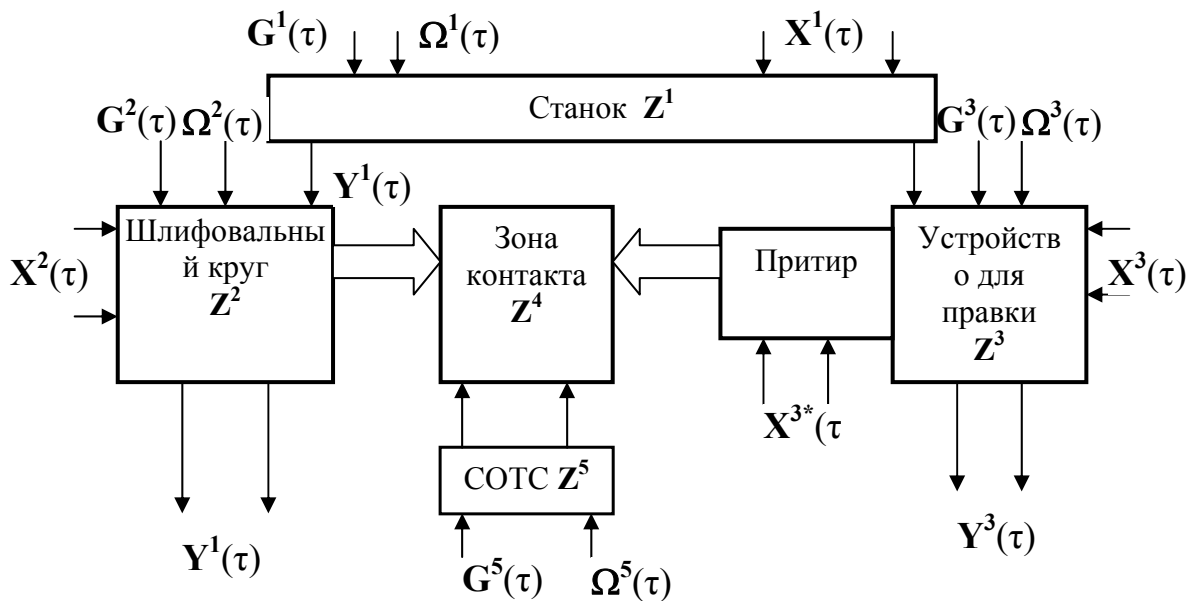


Рисунок 1 – Схема системы управления режущей способностью шлифовального круга

Вектор $\Omega^j(\tau)$ объединяет неконтролируемые, случайно изменяющиеся переменные, поступающие из среды на подсистему, а также случайные отклонения от заданных значений векторов X^j и $G^j(\tau)$. Каждая подсистема функционирует во времени τ и находится в одном из возможных состояний z_i . В течение времени подсистемы переходят из одного состояния в другое, которое характеризуется совокупностью параметров состояния, задаваемых вектором $Z^j(\tau)$. Параметры состояния представляют собой реализации случайных функций для произвольного момента времени τ . Подсистема ШК характеризуется состоянием его РПК: формой образующей, линейным износом, глубиной РПК, числом зерен на единице поверхности круга, плотностью их распределения по глубине и комплексно режущей способностью $W(\tau)$ круга.

В процессе функционирования и взаимодействия подсистем с внешней средой на их выходе мы имеем результат, который характеризуется векторами выходных параметров подсистем $Y^j(\tau)=(y_1^j(\tau), y_2^j(\tau), \dots, y_l^j(\tau))$. Выходные параметры подсистем определяются параметрами состояния $Z^j(\tau)$ и в общем случае могут быть описаны в зависимости от входных сигналов с помощью операторов сопряжения.

Принцип действия устройства для правки полусвязанным абразивом состоит в следующем. К шлифовальному кругу 3, который вращается на рабочей скорости $V_{ШК}$, подводят до прикосновения притир 1 (рис. 2). Притир представляет собой чугунную пластину с отверстием вдоль длины для подвода абразивной смеси. Притиру задают возвратно-поступательное движение S вдоль образующей инструмента. Механизм подачи притира состоит из механизма перемещения притира в радиальном направлении и механизма перемещения вдоль ширины круга.

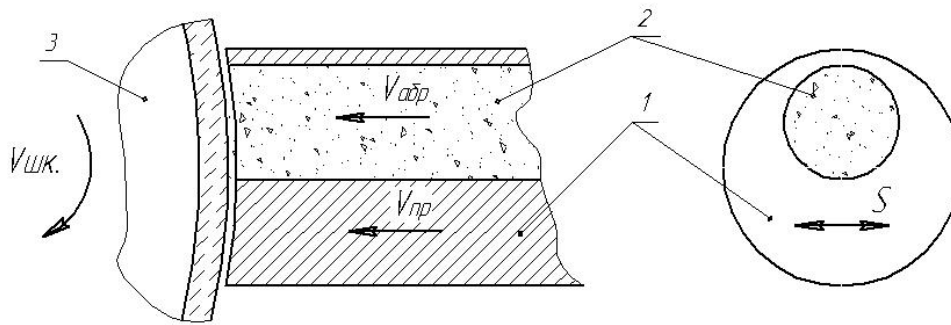


Рисунок 2 – Схематическое изображение процесса правки:
1 – притир; 2 – абразивный брусок; 3 – шлифовальный круг

В зону контакта инструмента 3 и притира 1 подают абразив в виде бруска 2, который состоит из смеси связующего материала с абразивом. Абразив, разрушаясь под воздействием шлифовального круга (ШК), попадает в контакт между притиром и РПК. Исходные абразивные зерна берут размером $d_{абр з}$, равным 1,2-1,5 [4] от среднего размера зерен алмазного инструмента. Для правки алмазного круга 1A1 200x76x10 250/200 A2 -4-M2-01 в качестве абразивного материала выбран карбид кремния зеленый (ГОСТ 3647-59) с размером зерен до 315 мкм. В нашем эксперименте брусок сформирован из 70% абразива и 30% гипса. Брусок помещают во внутреннюю полость притира (см. рис. 2) и закрепляют на штоке подающего устройства. Такая конструкция позволяет осуществлять подачу абразива в зону контакта ($V_{абр} = 0,1-0,25$ мм/с) независимо от скорости подачи притира ($V_{пр} = 0,01...0,025$ мм/с). Интенсивность вышлифовывания связки инструмента и износ материала притира при правке определяются размером абразивных частиц, объемом подаваемого абразива и величиной зазора между инструментом и притиром. Таким образом, в качестве входных переменных X_i^3 в подсистеме устройства для правки выступают: $V_{пр}$, $V_{абр}$, $d_{абр з}$, S . В качестве управляемых факторов были выбраны первые два входных параметра. Кроме указанных выше, входными параметрами X_i^{3*} являются форма и геометрические размеры притира, которые в данном исследовании принимались неизменными.

Система управления включает в себя конечные бесконтактные выключатели, установленные с целью ограничения перемещения притира вдоль ширины круга, конечные контактные микровыключатели, ограничивающие движение притира в радиальном направлении, а также соединенного с ними пульта управления, предназначенного для регулирования работой устройства для правки алмазных кругов в целом.

Режущая способность круга W (см³/с) определялась по упругой схеме резания на специальном приспособлении по объему удаленного материала ситалла за единицу времени (с). Образец шириной 10 мм из ситалла АС-370 ($HV = 8 \cdot 10^9$ Па, $K_{1c} = 2,1 \cdot 10^6$ Па·м^{1/2}) поджимался к ШК с постоянным усилием 41,5 Н. СОТС – вода с добавкой 3% кальцинированной соды (расход – 5л/мин).

Как было нами ранее установлено [5], изменение режущей способности круга от времени правки τ может быть описано следующей зависимостью

$$W(\tau) = \frac{1}{a \cdot \exp(-b \cdot \tau - c) + W_{пр}}, \quad (1)$$

где a - коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала и характеристики инструмента, определяет нижнюю границу режущей способности ШК при принятых условиях обработки;

b - коэффициент, зависящий от технологического регламента правки, определяет интенсивность правки;

c - коэффициент, зависящий от исходного состояния РПК перед правкой, определяет длительность времени правки для достижения предельной режущей способности кругом;

W_{np} - предельная режущая способность ШК при принятых условиях ее определения, зависящая от характеристики круга и физико-механических свойств обрабатываемого материала.

В дальнейшем нас будет интересовать зависимость предельной режущей способности круга W_{np} от входных переменных V_{np} , $V_{обр}$. Результаты предварительных экспериментальных исследований W_{np} представлены на рис. 3.

Из графика (см. рис. 3 б) видно, что с изменением скорости подачи абразива $V_{обр}$ от 100 до 250 мкм/с при постоянной скорости подачи притира $V_{np} = 15$ мкм/с предельная режущая способность алмазного шлифовального круга 1А1 200х76х10 А2 250/200 – 4 – М2-01 при взаимодействии с образцом ситалла АС-370 изменяется с 0,6 см³/с до 1,9 см³/с.

Так же отмечено влияние на W_{np} скорости и подачи притира (см. рис. 3 а) при постоянной $V_{обр}$. На основании предварительных исследований для получения регрессионной зависимости $W_{np} = f(V_{обр}, V_{np})$ проведем эксперимент. Так как искомая зависимость носит нелинейный характер, то при планировании эксперимента применим композиционный рототабельный план вида 2^2 .

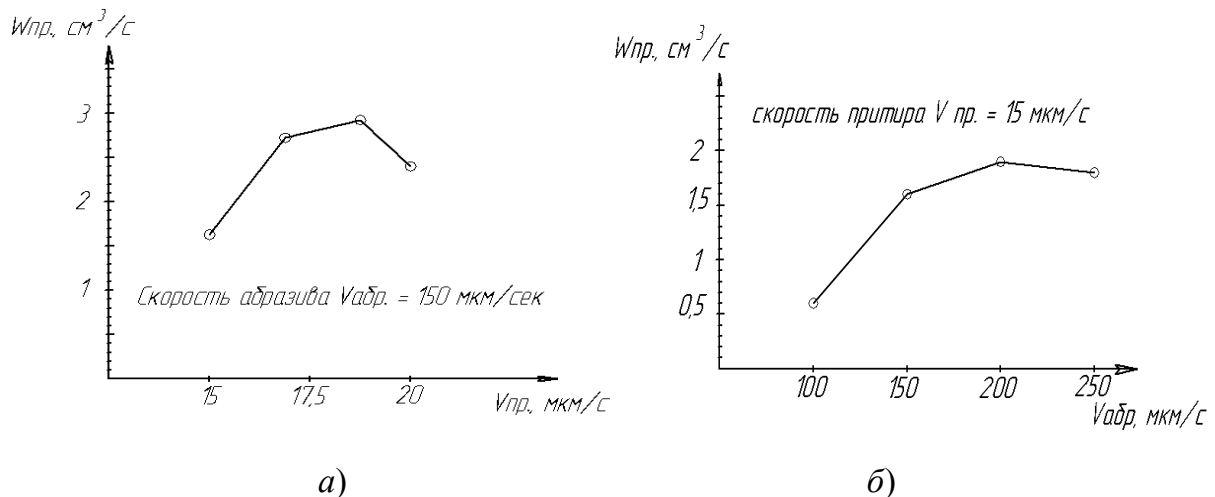


Рисунок 3 – Зависимость режущей способности алмазного шлифовального круга W_{np} от:
а) скорости подачи притира V_{np} и б) скорости подачи абразива $V_{обр}$.

Этот план позволяет получить модель, способную предсказать значение искомого параметра с одинаковой точностью (независимо от направления) на равных расстояниях от центра плана и имеет преимущество перед некомпозиционными планами в отсутствии взаимодействия между квадратичными членами и свободным членом уравнения регрессии.

Результаты эксперимента обрабатывали с помощью пакета прикладных программ Statistica. Дисперсию воспроизводимости эксперимента определяли по пяти параллельным опытам в центре плана. Ее величина составила $S(W_{np})^2 = 0,036$. При проверке статистической значимости коэффициентов уравнения регрессии была установлена незначимость коэффициента регрессии при парном взаимодействии скоростей притира и абразива. Все остальные коэффициенты в соответствии с критерием оказались значимы. Искомое уравнение регрессии может быть представлено в следующем виде:

$$W_{np} = -37,07 + 0,06 \times V_{абр.} - 0,00013 \times (V_{абр.})^2 + 3,72 \times V_{np} - 0,1 \times (V_{np.})^2 \quad (2)$$

Адекватность полученной модели проверяли с помощью F – критерия Фишера. При 5%-ном уровне значимости, для числа степеней свободы модели и эксперимента равного 4-м, табличное значение критерия F_T составило 6,4. Расчетное значения критерия Фишера равно 3,2, что меньше табличного значения. Таким образом, полученная модель адекватна при 5%-ом уровне значимости.

Трехмерная поверхность отклика представлена на рис. 4. Из рисунка видно, что регрессионная зависимость предельной режущей способности W_{np} от скоростей перемещения притира и абразива имеет экстремальный характер. Максимальное значение $W_{np} = 3,3$ см³/с, полученное при принятых условиях, соответствует скорости подачи притира $V_{np} = 17,5$ мкм/с и скорости подачи абразива $V_{абр} = 200$ мкм/с.

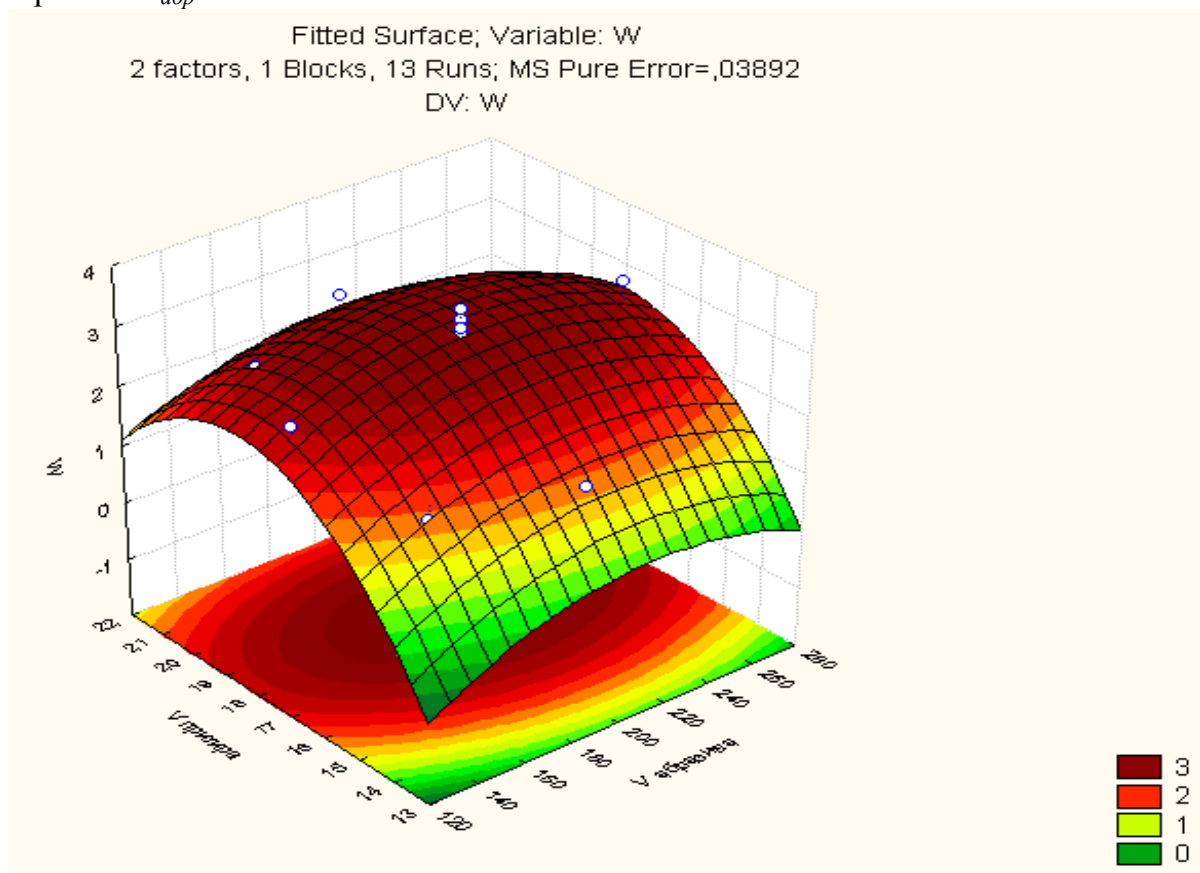


Рисунок 4 – Зависимость предельной режущей способности $W_{np}(V_{абр}, V_{np})$ от скоростей подач притира и абразива

Наличие экстремального характера регрессионной зависимости $W_{np} = f(V_{abr}, V_{np})$ может быть связано со следующими причинами:

а) при малых скоростях подачи притира V_{np} – свободный абразив слабо поджимается к РПК в зоне контакта (так скорость линейного износа ШК при $V_{abr} = 150$ мкм/с, $V_{np} = 15$ мкм/с меньше в 1,6 раза, чем при рациональных значениях параметров правки) и большая часть абразива не работает;

б) при высокой скорости подачи притира V_{np} большинство зерен свободного абразива выдавливаются из зоны контакта с РПК. В этом случае алмазные зерна круга и зерна правящего абразива взаимодействуя с притиром вышлифовывают его поверхность. При таком взаимодействии вершины алмазных зерен разрушаются, что сказывается на величине предельной режущей способности W_{np} .

в) при $V_{abr} < 150$ мкм/с для эффективной правки и удаления межзеренного пространства на РПК недостаточно зерен свободного абразива попадающего в зону контакта.

г) при $V_{abr} > 200$ мкм/с частицы абразива могут не эффективно использоваться в удалении связки круга за счет отжима притира от зоны контакта, что обеспечивает больший объем прослойки правящих зерен.

Выводы

Проведенные экспериментальные исследования позволили получить регрессионную зависимость предельной режущей способности алмазных кругов от параметров правки полусвязанным абразивом. Рассмотрены причины нелинейного влияния параметров правки на предельную режущую способность

Наличие экстремальной зависимости предельной режущей способности алмазных кругов от скоростей подачи притира и абразива в зону контакта позволяет выбирать их рациональные значения обеспечивающие максимальную режущую способность для конкретных условий.

Литература

- [1] Матюха П.Г., Полтавец В.В. Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга - Донецьк: ДонНТУ, 2006. – 164с.
- [2] Чачин В.Н., Дорофеев В.Д. Профилирование алмазных шлифовальных кругов. – Минск: Наука и техника, 1974. - 160 с.
- [3] А.с. 967784 СССР МКИ В24В 53/00 Способ правки алмазно-абразивного инструмента / В.В. Бурмистров - 4с.
- [4] А.с. 1839393 СССР МКИ В 24 В 53/50. Способ правки абразивного инструмента / В.В. Бурмистров, А.В. Байков, А.Н. Емельянов, Л.П. Калафатова, А.Д. Хроменко (СССР). - №4765299. Заявлено 14.12.89; Опубл. 30.12.93, Бюл. № 47-48. 2 с.
- [5] Гусев В.В., Медведев А.Л., Савельев В.В. Влияние времени правки алмазного круга свободным абразивом на его режущую способность // Прогресивні технології и системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – Вып. 33. – С.74-79.

УДК 621.9

Витренко О.С., Кириченко И.А.
ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

ПРОФИЛИРОВАНИЕ НАКАТНОГО ИНСТРУМЕНТА

The article has investigated instrument for cylindrical gear-wheels teeth rolling and making of this instrument in a space machine-tool engagement according to the 3d class formation scheme.

Введение

В представленной работе рассматривается инструмент для накатки зубьев цилиндрических зубчатых колес, а также его изготовление в пространственном станочном зацеплении согласно схемы формообразования третьего класса.

Для отделочной и упрочняющей обработки зубьев цилиндрических зубчатых колес в промышленности применяют накатники выполненные в форме цилиндрического зубчатого колеса. Эти инструменты получают в плоском станочном зацеплении, т.е. когда оси изготавливаемого накатника и формообразующего инструмента параллельны, т.е. зацепление их зубьев осуществляется в плоском станочном зацеплении.

Накатку зубьев цилиндрических зубчатых колес также осуществляют в плоском станочном зацеплении, т.е. в зацеплении, когда оси накатываемого зубчатого колеса и накатника параллельны. Такое положение приводит к тому, что на делительной окружности накатываемого зуба отсутствует скольжение между накатываемыми зубьями. С одной стороны накатываемого зуба это скольжение идет от делительной окружности к ножке и головке зуба, а с другой стороны от головки и ножки зуба к делительной окружности зуба зубчатого колеса. Вследствие такой обработки накатываемый зуб получает искаженную форму. С одной стороны зуба появляется бугор, а с другой впадина, что легко усматривается из рис. 1.

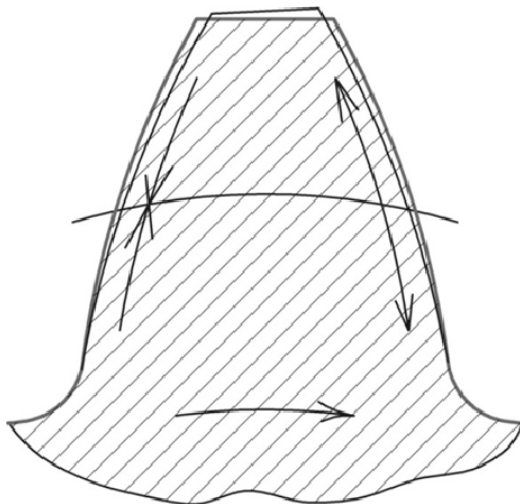


Рисунок 1 – Искривление профиля зуба

Во избежание этого недостатка необходимо скольжение перераспределить вдоль профиля накатываемого зуба. Для этого накатной инструмент должен работать в пространственном станочном зацеплении, что требует его изготовления также в пространственном станочном зацеплении.

Основная часть

Для определения профиля витка или захода такого инструмента перейдем при помощи матрицы перехода от поверхности зуба накатываемого цилиндрического зубчатого колеса, записанного в виде уравнения (1), к поверхности зуба накатного инструмента:

$$\vec{r}_I = r_I(x_I; y_I; z_I) \quad (1)$$

Такой переход осуществим по схеме представленной на рис. 2.

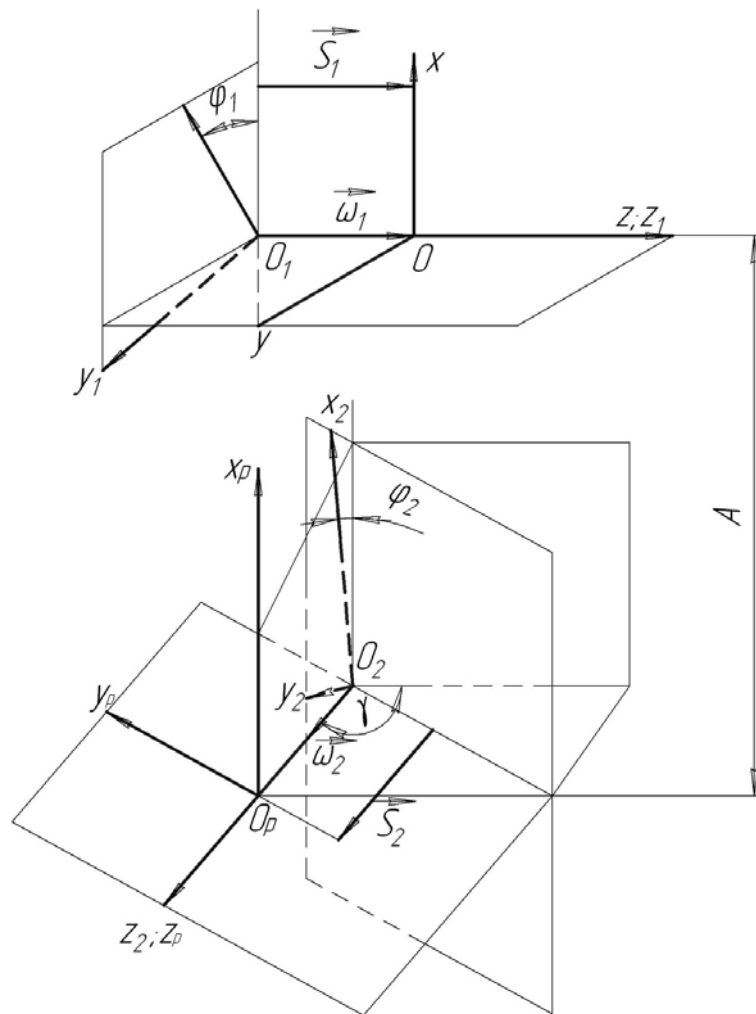


Рисунок 2 – Схема перехода от поверхности зубьев (витков) заготовки к поверхности зубьев накатника

При переходе от системы связанной с цилиндрическим зубчатым колесом к системе накатника, получим профиль его зуба (витка) в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 y_2 = & x_1(\sin \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - \sin \varphi_2 \cos \varphi_1) + \\
 & + y_1(\sin \varphi_1 \sin \varphi_2 + \cos \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma)z_1 \cos \varphi_2 \sin \gamma - \\
 & - S_0 \cos \varphi_2 \sin \gamma - A \sin \varphi_2
 \end{aligned} \quad (2)$$

$$\begin{aligned}
 z_2 = & x_1 \sin \varphi_1 \sin \gamma - y_1 \cos \varphi_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma + S_0 \cos \gamma + S_T \\
 f_1(\kappa; \varphi_1; \psi) = & 0
 \end{aligned}$$

В этой системе уравнений четвертое уравнение является уравнением непрерывности станочного зацепления или уравнением связи, выраженным в следующем виде:

$$\vec{V}^{(12)} \cdot \vec{N} = 0 \quad (3)$$

здесь: $\vec{V}^{(12)}$ – скорость относительного скольжения контактирующих зубьев; \vec{N} – нормаль к поверхности накатываемых зубьев.

Теперь возникает вопрос каким образом технологически получить профиль накатного инструмента.

Если при изготовлении винтового накатника использовать схему формообразования, при которой профилирование происходит при помощи прямоугольного инструментального колеса, то необходимо отметить, что этот

інструмент должен перемещаться вдоль прямолинейной образующей однополостного гиперboloида.

Наружный диаметр такого накатника в его самом узком (горловом) сечении определяется в зависимости от модуля, количества витков (зубьев) накатника, а также угла наклона зубьев в горловом сечении.

В большем торце, который наиболее удален от горлового сечения инструмента, наружный диаметр получается автоматически при получении накатника по схеме представленной на рис. 2.

Недостатком, описанного выше способа изготовления гиперboloидного накатника является то, что получаемый накатник в своем относительном движении получает точную копию профиля колеса, при помощи которого он профилируется. В этом случае такие накатники могут накатывать зубья зубчатых колес только одной геометрии (модуль, число зубьев, ...). Для устранения этого недостатка в представленной работе предложена и реализована принципиально новая схема формообразования накатного инструмента согласно схемы, представленной на рис. 3.

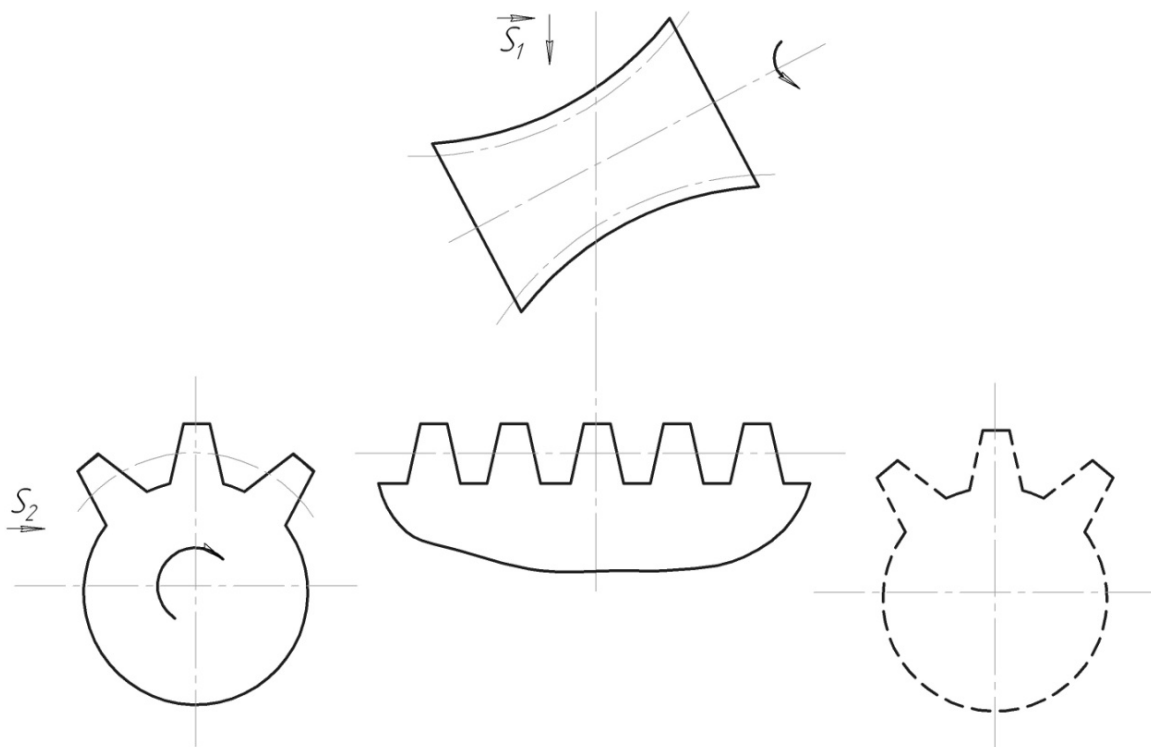


Рисунок 3 – Схема изготовления накатного инструмента

Многозаходные винтовые накатники, изготовленные по предложенной схеме формообразования третьего класса имеют линейный характер касания с обрабатываемым цилиндрическим зубчатым колесом, причем контактные линии направлены не вдоль зуба накатываемого колеса, как это наблюдается в существующих схемах, а по его периферии. Такое положение позволяет исключить дефекты обработки, выражающиеся в искажении профиля накатываемого зуба и приводит к равномерному течению или выглаживанию металла вдоль поверхности обрабатываемого зуба.

Кроме того, самым важным моментом представленной работы является то, что при помощи одного и того же накатного инструмента можно накатывать цилиндрические зубчатые колеса различной геометрии.

В представленной работе был изготовлен многозаходный гиперboloидный

накатной инструмент с числом витков $z_2 = 29$, было использовано инструментальное зубчатое колесо с количеством зубьев $z_1 = 68$ и модулем в нормальном сечении $m_n = 1,5$ мм. Диаметр делительной окружности инструментального колеса $d = m_n \cdot z_1 = 1,5 \cdot 68 = 102$ мм. Высота нарезаемого зуба определялась по следующей зависимости: $h_z = 2,25 \cdot m_n = 2,25 \cdot 1,5 = 3,375$ мм.

Вертикальная подача (подача вдоль оси инструментального колеса) составляла $S_g = 4,6$ мм/мин. Подача тангенциальная подача (подача вдоль оси инструментального суппорта) составляла $S_m = 7,5$ мм/мин. Угол скрещивания инструментального суппорта составлял $37^\circ 50'$, что видно из рис. 4.

В результате совокупности двух подач нарезаемый накатной инструмент получал горизонтальную подачу $S = 5,9$ мм/мин (подача вдоль плоскости перпендикулярной оси инструментального колеса). Модуль торцовый на нарезаемом гиперboloидном накатнике определялся следующим образом:

$$m_t = m_n / \cos 52^\circ 10' = 1,5 / 0,6139931 = 2,4430242$$

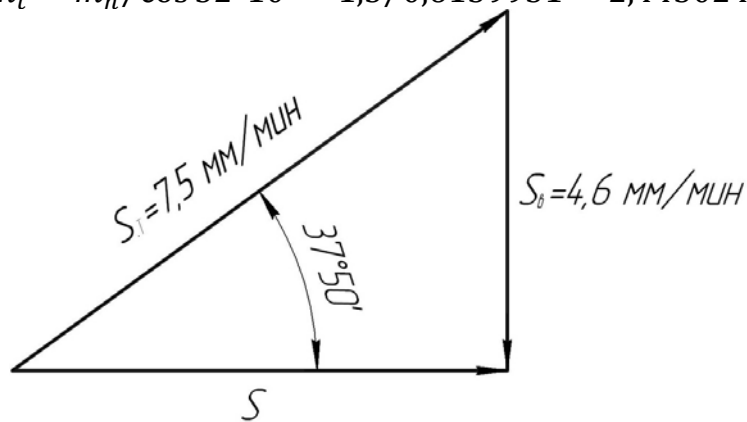


Рисунок 4 – Определение угла скрещивания осей

Определим делительный диаметр в горловом сечении гиперboloидного накатника:

$$d_d = m_t \cdot z_2 = 2,443 \cdot 29 = 70,85 \text{ мм}$$

Теперь определим диаметр окружности выступов в этом же сечении:

$$d_a = d_d + 2m_n = 70,85 + 2 \cdot 1,5 = 73,85 \text{ мм}$$

Выводы

Разработана принципиально новая схема формообразования накатного инструмента в пространственном станочном зацеплении. Получена новая геометрия инструмента, который может накатывать зубчатые колеса с различными геометрическими параметрами.

Литература:

- [1] Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. – М.: Наука, 1968. – 584 с.
- [2] Родин П.Р. Основы теории проектирования режущих инструментов / П.Р.Родин. – К.: Машгиз, 1960. – 160 с.
- [3] Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием / П.Р.Родин. – К.: Вища школа, 1977. – 192 с.
- [4] Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р.Родин. – К.: Вища школа, 1990. – 424 с.
- [5] Цвис Ю.В. Профилирование режущего обкатного инструмента / Ю.В. Цвис – М.: Машгиз, 1961. – 155 с.

УДК 621.923:621.90.17

Покинтелица Н.И.

ВНУ им. В.Даля, г. Луганск, Украина

ОСОБЕННОСТИ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ В ЗОНЕ ТЕРМОФРИКЦИОННОГО РЕЗАНИЯ СТАЛЕЙ

The results of investigation of the contact interaction of the tool and workpiece when cutting steels thermofrictional, which is the occurrence of an alternation of dry, boundary and fluid friction.

Введение

Эффективным направлением улучшения обрабатываемости сталей является предварительный разогрев срезаемого слоя, в результате чего изменяются его физико-механические характеристики в зоне резания. При нагреве заготовки уменьшается сопротивляемость обрабатываемого материала, что определяет повышение режимов резания, стойкости инструмента и рост производительности труда.

Одним из прогрессивных методов, позволяющим повысить пластичность снимаемого слоя металла за счет локального его нагрева силами трения непосредственно быстровращающимся инструментом, имеющим малую стоимость и обладающим высокой стойкостью при обеспечении приемлемых показателей качества обработанной поверхности, является метод фрикционного формообразования.

Для того, чтобы создать оптимальные условия обработки, необходимо достаточно детально рассмотреть все эффекты, которые возникают при фрикционном формообразовании. Возникает задача сохранения температуры рабочих поверхностей инструмента в допустимых пределах, обеспечивая при этом достаточный подвод дополнительной энергии в контактную зону для повышения пластичности металла с целью облегчения его деформирования и удаления с обрабатываемой поверхности.

Для создания таких условий необходимо провести анализ особенностей контакта инструмента с заготовкой при данном формообразовании.

Основная часть

Нагрев трением зоны резания выгодно отличается от применяемых на практике методов простотой реализации и значительной эффективностью.

Для достижения минимальной интенсивности износа инструмента при максимальной производительности обработки необходимо создать локальный расплавленный слой, контактирующий с инструментом, сохраняя при этом рабочую температуру режущих поверхностей инструмента, не подвергая нагреву, по возможности, расположенный ниже слой обрабатываемого материала для сохранения его физико-механических свойств.

Так как прослойка жидкой фазы расположена между поверхностями инструмента и заготовки, то она играет предохранительную роль для рабочих поверхностей инструмента. В результате замены внешнего трения при непосредственном контакте инструмента и заготовки внутренним разделяющего их слоя уменьшается сопротивление трения и скорость изнашивания

інструмента. При этом стойкость инструмента будет достаточно высокой в сравнении с традиционной схемой резания металлов.

Метод термофрикционного резания (ТФР) проводится при скорости относительного скольжения инструмента (режущего диска) и заготовки в пределах 40...80 м/с. При этом температура в некоторых точках зоны контакта чрезвычайно высока и достигает температуры плавления обрабатываемого металла [1].

Очевидно, что при проведении метода ТФР наблюдается процесс схватывания 2-го рода со всеми присущими ему особенностями: высокие значения удельных давлений, скорости и контактной температуры, вырывы, налипание и размазывание металла контактирующей пары. Однако в данном случае возникает необходимость определения условий, связанных с существованием устойчивой прослойки между контактирующими поверхностями, локализации пластических деформаций в определенной области, физико-химических превращений и разрушения в минимально возможном поверхностном слое, подлежащем удалению в процессе резания. При этом необходимо достижение динамического равновесия разрушения и получения, по возможности, поверхностных слоев заданного качества [2].

Структурная схема процесса трения при ТФР, отображающая причинно-следственные связи между различными стадиями процесса, имеющего место при фрикционном контакте, приведена на рис. 1. Она состоит из ряда стадий, которые характеризуются подсистемами от 4-го порядка. При основных подсистемах 1 и 2 адсорбированные на поверхности трения молекулы расплавленных частиц обрабатываемого материала и пленок окислов образуют граничный слой и умеренное адгезионное изнашивание происходит по вершинам единичных микронеровностей. Когда режим трения характеризуется подсистемой 3-го порядка, то в этих условиях на поверхностях трения образуются самоорганизующиеся пленки из полимеров трения, включающих в себя образовавшиеся окислы, продукты износа и оплавленные частицы обрабатываемого металла. В этих условиях при значительном термическом влиянии на поверхностях трения в результате трибохимической реакции образуются модифицированные слои, несколько снижающие трение, а процесс износа инструмента приобретает коррозионно-механический характер [3-4].

Когда скорость удаления модифицированных слоев начнет превалировать над скоростью их образования, наблюдается переход от коррозионно-механического изнашивания к интенсивному адгезионному изнашиванию с последующим удалением металла снимаемого припуска на обработку (подсистема 4-го порядка).

Как следует из рис. 1, для обеспечения снижения величины силы трения в широком интервале нагрузок и температур необходимо, чтобы образовавшийся граничный слой сохранялся на всей фактической поверхности трения.

Процесс трения при ТФР можно отнести к смешанному виду, так как в данном случае наблюдается комплекс явлений, происходящих при одновременном проявлении либо чередовании сухого, граничного и жидкостного трения [5-6]. Данное явление объясняется тем, что контактирующие поверхности режущего диска и заготовки шероховаты, и в зависимости от степени их сближения на разных участках контакта возникают различные виды трения.

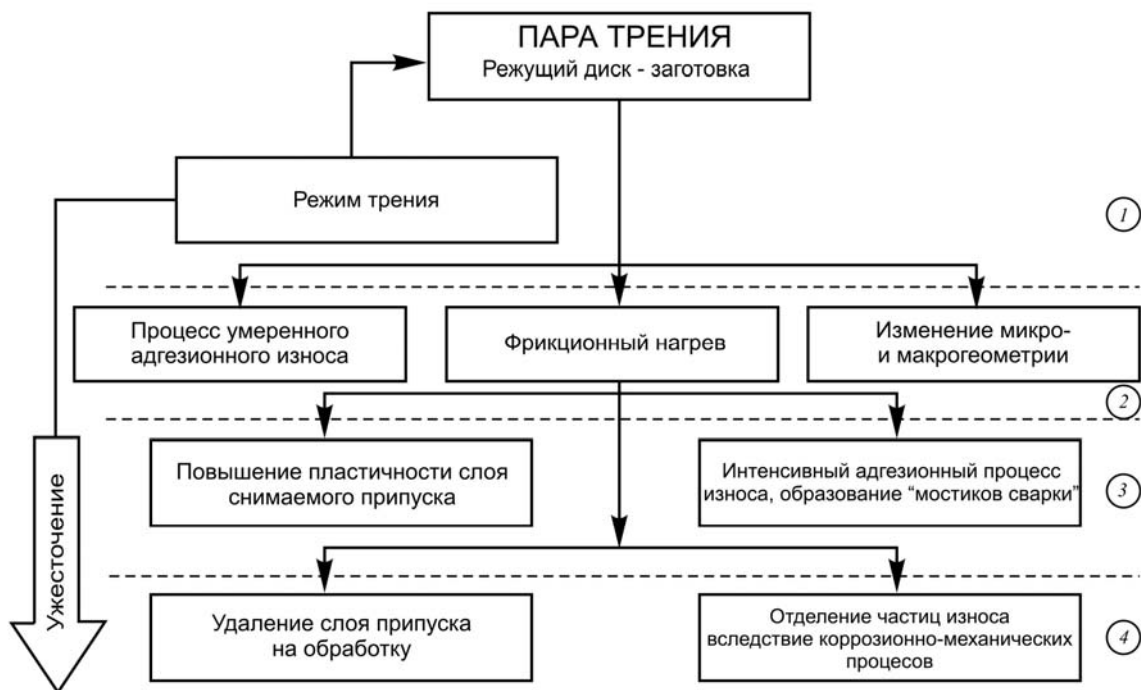


Рисунок 1 – Структурная схема взаимодействия определяющих параметров процесса трения при ТФР:

1 – начальное условие работы; 2 – режимы работы при невысоких температурах (процесс врезания); 3 – условия выхода на рабочий режим; 4 – условия трения, приводящие к процессу резания обрабатываемых металлов

Основными факторами, влияющими на процессы в условиях смешанного трения, являются вид и топография шероховатости контактирующих поверхностей.

Участок сухого трения при ТФР расположен в зоне врезания диска в заготовку и имеет протяженность 1...2 мм. В результате контакта микронеровностей (рис. 2, в) в нем можно выделить зоны трения обнаженных при сдвиге чистых ювенильных поверхностей (1) и слоев окислов и адсорбированных веществ (2).

При внедрении передней поверхности режущего диска в заготовку за участком сухого трения образуется зона граничного трения.

Граничное трение определяется склонностью контактирующих материалов к схватыванию на ряде фактических микроконтактах по вершинам отдельных микронеровностей. В этих местах может возникнуть сухое трение окисных пленок или даже ювенильный контакт.

Граничный слой образуется в результате взаимодействия активных элементов с металлом поверхностей трения. Активным компонентом данного слоя могут быть примеси технологического происхождения, продукты окисления, оплавления и т.д. Разрушению граничного слоя способствует высокая контактная температура. В результате этого обнажаются поверхности трения и возникает непосредственное взаимодействие окисных пленок или даже активных ювенильных поверхностей металлов с образованием так называемых мостиков сварки. При их разрушении отделяются частицы износа. В том случае, если число образовавшихся адгезионных связей превзойдет критическое значение, наблюдается сначала задир, а далее заедание трибосопряжения.

При внешнем трении режущего диска и заготовки площадь контакта

охватывает небольшой процент номинальной поверхности контакта, а между контактирующими поверхностями возникают щели, в которых при наличии смазочного материала и при взаимном движении поверхностей могут возникать клинья, вызывающие гидродинамическую подъемную силу.

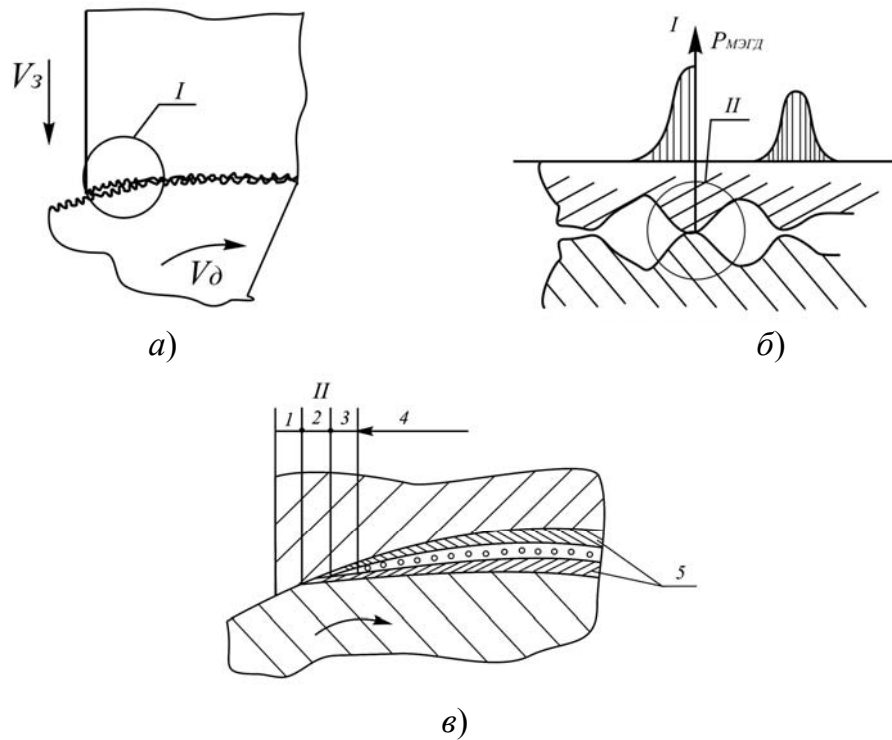


Рисунок 2 – Модель трения при ТФР:

- а) макрорельеф контактирующих поверхностей; б) гидродинамические микроклинья между неровностями диска и заготовки и созданное в них давление;
 в) виды трения между шероховатостями поверхностей:
 1 – физически сухое; 2 – технически сухое; 3 – граничное; 4 – жидкостное;
 5 – слой окислов и адсорбированных веществ

Толщина гидродинамической пленки значительно более чувствительна к изменению условий работы, чем толщина эластогидродинамической пленки. Кроме того, обычно мягкость одной из поверхностей и скольжение делают переход от жидкостного трения к смешанному более быстрым.

Отличительной особенностью процесса высокоскоростного трения при ТФР является интенсивное тепловыделение в области контакта. В условиях высоких скоростей скольжения, являющихся необходимым условием протекания процесса ТФР, температура в зоне контакта может быть близкой к температуре плавления материала заготовки или достигать ее. В некоторых точках фактической площади касания возникают очаги оплавления, которые с ростом скорости переходят в оплавления значительных размеров и охватывают большую часть площади контакта, образуя практически сплошной слой жидкой пленки в виде прослойки между передней и задней поверхностью режущего диска и металлом обрабатываемой заготовки, разделяя тем самым контактирующие поверхности. В этих условиях фрикционное поведение пар трения определяется характером процесса оплавления, свойствами и толщиной расплавленной пленки. В результате замены внешнего трения при непосредственном контакте тел внутренним трением разделяющего их слоя жидкости уменьшаются сопротивление трения и скорость изнашивания поверхности режущего

інструмента. Поэтому жидкостное трение – наиболее выгодная форма трения при обработке металлов резанием [7].

Подъемная сила жидкостного трения возникает в сужающемся зазоре между поверхностями контактирующих тел (рис. 2, а) и в зависимости от условий контакта там может появляться гидродинамическое трение (ГД) или эластогидродинамическое трение (ЭГД). Эта сила может быть вызвана также пленками окислов и расплавленных частиц обрабатываемого металла (рис. 2, б) в микроклиньях, образованных микронеровностями перемещающихся поверхностей (так называемая микроэластогидродинамическая пленка – МЭГД).

Протекающие при смешанном трении процессы необычайно сложны, так как все виды трения косвенно влияют друг на друга, участвуя в создании подъемной силы, а некоторые из них оказывают прямое взаимное влияние, как например, ЭГД- и МГД-пленки.

По указанным причинам теоретически оценить свойства контакта в условиях смешанного трения очень сложно, так как это требует хорошего знания основных процессов трения, характеристик шероховатости поверхностей и их изменений во время работы. Трудности усугубляются недостаточностью знаний, особенно о явлениях, происходящих в микроразделах контакта, т.е. в микроэластогидродинамической пленке и граничном трении.

В связи с этим в инженерных расчетах пользуются в основном результатами экспериментальных исследований конкретных узлов трения, а теоретические рассуждения, основанные на синтезе различных видов трения, используются для предварительной оценки либо оценки влияния изменения условий контакта для известного вида трения.

Выводы

Изучение контактного взаимодействия инструмента и заготовки при высоких скоростях скольжения процесса ТФР указывает на необходимость анализа процессов тепловыделения, распределения теплоты в области контакта, контактных температур и температурных полей, механических и адгезионных свойств нагретых поверхностных слоев, процессов, связанных с оплавлением поверхностей трения.

Выдвинута гипотеза о периодическом возникновении и разрушении мостиков сварки при ТФР сталей, что приводит к резкому увеличению коэффициента трения.

Литература

- [1] Балакин В.А. Трение и износ при высоких скоростях скольжения.–М.: Машиностроение, 1980.–136 с.
- [2] Костецкий Б.И., Натансон М.Э., Бершадский Л.И. Механико-химические процессы при граничном трении.–М.: Наука, 1972.–170 с.
- [3] Гаркунов Д.Н. Триботехника.–М.: Машиностроение, 1989.–328 с.
- [4] Загавура Ф.Я. Определение износа трущихся пар расходом рабочей среды.–Киев: Изд-во КГУ, 1969.–95 с.
- [5] Чичинадзе А.В. Расчет и исследование внешнего трения при торможении.–М.: Наука, 1967.–263 с.
- [6] Талантов Н.В. Контактные процессы и износ режущих поверхностей // Совершенствование процессов резания и повышения точности металлорежущих станков.–Ижевск, 1969.–107 с.
- [7] Мамхегов М.А. Определение максимальной температуры скользящего контакта // Машиноведение.–1977.–№1.–С. 107-112.

УДК 621.914.1

Нечепаев В. Г., Гнисько А. Н.
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ СИСТЕМ УДАЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПАЗОВ ПРОИЗВОЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ

The integral mathematical model of a shaving elements removal at profile grooves milling is developed.

Введение

Профильные пазы находят широкое распространение и имеют значительный объем обработки при изготовлении металлообрабатывающего оборудования, технологической оснастки и др.

Наибольшее применение имеют Т-образные, типа «ласточкин хвост» и угловые профильные пазы. Кроме того, существуют пазы, имеющие произвольную, отличающуюся от упомянутых, конфигурацию.

Для достижения высокой точности и производительности механической обработки пазов произвольной конфигурации в автоматизированном производстве обязательным требованием является своевременное удаление стружки из рабочей зоны.

Применительно к фрезерованию профильных Т-образных пазов и пазов типа «ласточкин хвост» разработан ряд технических решений, имеющих патентную защиту, например [1], и теоретические основы их функционирования [2-5].

В силу достаточно широкого разнообразия существующих конфигураций пазов, актуальным является развитие технических решений и теории функционирования устройств удаления стружки применительно и к другим, кроме Т-образного, «ласточкина хвоста» и углового, пазам. В первую очередь, это относится к созданию универсальной математической модели удаления стружки при фрезеровании пазов произвольной конфигурации.

Модель удаления элемента стружки из рабочего пространства фрезы

Рассмотрим процесс перемещения элемента стружки (в пределах рабочего пространства между зубьями фрезы) после его отделения зубом фрезы как результат воздействия на него сил, возникающих в рассматриваемой системе, и силы принудительного воздействия (напорной струи, рис. 1).

Для описания перемещения элемента стружки используем уравнение динамики относительного движения материальной точки

$$m\bar{a}_r = \sum_{k=1}^n \bar{F}_k + \bar{J}_e + \bar{J}_c, \quad (1)$$

где m – масса элемента стружки; \bar{a}_r – ускорение элемента стружки; $\sum_{k=1}^n \bar{F}_k$ – сумма активных сил, приложенных к элементу стружки; \bar{J}_e – центробежная сила инерции; \bar{J}_c – кориолисова сила инерции.

Сумма активных сил (рис. 1):

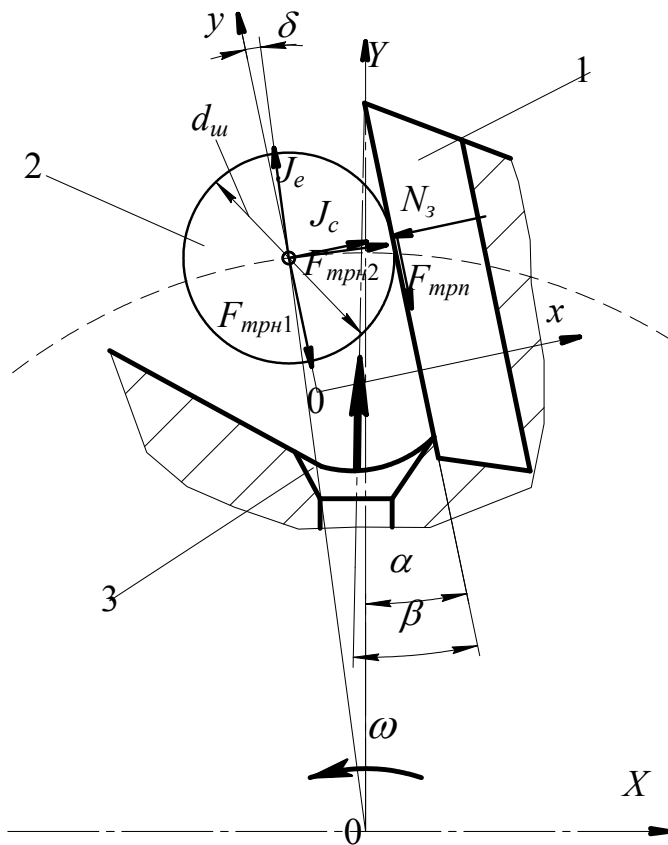


Рисунок 1 – Физическая модель перемещения элемента стружки вдоль передней поверхности зуба фрезы:

- 1 – зуб фрезы;
- 2 – элемент стружки;
- 3 – канал для подачи рабочей среды

Сила инерции элемента стружки в переносном вращательном движении фрезы в системе координат $X0Y$

$$J_e = m\omega^2 R,$$

где R – мгновенное значение расстояния от оси фрезы до центра масс элемента стружки.

После ряда преобразований, замен и дифференцирования уравнение (1) приобретает вид

$$y = C_1 \cdot e^{\alpha_1 \cdot t} + C_2 \cdot e^{\alpha_2 \cdot t} + D/B,$$

$$\dot{y} = \alpha_1 \cdot C_1 \cdot e^{\alpha_1 \cdot t} + \alpha_2 \cdot C_2 \cdot e^{\alpha_2 \cdot t},$$

где y - мгновенное значение перемещения элемента стружки вдоль оси Oy в результате воздействия на него сил, имеющих место в рабочем процессе; \dot{y} - мгновенное значение скорости перемещения элемента стружки; C_1, C_2 – произвольные постоянные; e – постоянная Эйлера; α_1, α_2 - корни характеристического уравнения; t – время перемещения элемента стружки вдоль передней поверхности зуба фрезы.

$$\sum_{k=1}^n \bar{F}_k = \bar{F}_{np} + \bar{F}_{mpr1} + \bar{F}_{mpr2} + \bar{N}_3 + \bar{F}_{mprn},$$

где \bar{F}_{np} - сила принудительного воздействия на элемент стружки; \bar{F}_{mpr1} - сила трения элемента по нижней поверхности паза при его относительном движении (в системе координат $x0y$); \bar{F}_{mpr2} - сила трения элемента по нижней поверхности паза при его переносном движении (в системе координат $X0Y$); \bar{N}_3 - реакция (сила) со стороны зуба фрезы; \bar{F}_{mprn} - сила трения элемента по передней поверхности зуба фрезы при его относительном движении (в системе координат $x0y$).

Кориолисова сила инерции

$$J_c = 2m \cdot \omega \cdot v.$$

где ω - угловая скорость элемента стружки в переносном движении; v – линейная скорость элемента в относительном движении.

$$C_1 = C_2 = - \frac{\left[\begin{aligned} & (2F_{np} / \rho_c \cdot S_z(d-a) \cdot l) \times \\ & \times (\cos\beta - \sin\beta \cdot f_{mpn}) - g \cdot f_{mpn} (1 + \sin\alpha + f_{mpn}) + \\ & + \omega^2 \left[r_{\phi p} - (h1 - \sqrt[3]{6(\rho_c S_z(d-a)l/2)/(\pi\rho_c)/2}) \cos\alpha \right] (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn}) \end{aligned} \right] \cdot f_{mpn}}{2\omega^2 \cdot \cos\alpha (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn}) \cdot \sqrt{f_{mpn}^2 + \cos\alpha (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn})}} + \\ + \frac{\left[\begin{aligned} & (2F_{np} / \rho_c \cdot S_z(d-a) \cdot l) \times \\ & \times (\cos\beta - \sin\beta \cdot f_{mpn}) - g \cdot f_{mpn} (1 + \sin\alpha + f_{mpn}) + \\ & + \omega^2 \left[r_{\phi p} - (h1 - \sqrt[3]{6(\rho_c S_z(d-a)l/2)/(\pi\rho_c)/2}) \cos\alpha \right] (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn}) \end{aligned} \right]}{2\omega^2 \cdot \cos\alpha (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn})},$$

где ρ_c – плотность элементов стружки (плотность обрабатываемого материала); S_z – подача на зуб; d – диаметр фрезы; a – ширина предварительно обработанного паза; l – высота режущей части фрезы; β - угол наклона вектора \bar{F}_{np} к передней поверхности зуба фрезы; f_{mpn} – коэффициент трения элемента стружки по передней поверхности зуба фрезы; g - ускорение свободного падения; f_{mpn} – коэффициент трения элемента стружки по нижней поверхности паза; α - передний угол зуба фрезы; $r_{\phi p}$ – радиус фрезы; $h1$ – длина передней поверхности зуба фрезы; δ - угол наклона вектора \bar{J}_e к оси Oy .

$$\alpha_{1,2} = -\omega \cdot (f_{mpn} \pm \sqrt{f_{mpn}^2 + \cos\alpha (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn})}).$$

$$B = -\omega^2 \cos\alpha \cdot (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn}),$$

$$D = (2F_{np} / \rho_c \cdot S_z(d-a) \cdot l) \times$$

$$\times (\cos\beta - \sin\beta \cdot f_{mpn}) - g \cdot f_{mpn} (1 + \sin\alpha + f_{mpn}) +$$

$$+ \omega^2 \left[r_{\phi p} - (h1 - \sqrt[3]{6(\rho_c \cdot S_z(d-a) \cdot l/2)/(\pi\rho_c)/2}) \cos\alpha \right] \cdot (\cos\delta - \sin\delta \cdot f_{mpn}).$$

Отрицательные значения y и \dot{y} при отсутствии принудительного воздействия на элемент стружки указывает на его перемещение в противоположном направлении (от периферии к центру фрезы), а значит отсутствие самоудаления элемента из рабочего пространства между зубьями фрезы.

Положительные значения y и \dot{y} при отсутствии принудительного воздействия на элемент стружки указывает на его перемещение в направлении от центра к периферии фрезы, а значит возможность его самоудаления из рабочего пространства между зубьями фрезы. В этом случае элемент стружки попадает в паз. Для его удаления из паза необходимо дополнительное принудительное воздействие, осуществляемое напорными струями СОТС, подаваемыми по каналам в теле режущего инструмента [1].

Модель перемещения элемента стружки вдоль паза

Для описания процесса перемещения элемента стружки по пазу в результате дополнительного принудительного воздействия используем теорему об изменении кинетической энергии в интегральной форме

$$\frac{1}{2} m v_{kn}^2 - \frac{1}{2} m v_{nn}^2 = \sum_{k=1}^n A(F_k), \quad (2)$$

где v_{nn} , v_{kn} – соответственно скорости элемента стружки в начальный и конечный момент времени его движения по пазу.

При перемещении по пазу на элемент стружки действует сила трения по нижней поверхности паза

$$F_n = mgf_{\text{мрн}}.$$

После преобразований уравнение (2) принимает вид

$$X_n = \frac{v_{nn}^2}{2 \cdot gf_{\text{мрн}}}. \quad (3)$$

Для определения скорости v_{nn} применим закон сохранения количества движения

$$Q_{0x} = Q_{1x},$$

где Q_{0x} - количество движения системы вдоль оси x до принудительного воздействия на элемент стружки; Q_{1x} - количество движения системы вдоль оси x после принудительного воздействия на элемент стружки.

Рассмотрим совместное перемещение струи СОТС и элемента стружки. Так как до принудительного воздействия элемент стружки неподвижен, то

$$Q_{0x} = m_{\text{сmp}} \cdot v_{\text{сmp}},$$

где $m_{\text{сmp}}$ - масса струи рабочей среды; $v_{\text{сmp}}$ - скорость струи рабочей среды.

После принудительного воздействия рассматриваемая система движется со скоростью v_{nn} . Тогда

$$Q_{1x} = (m_{\text{сmp}} + m)v_{nn}.$$

После подстановок и ряда преобразований

$$v_{nn} = \frac{\rho_o \cdot h1 \cdot Q_n}{(0,25\rho_o \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot h1 + m)},$$

где ρ_o - плотность рабочей среды; $h1$ – длина струи рабочей среды (равна длине передней поверхности зуба фрезы); Q_n - расход рабочей среды у насадка; d_o - диаметр отверстия насадка.

А уравнение (3) примет вид

$$X_n = \frac{\rho_o \cdot h1 \cdot Q_n}{2gf_{\text{мрн}}(0,25\rho_o \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot h1 + m)}.$$

Значение расхода рабочей среды у насадка [6]

$$Q_n = \frac{\pi}{4} \mu d_o^2 \sqrt{\frac{2p_o}{\rho_o}},$$

где μ - коэффициент расхода насадка; p_o - начальное значение давления (у насадка).

После преобразований

$$p_o = \frac{X_n \cdot g \cdot f_{\text{мрн}} \cdot (\rho_o \cdot \pi \cdot d_o^2 \cdot h1 + 2\rho_c \cdot S_z \cdot (d - a) \cdot l)^2}{\rho_o \cdot h1^2 \cdot \pi^2 \cdot \mu^2 \cdot d_o^4}. \quad (4)$$

Используя уравнение (4) определяются режимные параметры устройств удаления стружки при подаче струй СОТС по каналам в теле инструмента.

Заполнения обрабатываемых профильных пазов отделенной стружкой

При отсутствии удаления стружки из паза его пространство заполняется отделяемой стружкой. Поскольку плотность стружки существенно меньше

плотности материала обрабатываемой заготовки (сталь, чугун и др.), то заполнение свободного пространства паза может происходить достаточно быстро с образованием соответствующих тел волочения (рис. 2 а, б). После образования тел волочения удаляемый элемент стружки не может покинуть инструмент, поскольку встречает препятствие в виде тела волочения. Это явление в дальнейшем будем характеризовать термином «подпор».

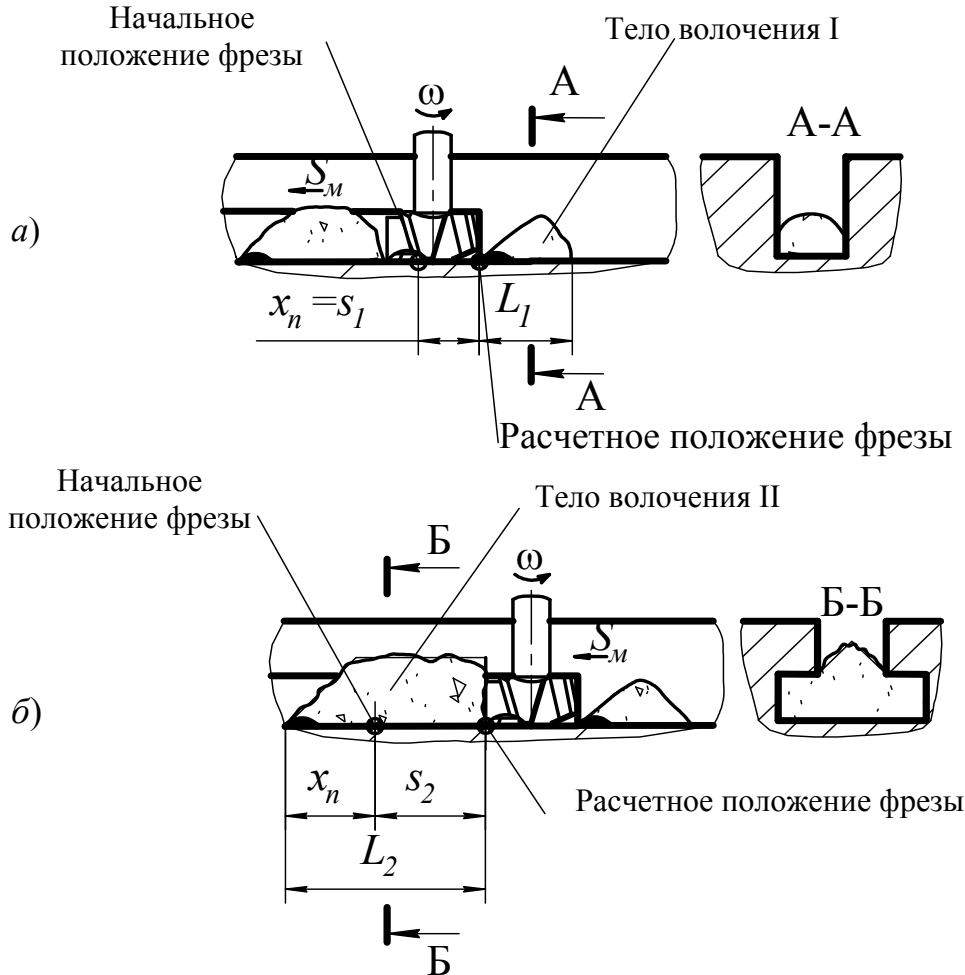


Рисунок 2 – Расчетные схемы заполнения стружкой пазов при фрезеровании:
 а) формирование тела волочения I (впереди фрезы);
 б) формирование тела волочения II (позади фрезы)

Согласно расчетной схеме (рис. 2 а), длина обработки s_1 фрезой равна расстоянию x_n , на которое перемещается элемент стружки по пазу до остановки (после его выхода из рабочего пространства между зубьями фрезы, в результате воздействия на него инерционных сил и (или) сил принудительного воздействия).

Так как в момент возникновения подпора (со стороны тела волочения I на режущий инструмент) длина L_1 тела волочения ограничивается перемещением элемента стружки на расстояние x_n , то $L_1 = x_n$. Тогда

$$L_1 = s_1 = x_n = \frac{v_{нф}^2}{2 \cdot g f_{трн}}$$

где $v_{нф}$ – скорость элемента стружки в начальный момент времени его движения по пазу ($v_{нф} = \dot{y}$, причем \dot{y} определяется в момент выхода элемента стружки из рабочего пространства между зубьями фрезы).

Определим длину s_2 перемещения фрезы и длину L_2 тела волочения II (рис. 2 б), при которой произойдет заполнение обрабатываемого паза отделенной стружкой, исходя из условия

$$V_n(x_n, s_2) = V_c(s_2),$$

где $V_n(x_n, s_2)$ – объем паза, обусловленный перемещением элемента стружки на расстояние x_n и перемещением заготовки в процессе обработки на длину s_2 ; $V_c(s_2)$ – объем отделяемой стружки при перемещении заготовки в процессе обработки на длину s_2 .

$$V_n(x_n, s_2) = V_{n1}(x_n) + V_{o1}(S_z, z) \cdot N,$$

где $V_{n1}(x_n)$ – объем паза, обусловленный перемещением элемента стружки на расстояние x_n ; $V_{o1}(S_z, z)$ – дополнительный объем паза, образующийся при подаче заготовки за время, равное одному обороту фрезы; z – количество зубьев фрезы; N – количество оборотов фрезы.

$$V_c(s_2) = V_{c1}(S_z, z) \cdot N,$$

где $V_{c1}(S_z, z)$ – объем отделяемой стружки за 1 оборот фрезы.

Тогда

$$V_{n1}(x_n) + V_{o1}(S_z, z) \cdot N = V_{c1}(S_z, z) \cdot N.$$

С учетом известного соотношения

$$N = s_2 \cdot (S_z \cdot z)^{-1},$$

и некоторых преобразований

$$s_2 = V_{n1}(x_n) \cdot S_z \cdot z \cdot (V_{c1}(S_z, z) - V_{o1}(S_z, z))^{-1}.$$

$$L_2 = s_2 + x_n.$$

Полученное уравнение преобразовывается к конечному виду в зависимости от профиля паза и его геометрических параметров.

Модель перемещения тела волочения вдоль паза

Для удаления образовавшихся тел волочения I и II длиной $L_{1,2}$ необходимо их принудительное перемещение струями СОТС.

Условием перемещения тела волочения является

$$F_{np} \geq \sum F_i, \quad (5)$$

где сумму сил $\sum F_i$ сопротивления перемещению тела волочения по пазу можно определить

$$\sum F_i = F_n + F_o + F_e, \quad (6)$$

где F_n – сила сопротивления перемещению тела волочения по нижней грани паза; F_o – сила сопротивления перемещению тела волочения по боковым граням паза; F_e – сила сопротивления перемещению тела волочения по верхним граням паза.

Сила сопротивления перемещению тела волочения по нижней грани равна

$$F_n = F_m + 2F_o^n,$$

где F_m и F_o^n – составляющие силы F_n , обусловленные соответственно массой тела волочения и боковым давлением на нижнюю грань паза.

Сила сопротивления перемещению стружки по боковым граням равна

$$F_o = 2 \cdot f \cdot S_o \cdot L_{1,2}^{-1} \int_0^{L_{1,2}} p_o(x) dx,$$

где f – коэффициент сопротивления перемещению стружки; S_o – площадь боковых граней паза; p_o – боковое давление в транспортируемом теле волочения.

Сила сопротивления перемещению стружки по верхней грани

$$F_e = f \cdot S_e \cdot L_{1,2}^{-1} \int_0^{L_{1,2}} p_{\sigma}(x) dx,$$

где S_e - площадь верхней грани паза.

Для определения p_{σ} выделим из тела волочения элементарный слой толщиной Δx .

Уравнение равновесия выделенного элементарного слоя имеет вид

$$p_n \cdot S(x) + F_{cl} = (p_n + \Delta p_n) \cdot S(x),$$

где $S(x)$ - площадь поперечного сечения элементарного слоя; F_{cl} - сила сопротивления перемещению элементарного слоя; p_n - нормальное давление в транспортируемом теле волочения; Δp_n - прирост нормального давления.

Сила сопротивления перемещению элементарного слоя равна

$$F_{cl} = F_{cl}^n + F_{cl}^e + F_{cl}^b,$$

где $F_{cl}^n, F_{cl}^e, F_{cl}^b$ - соответственно сила сопротивления перемещению элементарного слоя по нижней, верхней и боковым поверхностям паза.

Дальнейшие преобразования и дифференцирования приводят к конечному виду уравнение (6) в зависимости от профиля паза и его геометрических параметров.

Используя конечный вид уравнения (6) и условие (5) определяются режимные параметры устройств удаления стружки.

Выводы

1. Разработаны 4 частные математические модели, описывающие процессы накопления и перемещения элементов стружки в рабочем пространстве фрезы и пространстве паза. Совокупность частных моделей образуют интегральную математическую модель.

2. Разработана универсальная интегральная математическая модель функционирования системы удаления стружки, позволяющая определять оптимальные режимные и конструктивные параметры устройств удаления стружки при фрезеровании пазов произвольной конфигурации.

Литература:

- [1] Пат. 68794 А України, 7 В23Q11/02, В23Q11/10. Різальний інструмент: В.Г. Нечепаяв, Т.Г. Івченко, О.М. Гнисько (Україна).- № 2003109627; Заявл. 27.10.2003; Опубл. 16.08.2004, Бюл. № 8. – 3 с.
- [2] Нечепаяв В. Г., Гнисько А. Н. Математична модель переміщення стружки різальним інструментом при фрезеруванні закритих профільних пазів. Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92. – Донецьк: ДонНТУ, 2005. – С. 72-82.
- [3] Нечепаяв В. Г., Гнисько А. Н. Разработка математической модели удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2002. Вып. 21. - С.146-150.
- [4] Нечепаяв, В.Г., Гнисько А. Н. Определение силы принудительного воздействия для удаления стружки при фрезеровании пазов типа «ласточкин хвост» // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. – Харьков, НТУ «ХПИ», 2007. – Вып. 74. – С. 110-117.
- [5] Нечепаяв, В.Г., Гнисько А. Н. Математическая модель удаления элементов стружки при фрезеровании пазов типа «ласточкин хвост» // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ, ДДМА, 2008. - Вип. № 23. – С. 89-94.
- [6] Гейер В.Г., Дулин В.С., Заря А.Н. Гидравлика и гидропривод: Учеб. для вузов.-3-е изд., перераб. и доп. - М.: Недра, 1991.-331с.

УДК 621.91

Мановицкий А.С.

ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ В ИНСТРУМЕНТЕ, ОСНАЩЕННОМ КРУГЛЫМИ ПЛАСТИНАМИ ИЗ ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ

The calculation of stresses in round cutting insert made of Polycrystalline cubic Boron Nitride based on end elements model with NASTRAN soft wear application is presented. The projection on surface of reply in "feed-depth" coordinates shows an area of ШХ15 hardened steel turning regimes within allowed stresses level.

Введение

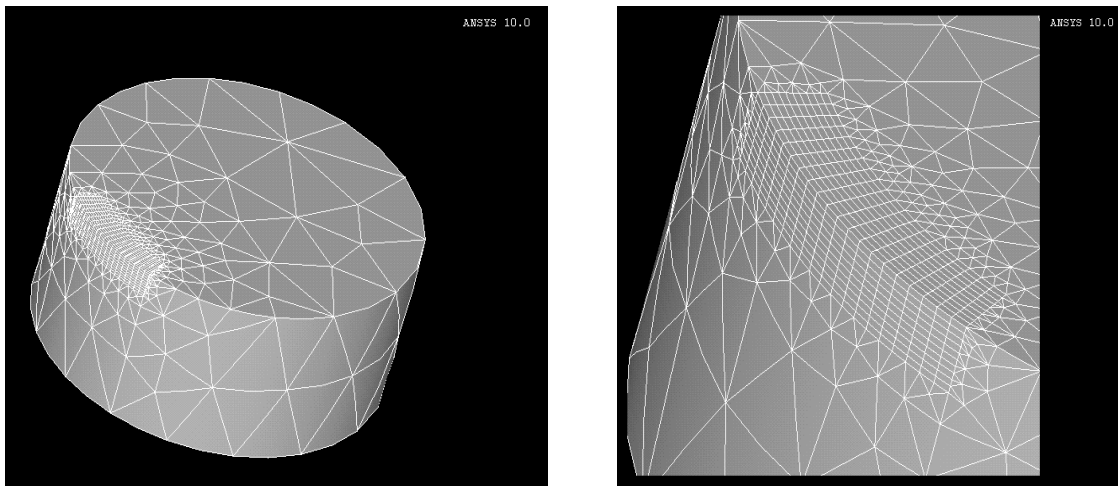
Высокую эффективность точения износостойких деталей с формами тел вращения с криволинейными образующими профиля обеспечивает промышленное применение резцов с механическим креплением режущих пластин типа RNUN 070300 из плотной модификации поликристаллического кубического нитрида бора (ПКНБ) – киборита, разработанного и изготавливаемого в Институте сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины. Вместе с тем представляются пока еще недостаточно изученными условия нагружения режущего элемента резца в процессе резания, которые позволили бы прогнозировать работоспособность резцов и давали бы возможность задавать рациональные режимы обработки с учетом напряжений на режущей кромке для обеспечения требуемой размерной стойкости инструмента.

Основная часть

В процессе моделирования нагрузки на режущий инструмент стружка, как правило, моделируется с помощью так называемых "жестких" материалов. При этом к расчету не берутся упруго-пластические свойства тела, а задаются лишь его характеристики инерции, и одновременно – ограничение по поступательному перемещению.

Построение конечно-элементной (КЭ) модели нагружения режущего элемента токарного в программной среде NASTRAN базируется на редактировании "твердотельных примитивов" или путем "выдавливания" плоской геометрической поверхности для получения геометрии контактной зоны.

При задаче граничных условий необходимо максимально воссоздать на КЭ модели "специфику" распределения действующих на режущий инструмент нагрузок. Для этого на модели выбирают область приложения нагрузок, проводится построение поверхности по периметру этой области, узлы КЭ модели ассоциируют с поверхностью и на поверхности указывают величину и вектор приложения нагрузки относительно системы координат X , Y , Z . На переднюю и заднюю поверхности режущего инструмента прикладывают нагрузку давления от контакта с обрабатываемым материалом по определенному из экспериментов закону. Касательная составляющая нагрузки, которая является результатом трения, определяется по величине истинного временного сопротивления при испытаниях на разрыве образцов в соответствии с выражением, приведенным в [1].



а) б)
Рисунок 1 – Конечно-элементная модель режущей пластины:
а) общий вид; б) зона приложения контактных нагрузок

В табл. 1 представлены условия нагружения инструмента при точении стали ШХ15 резцом, оснащенным пластиной RNMN 070300T. Геометрические параметры инструмента: $\alpha = 10^\circ$; $\gamma = -10^\circ$; $\lambda = 0$. Под расчетными значениями сил понимаются величины сил, пересчитанные на случай: $\alpha = 0$; $\gamma = 0$; $\lambda = 0$.

Таблица 1 – Условия нагружения инструмента

| S | t | Lp Длина участка пластического контакта на передней поверхности | Lz Длина контакта на задней поверхности | L Длина активной части реж. кромки | Составляющие силы резания на передней поверхности, Н | | | Составляющие силы резания на задней поверхности, Н | | |
|------|-----|--|---|--|---|-----|-----|---|-----|------|
| | | | | | Pxp | Pyp | Pzp | Pxz | Pyz | Pzz |
| 0,08 | 0,1 | – | – | – | – | – | – | – | – | – |
| | 0,3 | 0,061 | 0,03 | 1,08 | 42 | 122 | 121 | – | 43 | 13 |
| | 0,5 | 0,081 | 0,03 | 1,35 | 63 | 169 | 196 | – | 54 | 16,2 |
| 0,19 | 0,1 | – | – | 0,78 | 10 | 72 | 86 | – | 31 | 9,34 |
| | 0,3 | 0,108 | 0,03 | 2,18 | 43 | 131 | 234 | – | 79 | 22 |
| | 0,5 | 0,128 | 0,03 | 2,22 | 83 | 230 | 364 | – | 88 | 26 |
| 0,38 | 0,1 | 0,108 | 0,03 | 0,86 | 19 | 110 | 164 | – | 34 | 10 |
| | 0,3 | 0,162 | 0,03 | 2,29 | 111 | 438 | 484 | – | 93 | 32 |
| | 0,5 | 0,236 | 0,03 | 2,38 | 168 | 597 | 603 | – | 95 | 29 |

Пользуясь экспериментальными данными величин составляющих силы резания на передней и задней поверхностях инструмента и геометрических параметров контактных площадок, представленными в таблице, легко рассчитать нормальные и касательные нагрузки, определив, таким образом, граничные условия для дальнейших расчетов. Законы распределения нагрузок на передней и задней поверхностях математически можно представить в следующем виде:

$$q(x, y) = p \left(1 - \frac{x_i}{l_c} \right)^\zeta \left(y_j^2 \cdot A + B \right) \quad (1)$$

где p – максимальная величина q_n ; l_c – суммарная длина участка упруго-пластического контакта на передней поверхности ; $A = -0,4$; $B = 1$; $\zeta = 4$.

$$q(x, y) = (q_f(x)) (y_j^2 \cdot A + B) \quad (2)$$

где q_f – максимальная величина удельной силы трения; $q_n A = -0,15$; $B = 1$
 Теплофизические свойства материалов инструмента и покрытия представлены в табл. 2.

Эпюры нагрузок на передней и задней контактных площадках инструмента представлены на рис. 2.

Для расчета состояния режущего инструмента с покрытиями в условиях силовой нагрузки рассматривался резец, оснащенный круглой режущей пластиной RNMN 070300T.

Таблица 2 – Параметры для расчетов

| Материал | Модуль | | Коэффициент Пуассона | Плотность материала, г/см ³ | Коэффициент линейного расширения, $\alpha \cdot 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ | Теплопроводность, Вт/(м·К) | Теплоемкость, Дж/(моль·К) |
|----------|---------------------|------------------|----------------------|--|---|----------------------------|---------------------------|
| | упругости E , ГПа | сдвига G , ГПа | | | | | |
| BN | 850 | 360 | 0,18 | 2,29 | 2,558 | 100 | 30–50 |

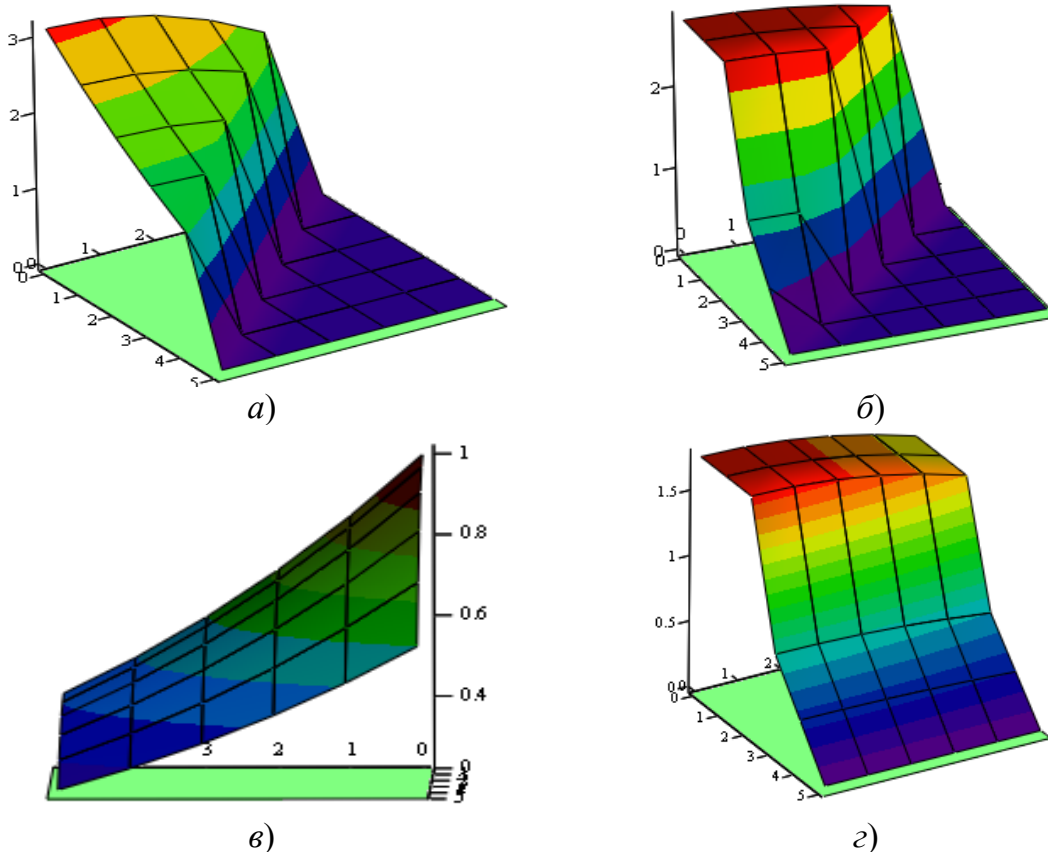


Рисунок 2 – Схемы распределения нагрузки на контактных поверхностях:
 а) нормальная нагрузка на передней поверхности; б) касательная нагрузка на передней поверхности; в) нормальная нагрузка на задней поверхности; з) касательная нагрузка на задней поверхности

На рис. 3-5 представлены примеры результатов моделирования напряженного состояния инструментов, оснащенных ПСТМ. В качестве критерия прочности инструментального материала используем теорию Писаренко-Лебедева,

позволяющую определить условия наступления предельного состояния (разрушения) в условиях сложнапряженного состояния для широкого класса материалов, в том числе керамик, к каковым относятся ПСТМ на основе КНБ:

$$\frac{3}{\sqrt{2}} \chi \tau_{окт} + (1 - \chi) \sigma_1 \leq \sigma_0 \quad (3)$$

где σ_1 – первый инвариант напряженного состояния; σ_0 – максимальное допустимое напряжение при растяжении, для ПСТМ на основе КНБ марки киборит данная величина составляет $0,37 \pm 0,09$ ГПа [2]; χ – отношение пределов прочности при растяжении и сжатии (для киборита $\chi = 0,25-0,38$);

$\tau_{окт} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}$ – октаэдрическое касательное напряжение,

связанное с эквивалентными напряжениями по Мизесу выражением $\sigma_i = \frac{3}{\sqrt{2}} \cdot \tau_{окт}$.

Используемое программное обеспечение позволяет определять величину эквивалентных напряжений по Мизесу и главных напряжений. Примеры расчетов представлены на рисунках 3–5. Максимальной величины напряжения достигают на участке, где толщина среза имеет наибольшее значение. При этом как следует из рисунка 6, на котором представлено осевое сечение режущей пластины плоскостью, проходящей через этот участок, эквивалентные напряжения имеют одинаковую величину, как со стороны передней, так и со стороны задней поверхностей. При этом со стороны задней поверхности изолинии напряжений распространяются на большее расстояние, превышающее величину длины участка контакта "резец–обрабатываемая деталь", принятую при расчетах равной 30 мкм.

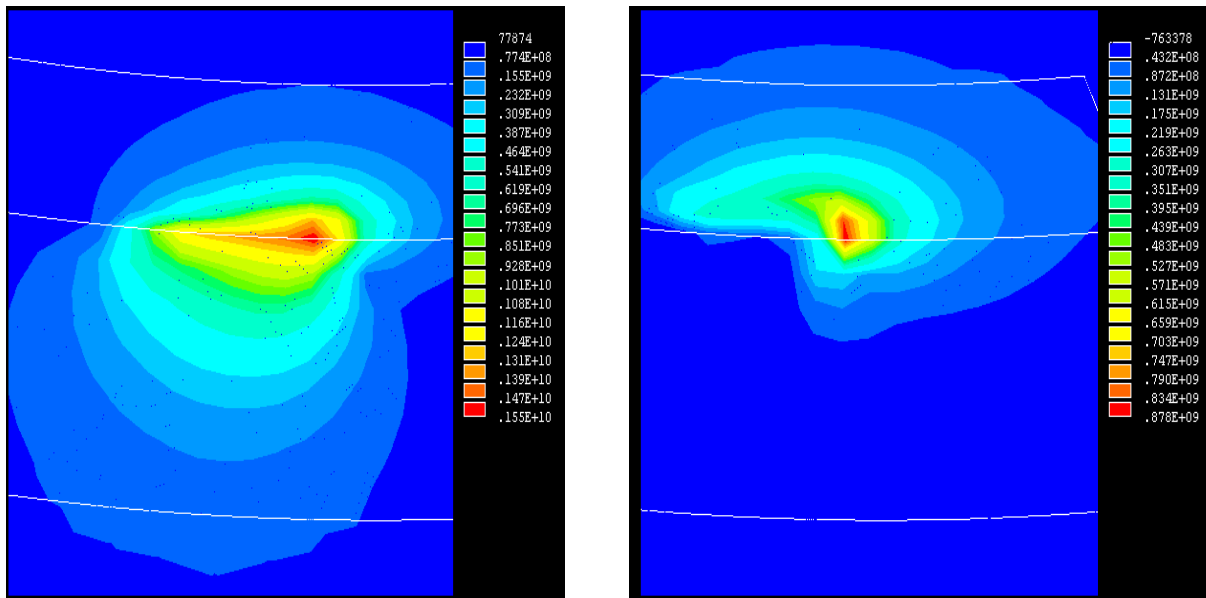


Рисунок 3 – Величина эквивалентных напряжений по Мизесу (а) и максимальных нормальных напряжений (б) при $S=0,08$ мм/об, $t=0,3$ мм.

Первый инвариант (наибольшее нормальное напряжение) имеет положительный знак и является растягивающим. Используя данные расчетов σ_1 и $\tau_{окт}$, для элементов модели, в которых эти величины имеют максимальное значение, определим эквивалентные напряжения по теории Писаренко-Лебедева.

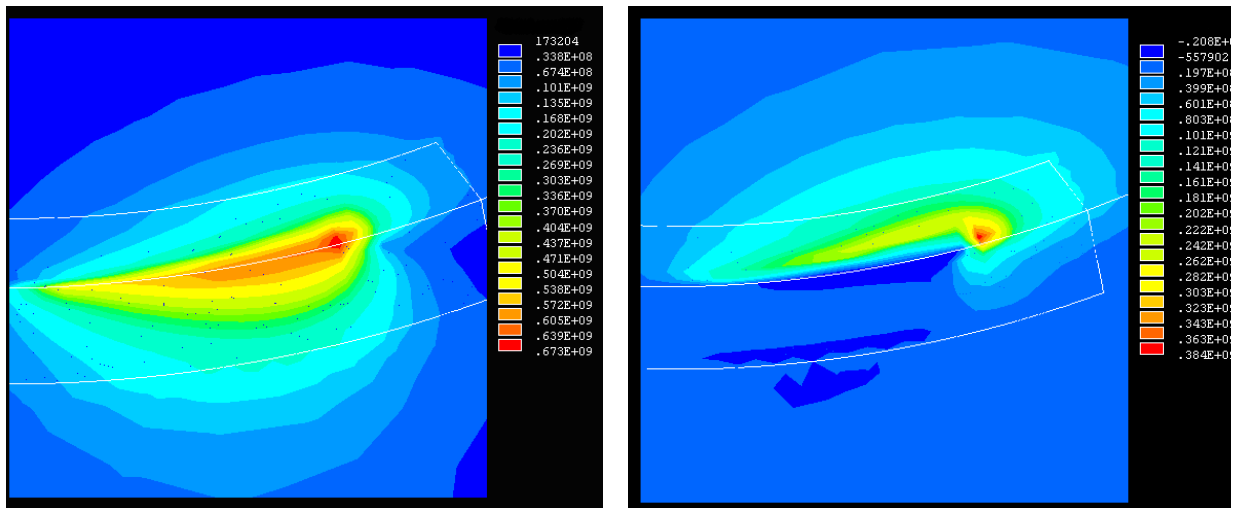


Рисунок 4 – Величина эквивалентных напряжений по Мизесу (а) и максимальных нормальных напряжений (б) при $S=0,38$ мм/об, $t=0,3$ мм

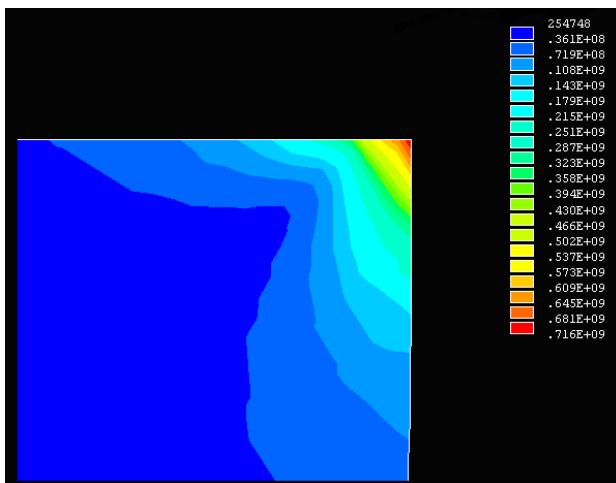


Рисунок 5 – Эквивалентные напряжения по Мизесу в осевом сечении режущего инструмента

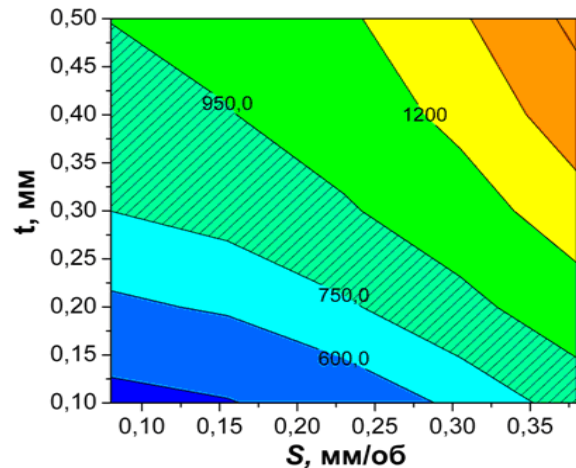


Рисунок 6 – Зависимость максимальных эквивалентных напряжений по Писаренко-Лебедеву от подачи и глубины резания

Сравнивая в дальнейшем полученные величины с пределом прочности КНБ при растяжении, определим, насколько близки напряжения в инструменте к максимально допустимым. Проекция величины эквивалентных напряжений на плоскость поверхности отклика (рис. 6), построенная в координатах $S-t$, позволяет выделить влияние режимов обработки на эквивалентное напряженное состояние инструмента, и, учитывая величину максимально допустимых напряжений, выделить область сочетаний подач и глубин резания, при использовании которых на практике разрушение резца будет наиболее вероятным. Область, соответствующая таким режимам, на рисунке 6 заштрихована.

Литература:

- [1] Розенберг А.М., Розенберг О.А. Расчет сил при резания пластичных металлов// Сверхтвердые материалы. – Киев, ИСМ АН УССР, 1987.–№4 – С. 48–54.
- [2] Шульженко А.А., Клименко С.А. Поликристаллические сверхтвердые материалы в режущем инструменте. Инструментальный світ, № 4-5, 1999, с. 14-16.

УДК 621.9.022.2

Ивченко Т.Г.

ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ИССЛЕДОВАНИЯ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУР В ЛЕЗВИИ ТОРЦОВЫХ ФРЕЗ

With the use of method of the warmth sources the technique of analytical calculation of the cutting tool temperature in the non-stationary cutting conditions at milling is developed, which allow forecasting an instantaneous temperature in any point of the milling cutter blade at the irregular cutting.

Введение

Эффективное использование режущего инструмента в значительной мере определяется его тепловым состоянием. Современные тенденции интенсификации режимов механообработки, в том числе применение высокоскоростного резания, приводят к существенному увеличению тепловых нагрузок на режущий инструмент, в связи с чем возрастает и актуальность задач по их исследованию.

В настоящее время достаточно хорошо разработаны методы как экспериментальных, так и теоретических исследований теплового состояния режущего инструмента в условиях установившегося теплообмена [1, 2, 3]. Для большинства случаев механообработки это вполне оправдано, так как период неустановившегося теплообмена весьма мал и им можно пренебречь. Однако в ряде случаев при кратковременном или прерывистом резании, например фрезеровании, нестационарностью процесса пренебречь нельзя. Для режущего инструмента подобные исследования практически отсутствуют. В работах [4, 5] представлена методика описания теплофизических явлений при резании в условиях неустановившегося теплообмена и на примерах прерывистого резания – строгания и торцевого фрезерования определена температура вершины лезвия инструмента. Однако, представленные результаты не учитывают закономерностей распределения температур в лезвии режущих инструментов и требуют существенного уточнения. Исследования общих закономерностей формирования температурных полей в инструменте и изменения температуры резания в различных условиях обработки, выполненные в работе [6], относятся к установившимся процессам непрерывного резания и не учитывают особенностей функционирования торцовых фрез. Представляет интерес дальнейший анализ возможностей теоретического описания теплового состояния фрез и оценки их температуры в различных условиях эксплуатации.

Цель работы

Целью работы является исследование общих закономерностей формирования температурных полей в лезвии торцовых фрез и температур резания в условиях неустановившегося теплообмена.

Основная часть

В исследованиях теплового состояния торцовых фрез необходимо учитывать основные особенности фрезерования: прерывистость процесса в условиях неустановившегося теплообмена; переменность плотности тепловыделения источников теплоты вследствие переменности параметров среза; влияние на температуру лезвия нагрева детали под воздействием участвующих в работе предшествующих зубьев многолезвийного инструмента.

При теплофизической схематизации компонентов технологической системы отдельное лезвие торцовой фрезы рассматривается как неограниченный клин с углом заострения (рис.1). Источник теплоты, возникающий на передней поверхности лезвия, представляется двумерным прямоугольным с размерами $b \times l$ (l - длина контактной площадки стружки с передней поверхностью лезвия в направлении схода стружки, b - ширина среза, $P\tau$ - главная секущая плоскость) с равномерным распределением плотности тепловыделения q .

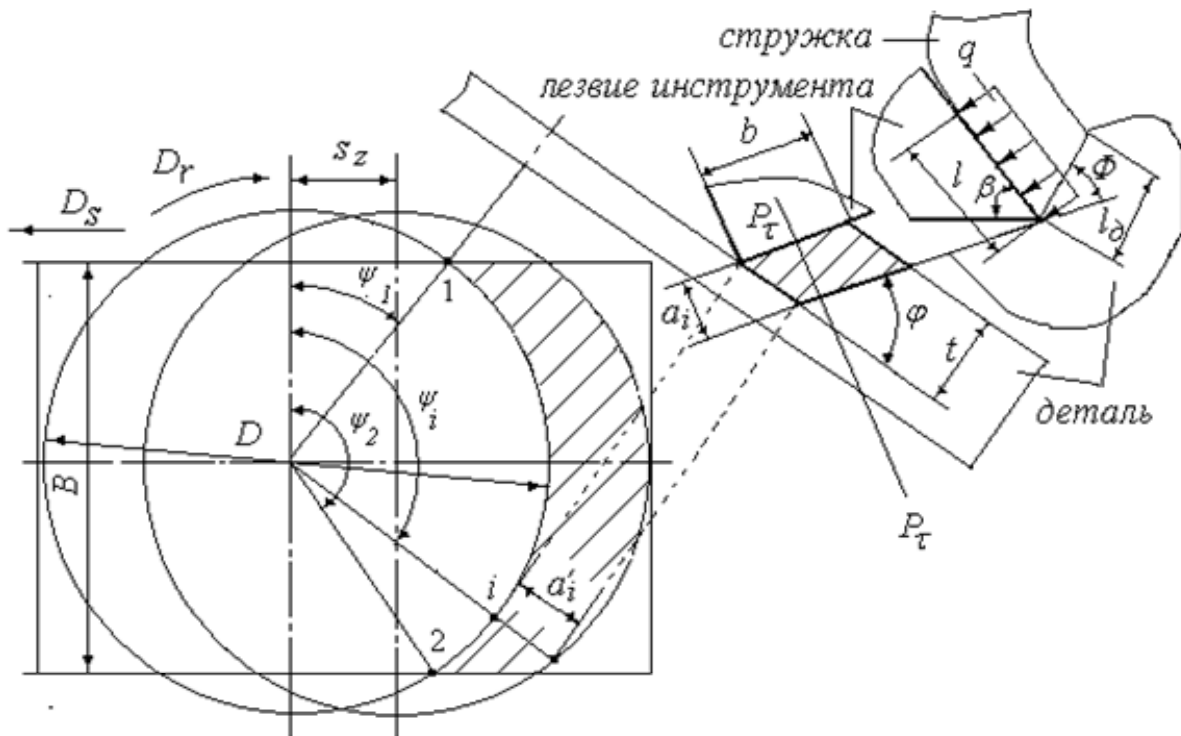


Рисунок 1 - Схема для определения основных параметров процесса фрезерования торцовыми фрезами

Прерывистый процесс резания при фрезеровании характеризуется наличием рабочих ходов длительностью t_p , которые чередуются с холостыми ходами длительностью t_x и в сумме определяют длительность цикла $t_u = t_p + t_x$. Для торцевого фрезерования длительность цикла t_u , длительность рабочего хода t_p , длительность холостого хода t_x и расстояние между зубьями l_z определяются следующим образом:

$$t_u = \frac{60}{n}, \quad t_p = \frac{60}{\pi n} \arcsin \frac{B}{D}, \quad t_x = \frac{30}{\pi n} \left(2\pi - \arcsin \frac{B}{D} \right), \quad l_z = \frac{\pi D}{z}, \quad (1)$$

где n – частота вращения; B – ширина фрезерования, D – диаметр фрезы, z – число зубьев.

Особенностью процесса торцевого фрезерования является переменность толщины среза a_i в зависимости от мгновенного угла поворота ψ_i , определяемого рассматриваемым моментом времени τ . Переменная во времени толщина среза $a(\tau)$, обуславливает переменность во времени длины контакта стружки с передней поверхностью лезвия $l(\tau)$ и стружки с поверхностью детали в зоне деформации $l_d(\tau)$:

$$a(\tau) = s_z \sin \varphi \sin \left(\frac{\pi n \tau}{30} + \arccos \frac{B}{D} \right), \text{ если } t_u(i-1) \leq \tau \leq (t_p + t_u i), \quad i = 1, 2, \dots, n, \quad (2)$$

$$l(\tau) = 2a(\tau) [k(1 - \operatorname{tg} \gamma) + \sec \gamma], \quad (3)$$

$$l_d(\tau) = a(\tau) / \sin \Phi = a(\tau) \sqrt{k^2 - 2k \sin \gamma + 1} / \cos \gamma, \quad (4)$$

где s_z – подача на зуб фрезы; φ – главный угол в плане; k – коэффициент продольной усадки стружки; γ – передний угол лезвия; Φ – угол сдвига.

В результате переменной во времени является плотность тепловыделения источника теплоты на передней поверхности лезвия $q(\tau)$.

Анализ стационарности тепловых процессов осуществляется на основании безразмерного критерия времени, или критерия Фурье: $F_o = \omega \tau / l^2$ (ω – коэффициент температуропроводности). Процесс считается установившимся при $F_o \geq 100$ [1]. Анализ параметров, входящих в критерий Фурье, позволяет сделать вывод о том, что применительно к торцевому фрезерованию диапазон его изменения находится в пределах от 1 до 100 (коэффициенты температуропроводности инструментальных материалов изменяются в пределах от $\omega = 0,054 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$ для инструментальных сталей до $\omega = 0,100 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$ для двухкарбидных твердых сплавов и $\omega = 0,246 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$ для однокарбидных твердых сплавов).

Циклический процесс изменения во τ времени температуры лезвия фрезы Θ_u аналитически может быть описан следующим образом:

$$\Theta_u(x, y, z, \tau) = \begin{cases} \Theta_{Hi}(x, y, z, \tau), & \text{если } t_u(i-1) \leq \tau \leq (t_p + t_u i), \quad i = 1, 2, \dots, n_u \\ \Theta_{Oi}(x, y, z, \tau), & \text{если } (t_p + t_u(i-1)) \leq \tau \leq t_u i \end{cases}, \quad (5)$$

где $\Theta_{Hi}(x, y, z, \tau)$ – температура в любой точке лезвия при нагреве в период рабочего хода; $\Theta_{Oi}(x, y, z, \tau)$ – температура в любой точке лезвия при охлаждении в период холостого хода; n_u – число циклов.

Процесс нагрева лезвия фрезы под действием источника на передней поверхности при неустановившемся теплообмене описывается следующим образом:

$$\Theta_H(x, y, z, \tau) = P T_H(\psi, \eta, \zeta, F_o), \quad (6)$$

где $P = K_b K_d q l / 4 \lambda \pi$ – размерный коэффициент: λ – коэффициент теплопроводности инструмента, K_b – коэффициент перехода от неограниченного пространства к неограниченному клину ($K_b = 4$ для $\square = 90^\circ$, $K_b = 6$ для $\square = 60^\circ$);

K_δ - коэффициент, учитывающий нагрев детали предшествующими зубьями фрезы: $K_\delta = 1 + \left(\sqrt{l_z/l_\delta} - \sqrt{l_z/l_\delta - 1} \right)$ [4]; $T_u(\psi, \eta, \zeta, F_o)$ - безразмерное распределение температур:

$$T_H(\psi, \eta, \zeta, F_o) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{\left(1 - \operatorname{erf} \left[\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + \eta^2 + (\zeta - \zeta_u)^2} / 2\sqrt{F_o} \right] \right)}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + \eta^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}} d\zeta_u, \quad (7)$$

где $\psi = x/l$, $\psi_u = x_u/l$, $\zeta = z/l$, $\zeta_u = z_u/l$, $\eta = y/l$ - безразмерные координаты; $\alpha = 0,5b/l$ - безразмерная ширина среза; $\operatorname{erf}[u]$ - известная модифицированная функция интеграла вероятностей.

На рис. 2 представлены распределения безразмерных температур на передней и задних поверхностях лезвия торцовой фрезы, возникающие под воздействием источника теплоты на передней поверхности плотностью q в фиксированный момент времени τ . Для расчетов при построении графиков принято, что $F_o = 1$, $\alpha = 1$, $\chi = 1$: ($\chi = h/l$ - безразмерный износ по задней поверхности).

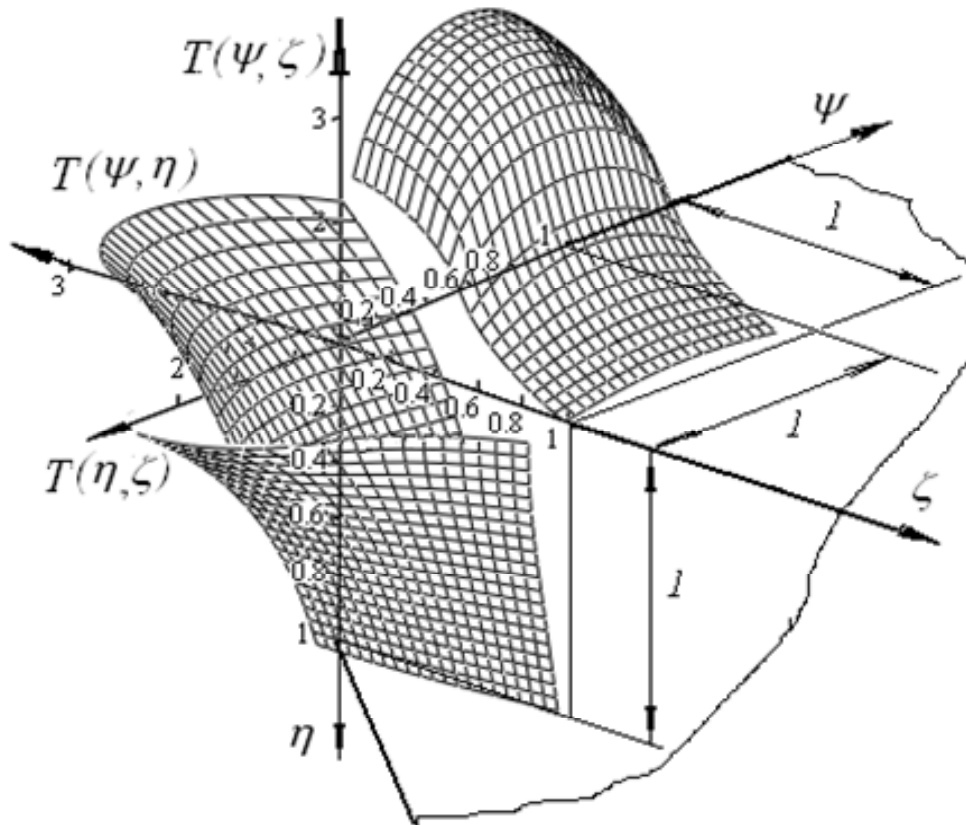


Рисунок 2 – Распределения безразмерных температур на передней и задних поверхностях лезвия торцовой фрезы в фиксированный момент времени τ

Однако, указанные распределения не остаются постоянными во времени. Распределения безразмерных температур на передней поверхности лезвия торцовой фрезы, возникающие в различные моменты времени τ , соответствующие трем различным значениям безразмерного критерия Фурье F_o , представлены на рис.3.

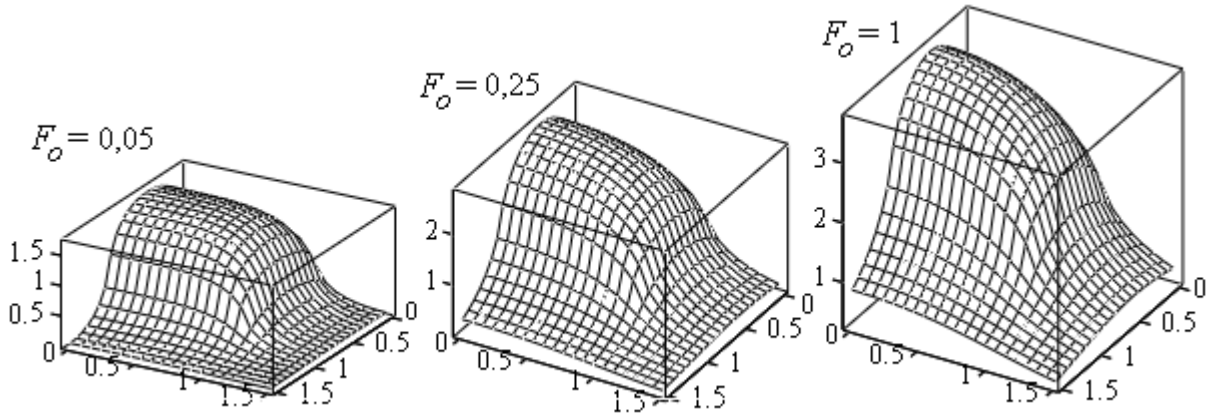


Рисунок 3 – Распределения безразмерных температур на передней поверхности лезвия торцевой фрезы для различных значений критерия Фурье

В начальный момент времени температура равна 0, а затем при нагреве в период рабочего хода она постепенно возрастает по всей на передней поверхности.

Для последующего анализа теплового состояния фрезы в качестве основного показателя при нагреве принимается средняя температура на передней поверхности лезвия ($\eta = 0$) для фиксированного критерия Фурье:

$$T_{cp}(F_o) = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha d\zeta \int_0^1 d\psi \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^\alpha \frac{\left(1 - \operatorname{erf}\left[\frac{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}}{2\sqrt{F_o}}\right]\right)}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}} d\zeta_u. \quad (8)$$

Процесс охлаждения, происходящий в отсутствие нагрева в период холостого хода за счет отвода тепла из зоны резания вглубь лезвия, описывается зависимостью [1]:

$$\Theta_o(x, y, z, \tau) = PT_o(\psi, \eta, \zeta, \infty) \exp[-0.04F_o], \quad (9)$$

где $T_o(\psi, \zeta, \eta, \infty)$ - безразмерная температура при установившемся теплообмене.

Тогда циклический процесс изменения во времени средней безразмерной температуры передней поверхности лезвия фрезы, представленный на рис. 4, аналитически описывается следующим образом:

$$T_{Hi}(\tau) = \frac{1}{\alpha} \int_0^\alpha d\zeta \int_0^1 d\psi \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^\alpha \frac{\left[1 - \operatorname{erf}\left[\frac{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}}{2\sqrt{\omega_o(\tau - (t_p + x_{i-1}))}}\right]\right]}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}} d\zeta_u; \quad (10)$$

$$T_{Oi}(\tau) = T_{Hi}(t_p + x_{i-1}) \exp[-0.04\omega_o(\tau - t_p)]; \quad \Delta t_{i-1} = 0, \quad (11)$$

где $\omega_o = \omega/l^2$; x_i - период времени, корректирующий начало отсчета температуры нагрева $T_{H(i+1)}(t_p + t_{ui} + x_i)$ в каждом последующем цикле с учетом охлаждения в предыдущем $T_{Oi}(t_{ui})$ [4].

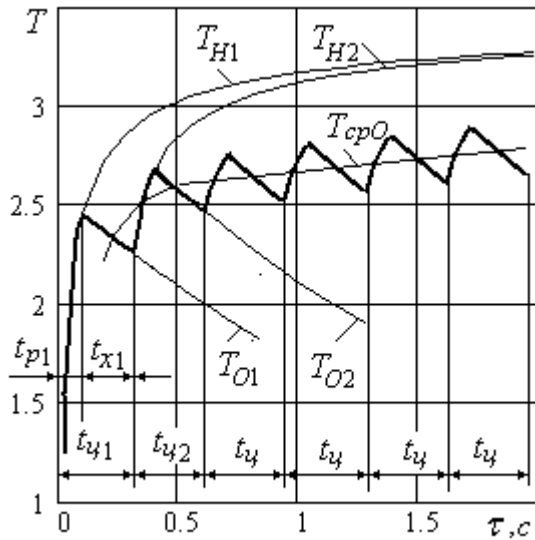


Рисунок 4 – Графики изменения во времени средней температуры передней поверхности лезвия торцовой фрезы T при неустановившемся теплообмене

повторяются, в некотором цикле k они уравниваются. При этом процесс теплообмена может считаться установившимся и характеризоваться общей средней безразмерной температурой T_{cpO} :

$$T_{cpO}(\tau) = \frac{1}{\alpha} \int_0^{\alpha} d\zeta \int_0^1 d\psi \int_0^1 \psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{1 - \operatorname{erf} \left[\frac{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}}{2\sqrt{\omega_o(x + t_p/2)}} \right]}{\sqrt{(\psi - \psi_u)^2 + (\zeta - \zeta_u)^2}} d\zeta_u. \quad (12)$$

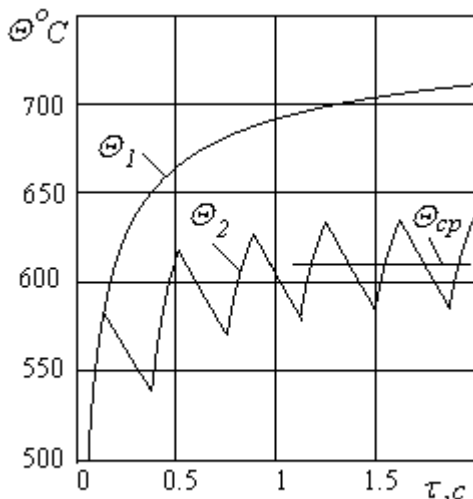


Рисунок 5 – Графики изменения средней температуры передней поверхности лезвия фрезы Θ_2 в сравнении с температурой при непрерывном резании Θ_1

На рис.4 представлены графики изменения во времени средней безразмерной температуры передней поверхности лезвия торцовой фрезы T при неустановившемся теплообмене

В первом цикле t_{y1} в течение первого рабочего хода t_{p1} наблюдается резкий рост температуры по кривой нагрева T_{H1} , а затем на протяжении холостого хода t_{x1} происходит охлаждение до точки по кривой охлаждения T_{O1} . В следующем цикле нагрев в период рабочего хода по кривой нагрева T_{H2} , в период холостого хода t_{x2} происходит охлаждение по кривой охлаждения T_{O2} . В последующих циклах t_{y} нагрев и охлаждение

повторяются, в некотором цикле k они уравниваются. При этом процесс теплообмена может считаться установившимся и характеризоваться общей средней безразмерной температурой T_{cpO} :

Неизвестный параметр x рассчитывается численными методами по ранее разработанной методике [4].
Графики изменения средней температуры Θ_2 передней поверхности лезвия торцовой фрезы в сравнении с температурой Θ_1 при непрерывном резании приведены на рис. 5. Пример расчета и построения графиков выполнен для фрезерования стали 45 торцовой фрезой, оснащенной твердым сплавом T15K6 (коэффициент температуропроводности $\omega = 0,100 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2/\text{с}$), для следующих условий обработки:

ширина фрезерования $B = 180 \text{ мм}$, диаметр фрезы $D = 200 \text{ мм}$, число зубьев $z = 10$, частота вращения $n = 1600 \text{ об/мин}$,

скорость резания $V = 100$ м/мин, толщина среза $a = 0,5$ мм, ширина среза $b = 2$ мм, что обеспечивает длительность цикла $t_{ц} = 0,37$ с, рабочего хода $t_p = 0,13$ с, холостого хода $t_x = 0,24$ с и расстояние между зубьями $l_z = 63$ мм; плотность тепловыделения $q = 6 \cdot 10^7$, коэффициент $K_\delta = 1,064$ для $l_z/l_\delta = 61$; $x = 0,133$ с. Для заданных условий средняя температура передней поверхности лезвия составляет $\Theta_{cp} = 613^\circ\text{C}$, а ее минимальное и максимальное значения равны соответственно $\Theta_{min} = 683^\circ\text{C}$ и $\Theta_{max p} = 632^\circ\text{C}$, что значительно ниже температуры при непрерывном резании Θ_l .

Заклучение

Таким образом, разработана методика определения температуры передней поверхности лезвия фрезы, позволяющая теоретически исследовать тепловое состояние инструмента в зависимости от условий обработки. Методика может быть широко использована для различных типов инструментов, работающих в условиях прерывистого резания.

Литература:

- [1] Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. - М.: Машиностроение, 1981. - 279с.
- [2] Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. - М.: Машиностроение, 1990. – 288с.
- [3] Івченко Т.Г. Аналітичне визначення температури різання в залежності від умов експлуатації ріжучого інструменту // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 92. - Донецьк, ДонНТУ, 2005.- С.37-42.
- [4] Івченко Т.Г. Теоретические исследования теплового состояния торцовых фрез // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Вип.19. – Краматорськ: ДДМА, 2006.- С.33-39.
- [5] Івченко Т.Г. Дослідження теплового стану ріжучого інструменту в умовах нестационарного різання // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 110. - Донецьк, ДонНТУ, 2006.- С.17-23.
- [6] Івченко Т.Г. Исследование общих закономерностей изменения температуры резания в различных условиях обработки // Прогрессивные технологии и системы машиностроения:– Донецк: ДонНТУ, 2009. Вып. 37. – С.84 - 89.

УДК 621.9

Глоба А.В., Олейник Е.В.
НТУУ "КПІ", г. Киев, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ СВЕРЛЕНИЯ ВЫСОКОПРОЧНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ТРЕХРЕЗЬНЫМИ СВЕРЛАМИ

According to comparative experiments at drilling of high-strength polymeric composite materials efficiency of 3-wings drills usage in comparison with 2-wings drills and under condition of their identical sharpening and recess chisel edge is shown

Введение

В современных конструкциях все более широкое используются высокопрочных полимерные композиционные материалы (ВПКМ), которые имеют высокую удельную прочность и жесткость, эти материалы являются также стойкими к усталости, к влиянию разных условий эксплуатации и стойкость к воздействию окружающей среды. Они нашли свое применения в таких отраслях промышленности, как строительство, транспорт и даже в спорте все чаще изготавливаются изделия из ВПКМ, которые имеют высокую удельную прочность, жесткость и стойкость к воздействию окружающей среды.

К таким материалам относятся двумерноамированные стеклопластики, практически любые органопластики, а также углепластики и углеродные композиционные материалы с объемной графитизацией. Области применения таких материалов – преимущественно средненагруженные детали сложной формы. Они удовлетворительно обрабатываются традиционными методами. Однако механическая обработка деталей из таких материалов носит не формообразующий, а иной характер, в основном – обрезка облоя, вырезка лючков, посадочных поверхностей и поверхностей под крепеж для соединения их с другими деталями узла. Причинами этого является плохое качество получаемых поверхностей из-за выкрашивания матрицы, разрыхления армирующего материала, а также низкая точность поверхностей, в особенности внутренних, из-за наличия масштабного эффекта прочности и статистических неоднородностей свойств композитов. Причины появления этих эффектов заключаются в анизотропии и сложности структуры композиционных материалов. Особенностью обработки большинства ВПКМ является то, что повреждение локализуется в малом объеме, а общая прочность материала практически не претерпевает изменений. [1]

Общие положения

Одним из распространенных методом обработки элементов из ВПКМ является сверление отверстий под установку крепежных элементов. При сверлении могут возникнуть следующие погрешности обработки – вспучивание, расслоение материала и растрескивание между волокнами в слоях ВПКМ, бахрома, отклонение формы отверстия, прижег (последствие высокой температуры в зоне резани). Таким образом, сверление отверстий с минимальными повреждениями материала является важной научно-технической проблемой.

В процессе сверлении принимает участие пять режущих кромок: две главные, поперечная и две ленточки. На погрешность при сверлении

существенное влияние оказывает распределение сил в зоне резанья. Для исследования погрешности обработки при сверлении необходимо учитывать осевую силу P_o , которая является суммой сил подачи, действующих на главной режущей кромке P_x и поперечной режущей кромки P_{xp} (зависит от метода заточки). На величину P_o влияет угол наклона стружечной канавки сверла. Угол наклона винтовой канавки находится в непосредственной связи с углом заострения и углом резания. Увеличение угла резания влечет за собой увеличение сопротивлению резания. Существенное влияние на осевое усилие оказывает перемычка, с ее увеличением сопротивление резанию увеличивается, однако большое уменьшение перемычки может привести к ее смятию. Так как обработка ВПКМ связана с большим абразивным износом инструмента, то затупление сверла в месте соединения фаски с режущей кромкой ведет к резкому возрастанию осевого усилия и крутящего момента.

При сверлении композиционных материалов, слои композиционного материала, которые попадают под режущую кромку, поддаются местной деформации на изгиб, которая является причиной расслоения материала вокруг отверстия. Не трудно предположить, что расслоение потребует небольшого осевого усилия особенно, когда значение толщина не срезанного слоя останется незначительная, в результате чего на выходе материала будет наблюдаться расслоение материала. При врезании сверла в материал под действием перемычки, которая имеет отрицательный передний угол, и режущего лезвия, которое возле оси сверла имеет небольшой передний угол возможно явление вспучивание материала.

Основная часть

В связи с тем, что ВПКМ является по своей структуре не однородный, поэтому твердость вдоль режущей кромки различна, что вызывает неравномерность нагрузки на режущем лезвии, а соответственно и радиальные силы могут быть не уравновешены, что приведет к отклонению круглости отверстия. На основании выше сказанного на качество полученных отверстий будет влиять геометрия сверла. У трехперых сверл на торце вместо плоского участка, как у двухперых, будет точка, точнее трехгранной пирамиды, которая позволит уменьшить силу врезания, исключить вспучивание и надрыв верхних слоев ВПКМ при входе сверла в материал рис.1. Кроме того, острие сверла позволит улучшить центрирование сверла, то есть исключить увод сверла и уменьшить величину разбивки отверстия.

При выходе сверла (двухперого), когда остается несколько слоев перемычка вызывает отслоение материала, так как ней большие отрицательные передние углы, а трехперое сверло в виду отсутствия перемычки, уменьшит нагрузку на последние слои материала, в результате уменьшится вероятность их отслоения.

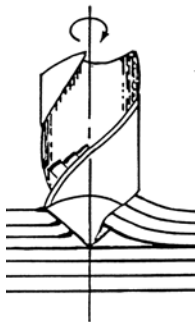


Рисунок 1 – Вспучивание ВПКМ при входе сверла

Для проверки этого предположения было спроектированы и изготовлены сверла. Применение конструкций сверл с тремя режущими лезвиями позволит уменьшить нагрузку на одно режущее лезвие, что уменьшит величину расслоения материала.

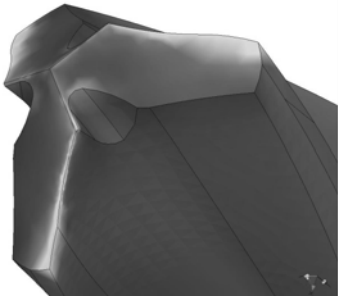


Рисунок 2- Нагружение режущей кромки

При проектировании стружечной канавки сверла была использована методика Солодкого В.И. [2]. Прочность сверла рассчитывалась с использованием пакета программ Vision Nastran, которая позволяет, имея 3D модель сверла выполнить его расчет, она же позволила выполнить расчет нагружения режущих кромок рис.2.

В виду отсутствия рекомендаций выбора способа заточки и подточки трехперых сверл способы заточки выбирались на основании рекомендаций для двухперых, а подточка определялась, используя 3D моделирование с учетом минимальной перемычки. Пример моделирования представлен на рисунке 3.

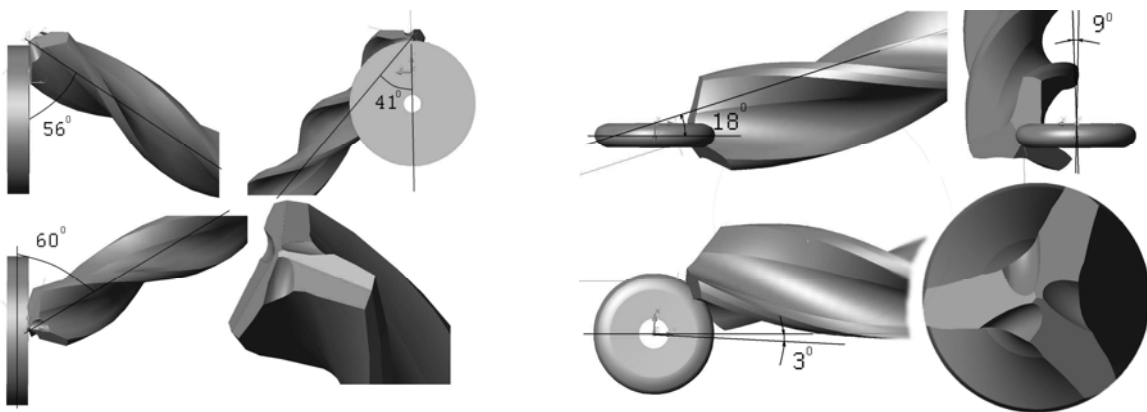


Рисунок 3 – Пример заточки сверла и подточки перемычки

Заточенное сверло с подточкой представлено на рис.4.. Кинематические и статистические углы, полученные в результате заточки представлены на рис.5. Величины углов получены не аналитическим расчетом, а измерены по полученной 3D модели.

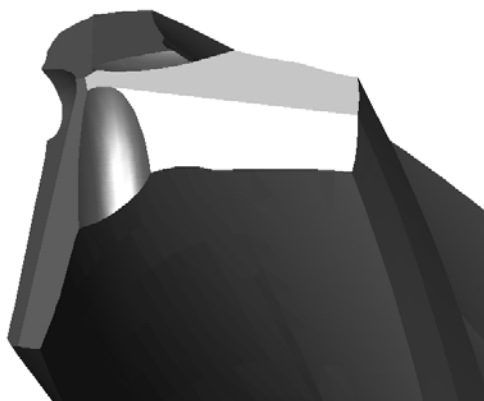


Рисунок 4 – Вид заточенного сверла

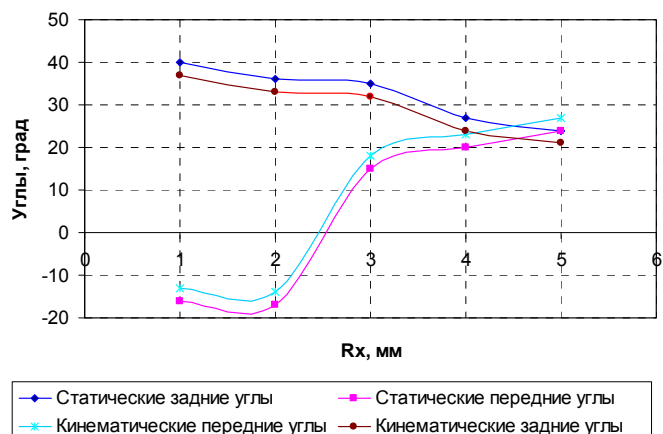


Рисунок 5 – Изменение статических и кинематических углов от центра к периферии

Для проведения сравнительных экспериментов были взяты сверла представленные на рис.6.

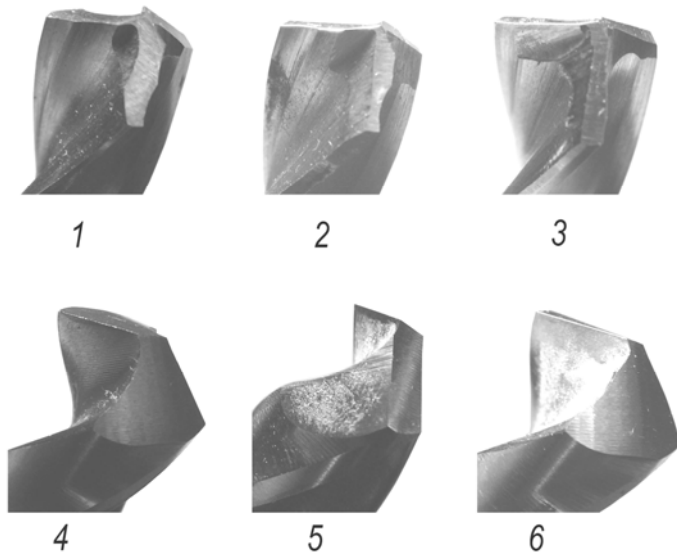


Рисунок 6 - Спиральные сверла различных конструкций:

- 1 – Трехперое спиральное сверло геометрии T1;
- 2 – Трехперое спиральное сверло геометрии T2;
- 3 – Трехперое спиральное сверло геометрии T3;
- 4 – Двухперое спиральное сверло геометрии D1;
- 5 – Двухперое спиральное сверло геометрии D2;
- 6 – Двухперое спиральное сверло геометрии D3

Сравнения качества полученных отверстий были проведены сравнительные эксперименты по определению температура в зоне резания, округлости формы полученных отверстий, шероховатости отверстия и вибраций возникающих в зоне сверления. Сравнения проводилась при обработке стекло-и углепластика сверлами одинаковой заточки и подточки перемычки для двух и трехперых сверл. результаты сравнения качества отверстия и температуры показаны соответственно на рис. 6 и рис. 7. Шероховатость измерялась с помощью модернизированного профилометра 296. Измеренный виброакустический сигнал обрабатывался по программе

предложенной Кокаровцевым В.В., позволяющей прогнозировать износ инструмента и стойкость инструмента.

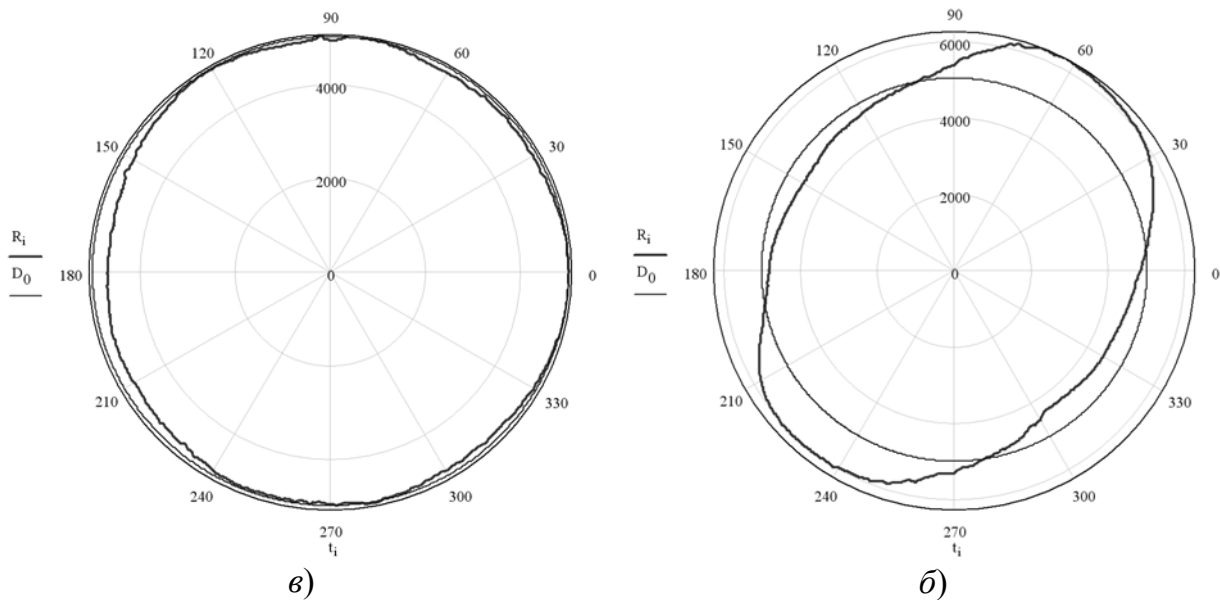


Рисунок 7 – Погрешность отверстия при сверлении:

- а) трехперым серлом;
- б) двухперым серлом

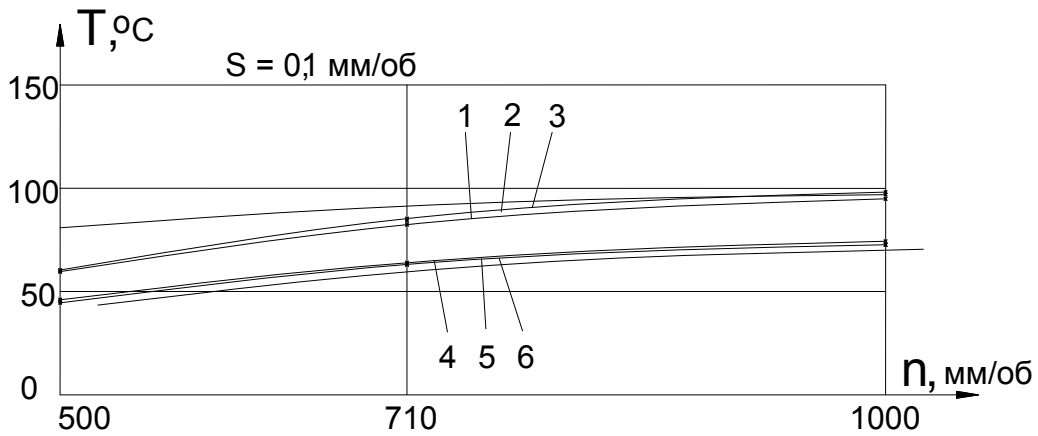


Рисунок 8 – Зависимость температуры резания от подачи:
 1, 2, 3, - двухперое сверло геометрии D1, D2, D3,
 4, 5, 6 - трехперое сверло геометрии T1, T2, T3

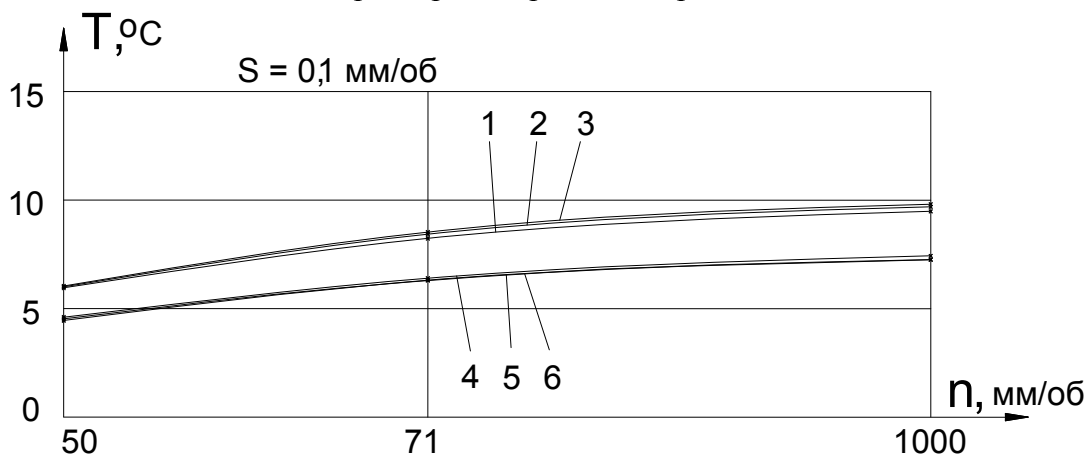


Рисунок 9 – Зависимость температуры резания от частоты вращения шпинделя:
 1, 2, 3, - двухперое сверло геометрии D1, D2, D3,
 4, 5, 6 - трехперое сверло геометрии T1, T2, T3

Выводы

В результате проведенных сравнительных экспериментов было установлено, что стойкость трехперых сверл выше соответственно и прогнозируемых просверленных отверстий в $1,7 \div 2,2$ раза, а соответственно скорость износа ниже, чем двухперых.

Шероховатость обработанных поверхностей трехперых колебалась в пределах $Ra\ 4 \div 10$ мкм для трехперых и $13 \div 24$ мкм для двухперых. Отклонение от круглости – $20 \div 110$ мкм, $112 \div 220$ мкм соответственно. Температура в зоне резания в среднем на 20° ниже при обработке трехперыми сверлами.

Литература:

- [1] Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных материалов. – Л.: Машиностроение, 1987,-178с.
- [2] Солодкий В.И. Методичні вказівки з дисципліни "Різальний інструмент та інструментальне забезпечення автоматизованого виробництва" Дисковий інструмент для утворення зовнішніх гвинтових поверхонь. Київ, НТУУ "КПІ", 2009, 36 с.

УДК 621.9.025

Васильева Л.В., Мироненко Е.В.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ КРИТЕРИЕВ ОПТИМАЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА МЕХАНООБРАБОТКИ

In the article is examined the question of analysis of decisions of task of optimization. Are analysed the criteria of optimization of process of tooling.

Введение

Оптимизация может рассматриваться для решения двух задач [1]:

1. Общая задача. Решается вопрос о разработке нормативов режимов резания, типовой технологии, покупке или проектировании системы инструментов для определенной группы оборудования, получение исходных данных для САПР ТП и т.д.

2. Ситуационная задача. Решается вопрос об обработке конкретной детали на данном станке с учетом производственной ситуации: сроков поставки, наличия инструмента. Предусматривается в дальнейшем для ПЭВМ, установленного непосредственно на станке или внедренного в АРМ мастера.

Последовательность исследований состоит из нескольких этапов:

1 этап. Определение представительного семейства критериев оптимальности и их весомостей.

2 этап. Получение моделей исходных функций для оптимизации.

3 этап. Изучение целевых функций и их минимумов.

4 этап. Изучение множества эффективных решений.

5 этап. Изучение влияния условий обработки и условий производства на эффективные решения.

6 этап. Изучение влияния моделей целевых функций на эффективные решения.

Первый этап может осуществляться с помощью как теоретических, так и экспертных методов. В [2] был обоснован выбор представительного семейства критериев оптимальности процесса резания для 3-х случаев обработки на средних токарных станках. При черновом точении было рекомендовано использовать критерии: затраты на обработку A , штучное время (величина, обратная производительности) $t_{шт}$, напряженность труда станочника H_p , расход твердого сплава R_C и в отдельных случаях - расход инструмента (кроме режущих пластин) R_u . Для чистовой обработки в качестве целевой функции должен использоваться коэффициент вариации стойкости W и в отдельных случаях – отношение гамма-процентной стойкости к средней T_{γ}/T , причем для упрощения задачи R_C и R_u могут не учитываться.

Основная часть

Значения критериев оптимальности процесса механообработки, функций-показателей надежности и переменных при различных безусловных минимумах существенно отличаются. Поэтому задача является типично многокритериальной. Для сравнения должны использоваться "наиболее противоречивые" критерии, для которых отношения значения первого при

минимуме второго к абсолютному минимуму первого будет максимальным. Такие критерии являются контрастными. Так, отношение $A_{h_{\min}} / A_{\min} = 1.62$, отношение $t_{umH_{\min}} / t_{um\min} = 3.66$, отношение $H_{tum\min} / H_{\min} = 7.75$ и отношение $Rc_{tum\min} / Rc_{\min} = 3.13$. Сравним значения некоторых переменных для контрастных критериев: $h_{tum\min} / h_{H_{\min}} = 1.87$ и $s_{tum\min} / s_{H_{\min}} = 5.0$.

Чтобы определить, как меняются переменные, некоторые показатели надежности и критерии при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого, критерии рассматривались в порядке снижения производительности труда, а для графического представления материала в качестве аргумента был выбран критерий $t_{шт}$. С ростом $t_{шт}$, то есть по мере перехода от безусловного минимума $t_{шт}$ к минимуму A , затем к минимуму Rc и минимуму H_p затраты умеренно снижаются и затем растут (рис. 1), напряженность труда очень падает и расход сплава сначала снижается, затем растет.

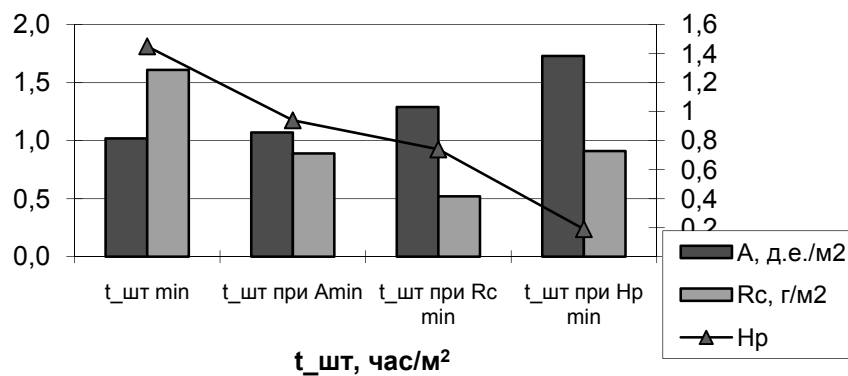


Рисунок 1 – Изменение значений критериев в порядке снижения производительности труда

Наиболее резкое падение напряженности труда понятно. $t_{шт}$ и H_p – контрастные критерии. В большинстве случаев сравнение именно этих критериев определяет выбор режимов резания рабочим, так как производительность определяет заработную плату, а напряженность труда – утомляемость и самочувствие рабочего.

Для определения точки компромисса удобным показателем является минимум затрат на обработку, тем более, что он в ряде случаев соответствует интересам фирмы и общества в целом.

Но A нельзя считать единственным критерием и ограничиться более простой однокритериальной оптимизацией, так как на практике выбор параметров резцов и режима резания хоть и колеблется около минимума затрат, но в зависимости от производственной ситуации смещается как в сторону большей производительности, так и меньшей напряженности труда. С ростом $t_{шт}$ вероятность поломок уменьшается (рис. 2), а период стойкости растет. Из оптимизируемых переменных очень сильно уменьшается подача (рис. 3), умеренно снижается и затем сильно растет скорость резания. Увеличение обоих параметров s и v положительно и в одинаковой степени влияет, уменьшая основное время, штучное время и, благодаря этому, уменьшая затраты.

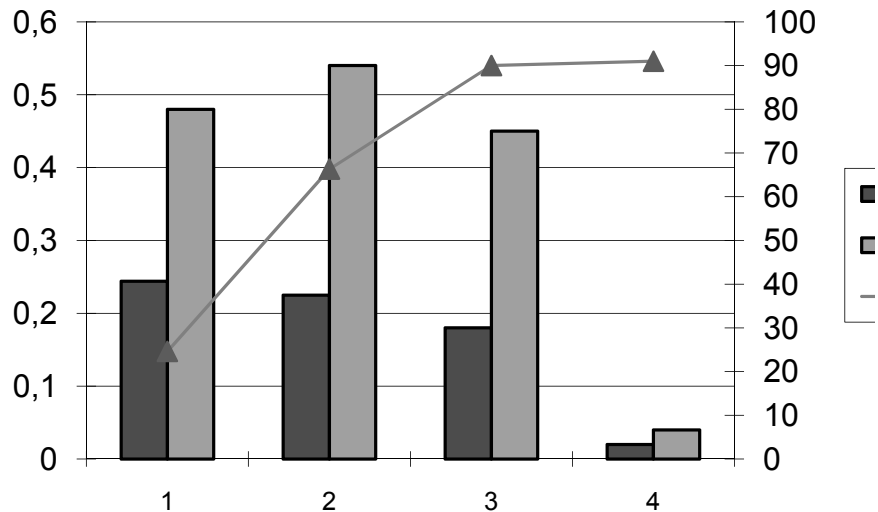


Рисунок 2 – Изменение некоторых параметров надежности при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого в порядке снижения производительности труда

Степень же отрицательного влияния различна. Рост s увеличивает вероятность разрушения, что оказывает отрицательное влияние на многие функции и, в частности, на коэффициент вариации стойкости. Рост v снижает стойкость, но положительно влияет на коэффициент вариации стойкости. Поэтому изменение s является однонаправленным и более резким.

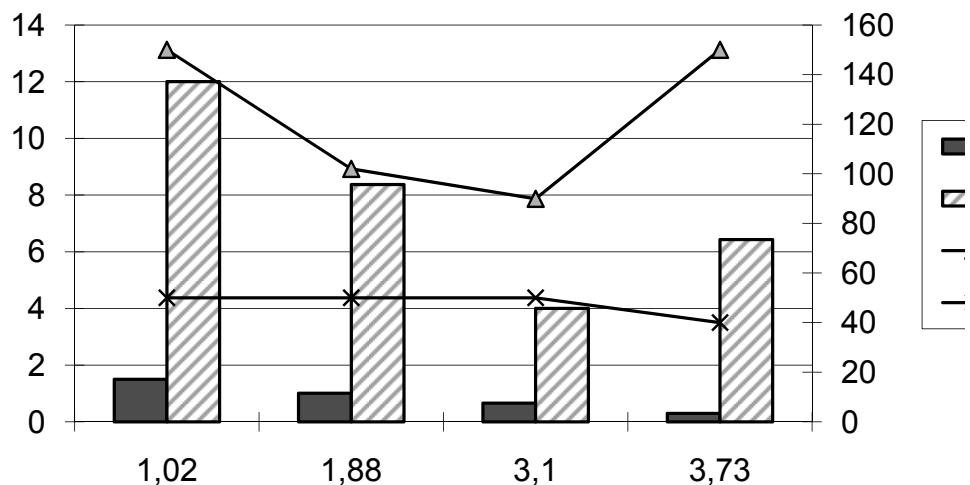


Рисунок 3 – Изменение оптимизируемых переменных при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого

С ростом $t_{шт}$ достаточно сильно снижается оптимальная толщина пластины. Это связано с тем, что с уменьшением подачи требуется меньшая прочность. Наименьшее значение h соответствует не H_{min} , а R_{Cmin} , так как для последнего критерия h непосредственно влияет на целевую функцию. Для поиска компромисса были рассмотрены множества эффективных решений в виде кривых Парето. Из этих кривых наиболее важной является кривая $t_{шт}-H_p$. Она наиболее растянута и охватывает самый большой диапазон изменения переменных (рис.4).

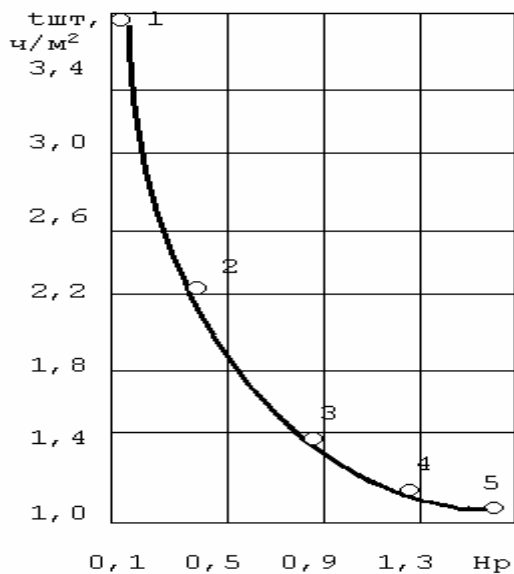


Рисунок 4 – Сечение множества Парето плоскостью двух критериев: штучного времени $t_{шт}$ и напряженности труда H_p

Нанеся на кривой Парето $t_{шт}-H_p$ проекции точек безусловного минимума А и R_c , ориентировочно разделили множество эффективных решений на 3 зоны: 1 – преимущественного значения производительности процесса резания, 2 – экономичности и 3 – напряженности труда и расхода инструмента. Таким образом можно из множества решений выделить более узкие зоны, соответствующие нескольким конкретным производственным ситуациям, позволяющие более точно, чем делалось ранее, выбрать оптимальное для каждой ситуации решение.

Выводы

1. На основе анализа целевых функций показано, что в большинстве случаев в пределах ограничений существует минимум критериев приведенных затрат, штучного времени, напряженности труда, расхода твердого сплава, расхода комплектов инструмента, а следовательно – оптимальные по этому критерию значения переменных. Целевые функции выпуклы и повсюду дифференцируемы. Чувствительность оптимума такова, что систему оптимизации можно считать устойчивой к внешним возмущениям.

2. Значения критериев, показателей надежности и переменных при различных частных минимумах для точения на средних станках отличаются до 2-7 раз. Поэтому задача оптимизации является типично многокритериальной.

3. Сужение множества эффективных решений осуществляется путем его разбиения на группы. Наилучшие результаты показывает поиск компромисса при рассмотрении кривой Парето для самых контрастных критериев – производительности и напряженности труда.

Литература:

- [1] Краснокутская Л.В., Хае Г.Л. Принятие решений при многокритериальной оптимизации // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. Вып.6.-Краматорск:ДГМА, 1996.-с.92-109.
- [2] Мироненко Е.В., Васильева Л.В. К определению весомости критериев при оптимизации выбора режущего инструмента и режимов резания// Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 16, 2004. – с.159-165.

УДК 621.9.15

Миранцов С.Л.¹, Гузенко В.С.¹, Мироненко О.Е.¹, Музыкант Я.А.²
ДГМА, Краматорск, Украина¹; ВНИИинструмент, Москва, Россия²

АНАЛИТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЧНОСТНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК РЕЗЦОВ ДЛЯ МНОГОНАПРАВЛЕННОЙ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

The questions of durability of modern constructions of chisels for the multidirected lathe treatment are considered in the article, allowing to promote productivity of tooling.

Введение

Современные экономические условия, в которых работают машиностроительные и станкостроительные предприятия, требуют непрерывного роста производительности механической обработки. Одним из путей повышения производительности механической обработки является использование станков с ЧПУ, применение прогрессивного сборного инструмента, обладающего высокой прочностью и жесткостью конструкции, а также использование концентрации операций в пределах технологического перехода.

Примером подобного инструмента, в том числе позволяющего концентрировать операции, являются резцы для многонаправленной токарной обработки (МТО), которые применяются как для наружного продольного точения, так и для операций отрезания или прорезки канавок [1].

Резцы МТО оснащают в основном двухсторонними режущими пластинами, имеющими три режущие кромки: переднюю для нарезания радиальных канавок и боковые, для продольного точения в двух направлениях. Каждая кромка образована передней (с положительным передним углом) и задней поверхностями. На передней поверхности режущей пластины отпрессовывают различные стружкообразующие элементы.

Эффективность работы резцов МТО определяется главным образом прочностью режущей части и жесткостью узла крепления режущей пластины. Таким образом, представляет практический интерес исследование прочностных характеристик резца для многонаправленной токарной обработки применительно к операциям наружного продольного точения.

В связи со сложностью проведения экспериментальных исследований по указанному направлению было принято решение провести исследования аналитически с использованием моделей, полученных при помощи пакетов SolidWorks и Ansys.

Основная часть

Для проведения исследований была подготовлена модель сборного резца МТО при помощи пакета SolidWorks. В качестве геометрических и конструктивных использовали параметры оригинального инструмента: размеры корпуса инструмента 25×25 мм, ширина режущей кромки режущей пластины 5 мм.

Статический анализ конструкции. Целью статического анализа является определение напряжений (нормальных, главных, эквивалентных), линейных и нелинейных перемещений (деформаций) в элементах сборной конструкции, а также напряжений.

Модель представляет собой трехмерную конструкцию резца МТО, нагруженную силами резания и закрепления. В качестве граничных условий при моделировании, были приняты следующие:

- корпус инструмента зафиксирована без перемещений;
- между соприкасающимися гранями и поверхностями элементов имеет место «контакт с трением», то есть соприкасающиеся поверхности могут перемещаться друг относительно друга и между ними может возникать зазор (рис. 1).

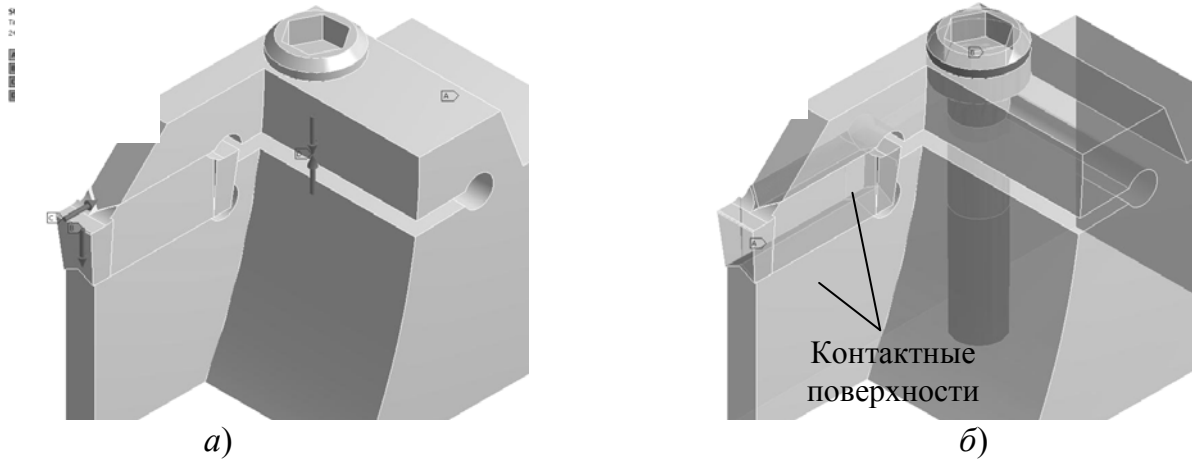


Рисунок 1 – Расчетная схема сборной конструкции резца МТО:
 а) схема нагружения модели силами резания и закрепления;
 б) контактные поверхности режущей пластины и корпуса инструмента

При выборе режимов обработки, при которых проводился анализ, были использованы следующие рекомендации [2]:

$$f_{\max} (s_{\max}) = 0,075W, \quad a_{p \max} (t_{\max}) = 0,8W,$$

где f_{\max} (s_{\max}), $a_{p \max}$ (t_{\max}) – рекомендуемые максимальные значения подачи инструмента и глубины резания соответственно; W – ширина режущей пластины инструмента.

Таким образом, при продольном точении наружной поверхности $t_{\max} = 4$ мм, $s_{\max} = 0,37$ мм/об, а при прорезании канавок и отрезании максимальное значение подачи инструмента составляет $s_{\max} = 0,37$ мм/об, $t_{\max} = 5$ мм.

Исходные данные для статического анализа инструмента при наружном продольном точении представлены в таблице.

Таблица 1 – Исходные данные и результаты расчета напряжений при наружном продольном точении

| № | Значения элементов режима резания | | Составляющие силы резания, Н | | | Максимальные значения напряжений на передней поверхности режущей пластины, МПа | | | |
|---|-----------------------------------|----------|------------------------------|----------------|----------------|--|--------------------|--------------------|----------------------|
| | t, мм | s, мм/об | P _x | P _y | P _z | σ _x max | σ _y max | σ _z max | σ _{экв} max |
| 1 | 2,5 | 0,15 | 616 | 139 | 642 | 564 | 158 | 362 | 1462 |
| 2 | | 0,25 | 803 | 236 | 1081 | 567 | 177 | 490 | 2159 |
| 3 | | 0,35 | 957 | 335 | 1524 | 568 | 274 | 601 | 2933 |

В качестве примера на рисунке 2 представлены распределение эквивалентных $\sigma_{\text{э}}$ и нормальных напряжений σ_z , возникающих в элементах конструкции резца при наружном продольном точении резцом. Анализ

числовых значений напряжений показал, что максимальные значения напряжений наблюдаются как в корпусе инструмента, область «1», так и на передней поверхности режущей пластины (рисунок 2б). Наличие области действия максимальных значений напряжений в корпусе инструмента обусловлено сложным характером деформирования конструкции при действии составляющей силы резания R_x на вспомогательную режущую кромку пластины. При этом режущая пластина, закрепленная в корпусе инструмента между V – образными прижимной и опорной поверхностями совершает дополнительное угловое перемещение в направлении действия силы R_x .

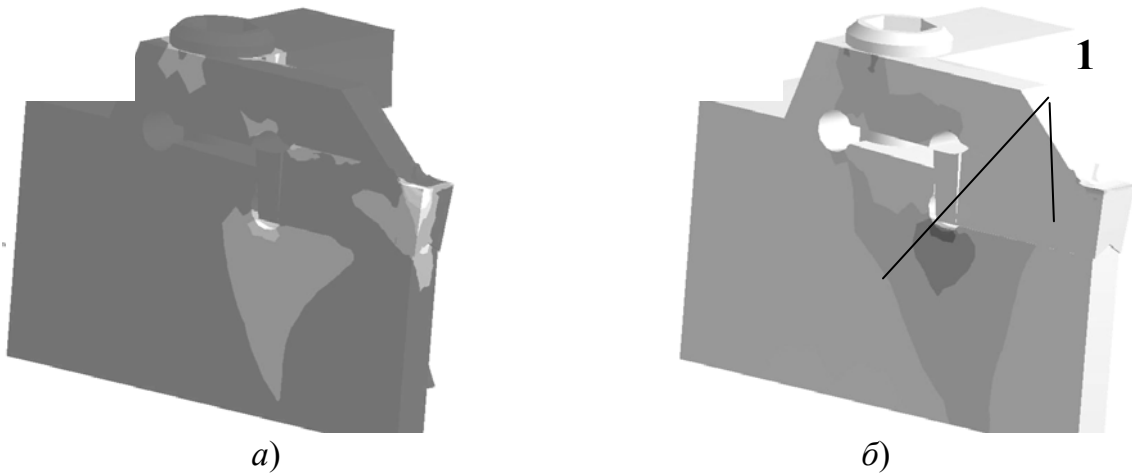


Рисунок 2 – Распределение эквивалентных σ_3 , (а) и нормальных напряжений σ_z , (б) возникающих в элементах конструкции резца при продольном точении $t = 5,0\text{мм}$; $s = 0,35\text{ мм/об}$

Для определения влияния элементов режимов резания на величину и характер распределения эквивалентных и нормальных напряжений, было выполнено моделирование напряженно-деформированного состояния инструмента и режущей пластины при разных значениях глубины резания, $t = (0,5...2,5)$ мм и подачи $s = (0,15...0,35)$ мм/об. В таблице 1 представлены максимальные числовые значения напряжений, возникающих в режущей пластине.

Анализ результатов моделирования напряженного состояния режущей пластины показал, что максимальные значения эквивалентных σ_3 и нормальных напряжений σ_x , σ_y , σ_z наблюдаются в стороне от контактной зоны передней поверхности со стружкой в областях «1» (рисунок 3).

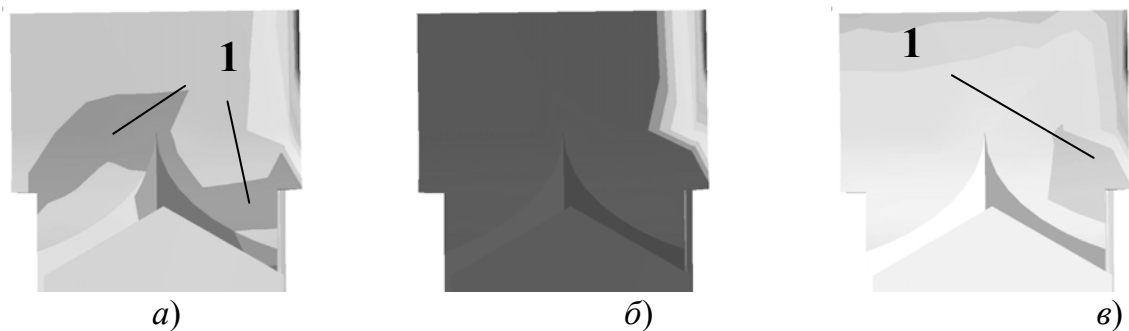


Рисунок 3 – Распределения нормальных напряжений на передней поверхности режущей пластины при продольном точении, $t = 2,5\text{мм}$; $s = 0,35\text{ мм/об}$:
а) – σ_x ; б) – σ_y ; в) – σ_z

При этом максимальные значения имеют растягивающие нормальные напряжения σ_x и σ_z . Наибольшая зона действия максимальных растягивающих напряжений характерна для напряжений σ_x (рисунок 3а), растягивающие напряжения σ_z локализуются на границе передней поверхности режущей пластины (рисунок 3в).

Подобное распределения напряжений в режущей пластине обусловлено специфическим для данного случая характером нагружения составляющими силы резания R_x , R_y и R_z , которые вызывают в пластине изгибающие моменты, действующие в разных плоскостях. Кроме того, из рисунка 3а следует, что область сопряжения вогнутой V – образной и передней поверхности режущей пластины выступает в качестве концентратора растягивающих напряжений σ_x . При увеличении подачи инструмента также как и для случая поперечного резания происходит рост числовых значений эквивалентных напряжений и расширение области действия растягивающих нормальных напряжений.

На рисунке 4 представлены зависимости нормальных σ_z и эквивалентных σ_σ напряжений от подачи инструмента. Указанные напряжения также определялись на передней поверхности пластины в сечении перпендикулярном главной режущей кромке и проходящем через область «1», показанную на рисунке 3в.

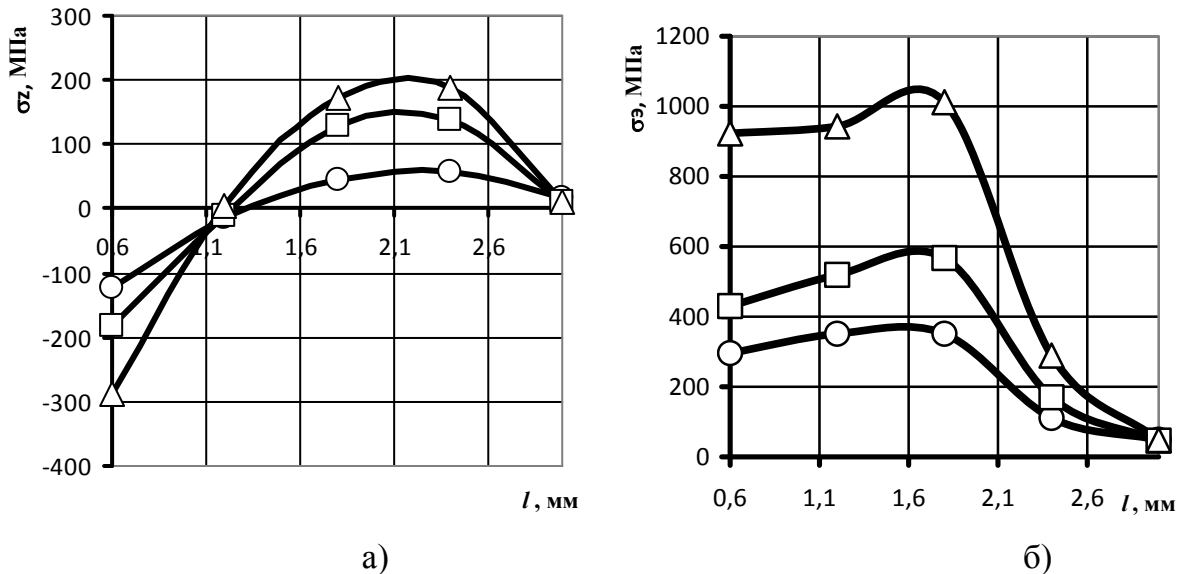


Рисунок 4 – Зависимость нормальных σ_z (а) и эквивалентных σ_σ (б) напряжений на передней поверхности режущей пластины от подачи инструмента: \circ – $s = 0,15$ мм/об; \square – $s = 0,25$ мм/об; Δ – $s = 0,35$ мм/об

Анализ зависимостей, представленных на рисунке 4, показывает, что максимальные значения нормальных растягивающих напряжений наблюдаются на расстоянии 2,2 мм от главной режущей кромки, а максимальные значения σ_σ на расстоянии 1,8 мм.

Результаты аппроксимации зависимости эквивалентных и нормальных напряжений от подачи в «опасных сечениях» при продольном точении представлены на рисунке 5.

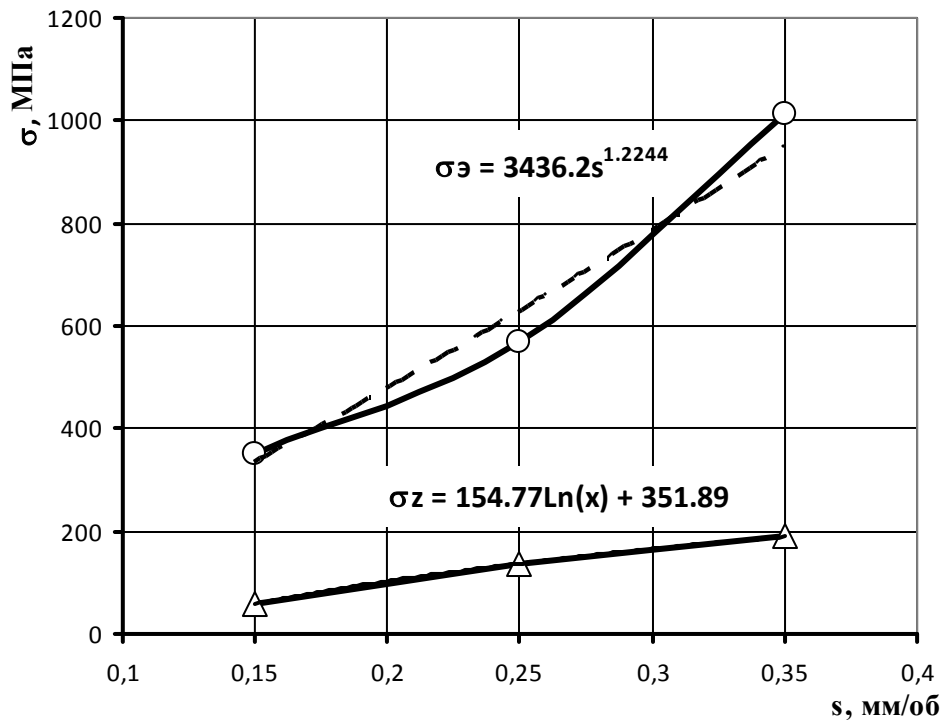


Рисунок 5 – Аппроксимации зависимости эквивалентных σ_z и нормальных напряжений σ_z от подачи инструмента, $t = 2,5$ мм.

На основании проведенных аналитических исследований резцов для много направленной токарной обработки можно сделать следующие выводы:

Выводы

1. Максимальные значения напряжений наблюдаются как в корпусе инструмента, область «1», так и на передней поверхности режущей пластины. Наличие области действия максимальных значений напряжений в корпусе инструмента обусловлено сложным характером деформирования конструкции при действии составляющей силы резания P_x на вспомогательную режущую кромку пластины.

2. Максимальные значения имеют растягивающие нормальные напряжения σ_x и σ_z . Наибольшая зона действия максимальных растягивающих напряжений характерна для напряжений σ_x , растягивающие напряжения σ_z локализуются на границе передней поверхности режущей пластины. При этом максимальные значения нормальных растягивающих напряжений наблюдаются на расстоянии 2,2 мм от главной режущей кромки, максимальные значения эквивалентных напряжений σ_z на расстоянии 1,8 мм от главной режущей кромки.

Литература:

- [1] Музыкант А.Я. Конструкции инструмента и технология многонаправленной токарной обработки (МТО) на станках с ЧПУ и ОЦ // Технология металлов. – №5 – 2007 – С.31.
- [2] ISCAR. Общий каталог. © ISCAR LTD.

УДК 621.825

Брошак І.І.

ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

КОНСТРУКТИВНІ ОСОБЛИВОСТІ ЗАПОБІЖНОГО ТЕХНОЛОГІЧНОГО ОСНАЩЕННЯ ДЛЯ ОБРОБЛЕННЯ ОТВОРІВ ІНСТРУМЕНТОМ АДАПТИВНОГО ТИПУ

In the article the construction of adaptive drill with hydraulic edges connection is presented. The basic are described it operating and structural descriptions. Also the developed construction of preventive cartridge which can be utilized with an adaptive drill in quality a preventive mechanism is described in detail.

Постановка проблеми

Запобіжні механізми різного типу широко використовуються в приводах більшості механізмів і машин і мають суттєвий вплив на експлуатаційні характеристики обладнання. В машинобудуванні широкого використання набули запобіжні механізми металорізального обладнання. Поряд з передачею обертового руху запобіжні механізми металорізального обладнання виконують функції захисту від перевантаження, компенсації зміщень з'єднаних елементів приводу, амортизацію поштовхів, ударних навантажень та вібрацій.

Аналіз останніх досліджень

Результати досліджень запобіжних механізмів металорізального обладнання викладені у багатьох працях [1, 2]. Але кожна нова конструкція запобіжного механізму в міру своїх конструктивних особливостей може використовуватися з деяким обмеженим спектром металорізального інструменту. Тобто при використанні запобіжних механізмів, для кращого забезпечення умов роботи того чи іншого металорізального інструменту, потрібно якомога краще враховувати його технологічні і експлуатаційні характеристики при проектуванні даного запобіжного оснащення.

Постановка задачі

Метою наших досліджень було спроектувати запобіжний механізм, що може використовуватись для запобігання від поломок розробленого нами адаптивного свердла з міжлезовим гідравлічним зв'язком.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі» на 2003-2007 роки.

Виклад основного матеріалу

Кожен запобіжний механізм повинен виконувати свою функцію запобігаючи руйнуванню основного технологічного обладнання. Для запобігання виходу з ладу металорізального інструменту конструкція запобіжного механізму повинна враховувати як його конструктивні особливості так і основні показники режимів різання, при яких працює даний інструмент.

На рисунку 1 наведена конструкція розробленого збірного свердла з гідравлічним міжлезовим зв'язком [3]. В корпусі 1 свердла виконані повздовжні ступінчасті циліндричні отвори, в яких встановлені плунжери 2 і 3, кінці яких вільно проходять в отворах втулок 4 і 5, жорстко з'єднаних з корпусом. Дані втулки поряд з циліндричними пальцями 6 і 7 являються напрямними елементами для лез 8 і 9, які є різальними елементами збірного свердла. Для

обмеження відносного зміщення лез по відношенню до напрямних елементів призначені циліндричні пальці 10 і 11. В конструкції передбачені отвори для плунжерів, які гідравлічно з'єднані між собою кільцевою канавкою 12. Для заливки рідини використовується отвір в корпусі свердла, який закритий різьбовою конічною пробкою 13.

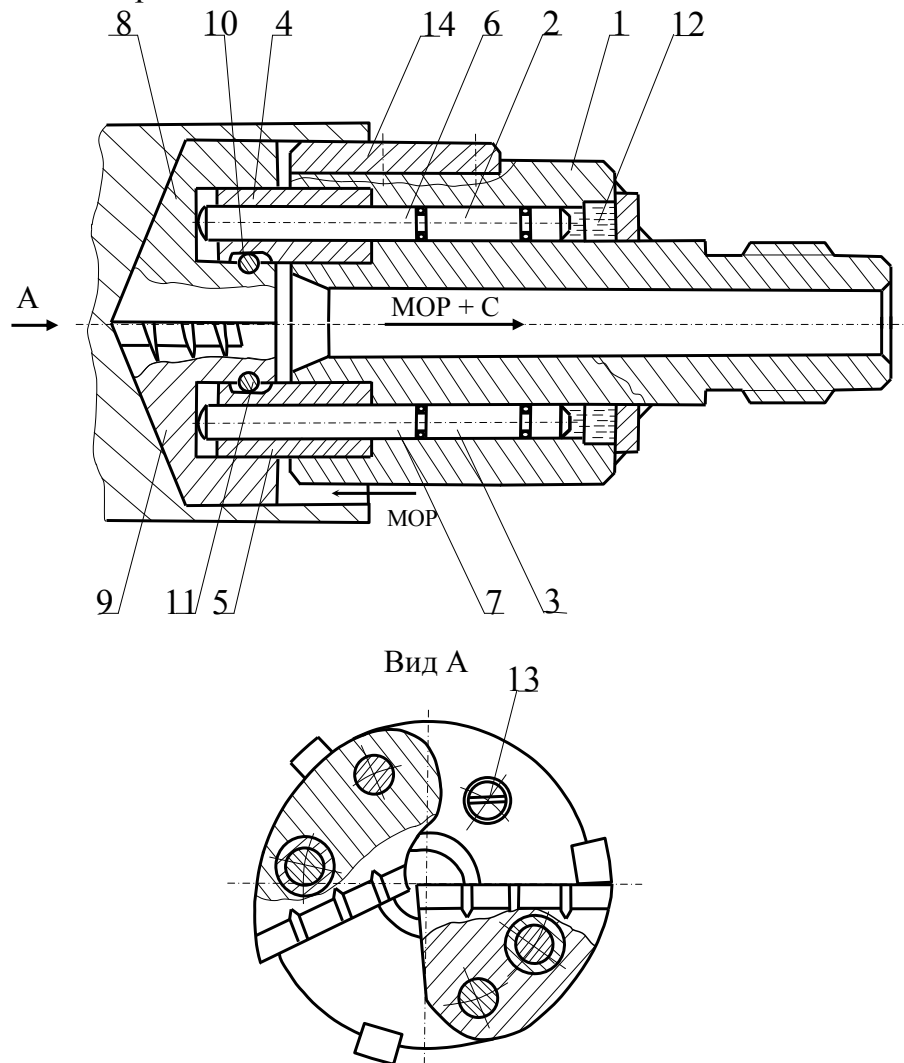


Рисунок 1 – Конструкція збірного свердла з гідравлічним міжлезовим зв'язком

Для базування свердла в отворі використовуються три твердосплавні напрямні пластини 14. В процесі оброблення отвору автоматичне вирівнювання навантажень між лезами інструменту здійснюється за рахунок відносного зміщення плунжерів, зусилля на яких внаслідок прямого гідравлічного зв'язку залишається однаковим.

Відстань між різцями і корпусом вибирається з врахуванням величини ходу плунжера та податливості рідини під навантаженням. Для базування свердла в отворі на корпусі останнього розміщено три напрямні пластини (виготовлених з вольфрамо–кобальтового сплаву ВК3, ВК6 або ВК8) із зворотною конусністю 1:100. Для запобігання заклинюванню свердла в отворі, напрямні пластини розташовують не симетрично [139]. Свердло кріпиться хвостовиком до порожнистої штанги відповідної довжини шляхом різьового з'єднання обох елементів з допомогою багатозахідної прямокутної різі [13, 139]. Внутрішня порожнина корпусу та штанги служить (рис. 2) для транспортування стружки та МОР, а також для додаткового охолодження корпусу інструменту.

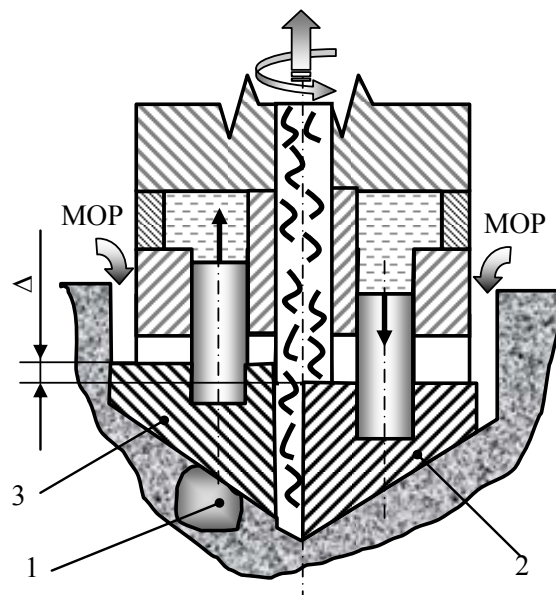


Рисунок 2 – Кінематична схема роботи свердла з міжлезовим гідравлічним зв'язком

Принцип дії інструмента з міжлезовим гідравлічним зв'язком базується на законі Паскаля про те, що тиск всередині рідини передається у всі сторони рівномірно, тобто при однакових діаметрах плунжерів, осьові реакції різців на силу, яка діє на них зі сторони корпуса будуть завжди однакові. В дійсності, через сили сухого тертя між рухомими частинами свердла, цей принцип частково порушується. Припустимо, що при свердлінні, по якійсь із перелічених у розділі 2.1. причин, сила на одному із різців зростає і різниця сил на обох різцях є більшою за сумарну силу сухого тертя. Зростання сили на різці викличе додаткове переміщення його плунжера і, як наслідок, додаткове зростання тиску.

Згідно закону Паскаля, навантаження на інший плунжер пропорційно зростає, що викличе збільшення глибини різання на цьому різці, тобто інструмент налагоджується до зміни умов роботи (різниці сил на різцях). Якщо ж різниця сил на різцях є меншою за сумарну силу сухого тертя в рухомих елементах конструкції, то плунжер буде утримуватися силою тертя, переміщення його буде неможливе і, як наслідок, неможливою буде адаптація. Тому в даній конструкції необхідно зменшувати сухе тертя, оскільки воно формує зону нечутливості свердла з міжлезовим гідравлічним зв'язком.

При збільшенні навантаження на інструмент (більшого за розрахункове) рідина додатково стискається, різці впираються в корпус і, тим самим, кільцева порожнина розвантажується від подальшого зростання тиску і тоді подальше протікання процесу свердління нічим не відрізняється від обробки відомими свердлами.

Внаслідок нерівномірності навантаження на леза, що викликано наявністю у структурі матеріалу заготовки твердих включень 1 або несиметричністю розташування лез, різальні елементи 2 і 3 (рис.2) мають можливість взаємно зміщуватись на величину лезових осциляцій Δ . Тоді додаткове навантаження на лезо компенсується додатковою силою, що виникає внаслідок зростання або зменшення глибини різання. Така технологічна схема обробки передбачає вирівнювання складових сил різання, що діють на леза інструменту і викликає деформацію системи ВПД за рахунок вирівнювання сил в напрямку подачі.

Для визначення складової сили різання при свердлінні можна використати емпіричну формулу [33]:

$$P_z = p \cdot a^{1-m} \cdot b \cdot k_v \cdot k_l \cdot k_{мор} \cdot k_h \cdot k_b, \quad (1)$$

де p – питома сила опору різання, Н/мм²; a , b – товщина та ширина зрізу, мм; m – показник ступеня, для сталей $m=0,17-0,2$; для жаростійких сталей і сплавів $m=0,2-0,25$; для чавунів $m=0,21-0,26$; для бронзи і сплавів $m=0,17$; k_v – коефіцієнт, що враховує швидкість різання: при $V=5-15$, $k_v=1,1-1,2$; при $V=20-30$ м/хв, $k_v=0,9-1,0$; при $V=30-40$ м/хв, $k_v=0,8-0,9$; при $V>40$ м/хв, $k_v=0,7-0,8$; k_l – коефіцієнт, що враховує глибину свердління: при $l/D=3-5$, $k_l=1,0-1,1$; при $l/D=5-10$, $k_l=1,1-1,3$; при $l/D>10$, $k_l=1,3-1,5$; $k_{мор}$ – коефіцієнт, що враховує використання мастильно-охолоджуючих рідин; k_h – коефіцієнт, що враховує зношування різальних лез свердла; $k_h=1,25-1,4$; k_b – коефіцієнт, що враховує вид оброблення: при свердлінні $k_b=1,0$; при розсвердлюванні $k_b=0,95$.

Зміну твердості матеріалу заготовки можна проілюструвати коефіцієнтом k_m :

$$k_t = \frac{HB_{max}}{HB_{min}}, \quad (2)$$

де HB_{max} , HB_{min} – середньостатистична твердість матеріалу заготовки, найбільша та найменша, відповідно.

Слід зауважити, що для ряду чавунів та сплавів з титановими, вольфрамовими та молібденовими включеннями такі коливання можуть досягати 80-120% ($k_m=1,8-2,2$) [51].

Оскільки величини b ; k_v , $k_{мор}$, k_h і k_b для роботи обох лез є незмінним і їх добуток позначимо через D , то формулу (1) запишемо у вигляді:

$$P_z = p \cdot a^{1-m} \cdot D, \quad (3)$$

Питома сила опору різання [33]:

$$p = 1,36 \cdot \sigma_s \cdot \xi, \quad (4)$$

де σ_s – границя міцності матеріалу, МПа [26]:

$$\begin{cases} \sigma_s = 0,343 \cdot HB & \text{для сталі HB125-175} \\ \sigma_s = 0,362 \cdot HB & \text{для сталі HB > 175} \end{cases}, \quad (5)$$

ξ - коефіцієнт усадки стружки ($\xi=4-6$ [33]).

Товщина зрізу:

$$a = \frac{S}{2} \cdot \sin(\varphi), \quad (6)$$

де S – подача на 1 оберт шпинделя, мм/об.

Враховуючи, що значення сил P_z формуються на 2-х лезах інструменту і вирівнюється внаслідок існування кінематичного зв'язку, то можна записати:

$$k_T = \frac{HB_1}{HB_2} = \left(\frac{a_2}{a_1} \right)^{1-m} = \left(\frac{a_1 + \Delta}{a_1} \right)^{1-m}, \quad (7)$$

де HB_1 і HB_2 – твердість матеріалу на першому та другому лезі, відповідно; a_1 і a_2 – товщина зрізу на першому та другому лезі, відповідно.

Враховуючи вираз (7) після перетворень дістанемо:

$$\Delta = \left(\sqrt[1-m]{k_T} - 1 \right) \cdot S \cdot \sin(\varphi), \quad (8)$$

Графічна інтерпретація цієї залежності подана на рис. 3.

Проаналізуємо можливу зміну величини лезових осциляцій Δ внаслідок несиметричності різальних лез. Провівши аналіз аналогічний вищенаведеному, але з точки зору зміни кутів при вершині першого φ_1 і другого φ_2 леза свердла, отримаємо:

$$\frac{\sin(\varphi_1)}{\sin(\varphi_2)} = \left(\frac{a_1}{a_2}\right)^{1-m} = \left(\frac{a_1}{a_1 + \Delta}\right)^{1-m} \quad (9)$$

Якщо прийняти, що $|\varphi_1 - \varphi_2| = \tau_\varphi$ і прийнявши $\varphi_1 = (2/3)\pi$ [рад], то можна записати:

$$\frac{\sqrt{3}}{2 \cdot \sin\left(\frac{3}{2}\pi + \tau_\varphi\right)} = \left(\frac{S \cdot \sqrt{3}}{(S \cdot \sqrt{3}) + 2\Delta}\right)^{1-m} \quad (10)$$

Звідси :

$$\Delta = \frac{S \cdot \sqrt{3} \cdot \sqrt[2m-1]{\frac{2 \cdot \sin\left(\frac{3}{2}\pi + \tau_\varphi\right)}{\sqrt{3}} - S \cdot \sqrt{3}}}{2} \quad (11)$$

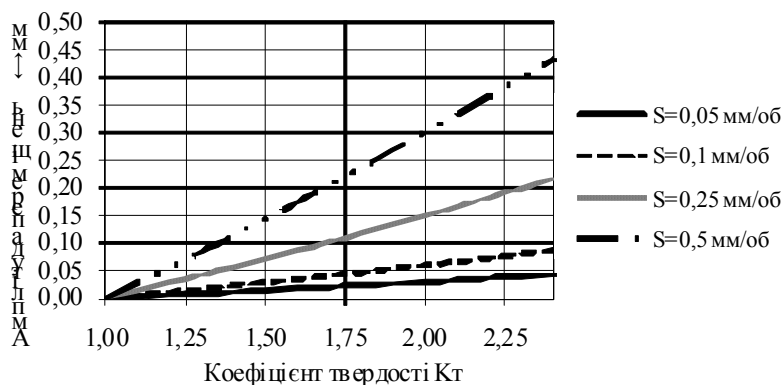


Рисунок 3 – Графічна залежність амплітуди лезових осциляцій Δ від коефіцієнту зміни середньостатистичної твердості матеріалу заготовки k_m при різних значеннях подачі S

Для захисту адаптивного свердла від перевантаження нами було розроблено конструкція запобіжного патрона.

Патрон запобіжний виконаний у вигляді хвостовика 1, яким патрон вставляється у шпindel токарного верстату, а другий правий кінець хвостовика виконано у вигляді циліндричної частини 2 на якій встановлено циліндричний корпус 3 з можливістю осьового і кругового переміщення. З лівого торця цього корпусу рівномірно по колу виконані відкриті сферичні виїмки 4 глибиною H , наприклад чотири, в які встановлені кульки 5, які знизу взаємодіють з сферичними виїмками 6 глибиною h циліндричної частини хвостовика 2. З другої сторони кульки 5 взаємодіють з торцевою частиною циліндричного прижима 7 з можливістю осьового переміщення, який з другого торця взаємодіє з пружиною стиснення 8, яка з другого кінця взаємодіє з шайбою і регульовальними гайками 9. Причому $H > h$.

З лівого торця циліндричного корпусу 3 встановлено упор 10, в торцевій частині якого рівномірно по колу завальцовано, наприклад, три кульки 11, які є у взаємодії з оброблювальною деталлю 12, при завершенні технологічного процесу обробки, наприклад, отвору. В центрі упора 10 виконано квадратний отвір 13 для встановлення, наприклад, свердла 14, або іншого ріжучого інструменту.

З правої сторони від сферичних виїмок 6 на циліндричній частині хвостовика 2 виконане радіусне кільце 15 радіусом рівним радіусу кульок 5, які

попадають в нього під час завершення технологічного процесу обробки отворів і при цьому припиняється подача крутного моменту від хвостовика 1 на упор 10 і ріжучий інструмент. Причому відстань між центрами радіусного кільця 15 і сферичних виїмок 6 (b) є меншою величини зазору між торцем отвору циліндричного корпусу 3 і торцем циліндричної частини хвостовика 2 $B > b$.

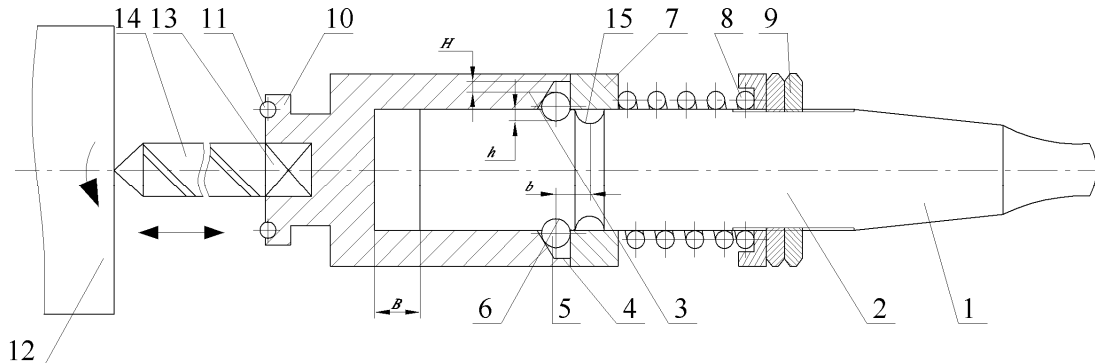


Рисунок 4 – Патрон запобіжний

Робота патрона здійснюється наступним чином. Патрон запобіжний хвостовиком 1 встановлюється в шпindel токарного верстату (на кресленні не показано). Включається верстат, крутний момент передається на хвостовик 1 і циліндричну його частину 2 і через кульки 5 на циліндричний корпус 3 і далі на упор 10 і свердло 14. При завершенні технологічного процесу кульки 11 впираються в торець оброблюваної деталі 12 і при цьому під дією осьового зусилля переміщуються вправо. Кульки 5 відсовують вправо циліндричний прижим 7 і виходять з сферичних виїмок 6, переміщуються вправо і попадають в радіусне кільце 15. При цьому відбувається пробуксовування ведучої половини патрона відносно веденого. Виключають верстат, деталь 12 знімають з верстата і ставлять наступну. Зусиллям 5...10 кг, вручну або механізовано циліндричний прижим 7 переміщують з кульками 5 вліво так, щоб вони попали в сферичні виїмки 6. Після чого технологічний процес продовжується.

До переваг патрона запобіжного відноситься відпрацьованість його конструкції на технологічність і розширення технологічних можливостей оброблення отворів адаптивним інструментом.

Висновки

В роботі представлено основні конструктивні параметри адаптивного свердла з міжлезовим гідравлічним зв'язком. З врахуванням основних технологічних і експлуатаційних характеристик адаптивного свердла розроблено конструкцію запобіжного патрона та проаналізовано принцип роботи даного запобіжного механізму. До переваг патрона запобіжного відноситься відпрацьованість його конструкції на технологічність і розширення технологічних можливостей оброблення отворів адаптивним інструментом.

Література:

- [1] Семинский В.К., Вирченко П.Г., Платонов С.А. Приспособление и инструмент для токарных станков .К. Изд. «Техника», 1977, 348 с.
- [2] Поляков В.С., Барабаш И.Д. Муфты. Конструкции и расчет. Изд. 4, переработ. и доп. Л., «Машиностроение», 1973, 336 с.
- [3] Декларацийний патент України №51937А, МПК В23В51/06. Інструмент для свердління глибоких отворів / Луців І.В., Брошак І.І. - №2001107135; Заявл. 22.10.2001; Опубл. 16.12.2002, Бюл.№12. - 3 с.

УДК 621.95.08

Коротун М.С., Малышко И.А., Киселева И.В.
ДонНТУ, Донецк, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛ ПОДПОРА ПРИ СВЕРЛЕНИИ МАТЕРИАЛОВ, ДАЮЩИХ СЛИВНУЮ СТРУЖКУ

The research of this article is analysis of chip formation and chip removing from the combined tap and drill tool. It was found the operating force on chip in a process of cutting at boring. This force is promotes for chip removing from the tool.

Введение

Известно, что увеличение степени автоматизации значительно увеличивает стоимость оборудования. Поэтому для снижения себестоимости продукции необходимо максимально сократить вспомогательное время. При обработке на многооперационных станках достаточно много времени тратится на работу механизма автоматической смены инструмента, особенно при его частой смене. Наиболее часто приходится менять инструмент при обработке отверстий с использованием 3-5 различных инструментов для достижения заданной точности. Это наблюдается, например, при обработке корпусных деталей, когда на осевые инструменты приходится свыше 50% от общего количества инструментов, налаживаемых на операцию.

Одним из путей сокращения времени, затрачиваемого на смену инструмента, является применение комбинированных осевых инструментов. С этой точки зрения перспективным является использование комбинированного сверла-метчика.

Размеры обрабатываемого отверстия (l, d) определяют объем срезаемого металла и площадь обрабатываемой поверхности. Режимы резания (V, s, t) определяют объем металла, снимаемого в единицу времени. Скорость движения стружки относительно оси инструмента определяет пропускную способность стружечных канавок.

Скорость движения стружки, прежде всего, зависит от ее формы. При сливной стружке ленточной формы скорость ее движения прямо пропорциональна скорости резания и обратно пропорциональна коэффициенту усадки стружки. При завитой стружке скорость ее движения будет определяться также шагом спирали, причем шаг завитков определяется углом схода стружки.

При диаметре завитков больше диаметра стружечной канавки происходит пакетирование стружки. Для устранения этого недостатка рекомендуется дробить стружку, например, за счет выбора соответствующего угла схода стружки, прерывистого резания, уступов и т.д. Но, как показывает опыт, элементная стружка также пакетируется. Особенно остро проблема пакетирования стружки стоит при использовании комбинированного инструмента.

Цель работы

Целью данной работы является анализ процессов, происходящих в процессе врезания сверла в материал, и определение сил подпора действующих на стружку, которые могут препятствовать ее пакетированию в стружечных канавках.

Основная часть

В большинстве случаев комбинированные сверла-метчики изготавливают с общими стружечными канавками для отвода стружки из под сверла и метчика. Основной проблемой при работе такого инструмента, является опасность попадания стружки, образовавшейся при сверлении и нарезании резьбы, под зубья метчика, что может привести к его заклиниванию и поломке.

Для уменьшения вероятности защемления стружки, большинством авторов предлагается делать сверло в два раза длиннее обрабатываемого отверстия, чтобы стружка успела беспрепятственно выйти до начала работы метчика. Но при этом существенно увеличивается время обработки, снижается жесткость инструмента.

Для того, чтобы избежать попадания стружки, образовавшейся при сверлении, под зубья метчика, необходимо, чтобы она была выведена из отверстия вдоль поверхности обрабатываемой детали до начала работы метчика (рис.1). Этого можно достичь, обеспечив стружке достаточную скорость движения по стружечным канавкам.

Известно, что подъем стружки на высоту до двух диаметров осуществляется за счет сил подпора, возникающих вследствие стружкообразования. Для подъема стружки на большую высоту необходимо иметь новый источник сил, в качестве которого можно использовать инерционные силы, которые возникают вследствие вращательного движения инструмента.

Известно дифференциальное уравнение, позволяющее рассчитать инерционную силу, заставляющую стружку двигаться по стружечной канавке при установившемся процессе резания [1]. Однако, это уравнение не учитывает процесс врезания сверла в металл и силу подпора, возникающую при сверлении. При врезании на стружку действуют силы подпора, которые на этом этапе являются единственной движущей силой для стружки. Влияние этой силы в предыдущих исследованиях не было изучено.

Во время врезания стружка будет двигаться, накапливаясь в стружечной канавке, а часть стружки будет отбрасываться в сторону центробежными силами до того момента, пока сверло не коснется ленточкой стенки обработанного отверстия, то есть после окончания процесса врезания.

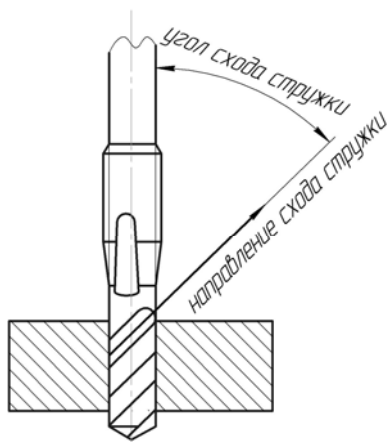


Рисунок 1 – Направление схода стружки при работе комбинированным сверлом-метчиком

После окончания врезания, благодаря центробежной силе, стружка прижимается к поверхности обработанного отверстия и затем, в связи с подпором наклонной поверхности стружечной канавки, поднимается вверх по винтовой поверхности канавки.

Силу подпора, действующую на элемент стружки, можно определить исходя из сил, действующих на переднюю поверхность резца.[4] (рис.2).

$$P_N = \frac{P_\tau \sin \beta - N \sin \gamma + \mu N \cos \gamma}{\cos \beta}, \quad (1)$$

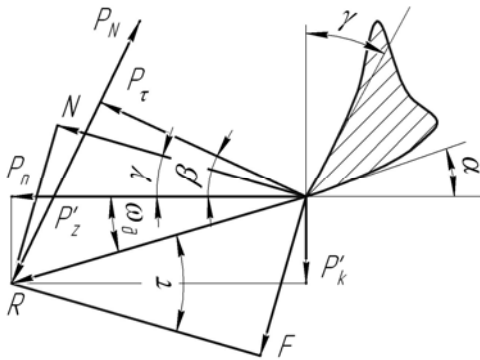


Рисунок 2 – Схема сил, действующих на переднюю поверхность инструмента

где P_τ - сила сдвига элемента стружки;
 N - сила нормального давления, действующая со стороны стенки отверстия на элемент стружки; $\mu = \frac{F}{N} = \text{tg}(\omega_\delta + \gamma)$ - коэффициент внешнего трения для обрабатываемого материала; ω_δ - угол действия; β - угол сдвига; γ - передний угол сверла.

Сила сдвига элемента стружки определяется зависимостью [4]

$$P_\tau = \frac{\tau ab}{\sin \beta}, \quad (2)$$

где τ - касательная напряжений сдвига в условиях резания;

a - толщина среза;

b - ширина среза;

β - угол сдвига, который можно найти по формуле, полученной Виноградовым А.А. [3] для сверла,

$$\beta = \text{arctg}\left[\frac{2C_{\max} - S \cos \gamma}{S \sin \gamma}\right],$$

$C_{\max} = 0,23$ - максимальная длина контакта стружки с передней поверхностью инструмента для сверла.

S - величина подачи.

Сила нормального давления, действующая со стороны стенки обрабатываемого отверстия на стружку, равна [2]

$$N = \frac{P_z}{\cos \omega_\delta} \cos(\omega_\delta + \gamma). \quad (3)$$

Составляющую силы резания P_z для сверления можно определить из уравнения [2]

$$P_z = \tau \frac{ab}{\sin \beta} \times \frac{\cos \omega_\delta}{\cos(\omega_\delta + \beta)}. \quad (4)$$

Расчеты проводились для комбинированного сверла-метчика, предназначенного для обработки отверстия М10мм. Угол в плане сверла $2\varphi = 120^\circ$, величине подачи $s = 0,31$ мм/об, скорости резания $V = 35$ м/мин.

Чтобы определить время врезания инструмента необходимо определить путь врезания (рис.3).

Для сверла М10 величина врезания

$$h_{ep} = \frac{D - d_c}{2} \text{ctg} \varphi = \frac{10 - 2}{2} \text{ctg} 60^\circ = 2,3$$

мм

где $d_c = 2$ мм - длина поперечной режущей кромки сверла;

$D = 10$ мм - диаметр сверла;

$\varphi = 60^\circ$ - главный угол в плане.

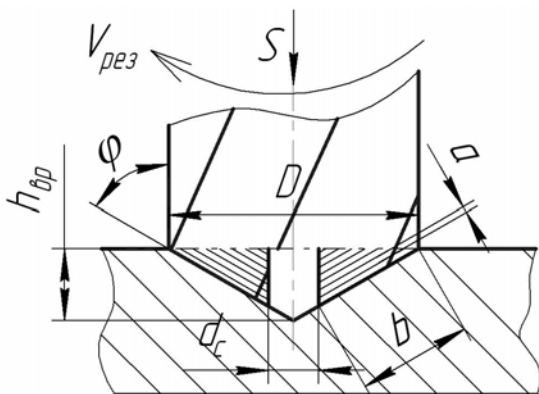


Рисунок 3 - Врезание сверла

$$\text{Длина главной режущей кромки } b = \frac{D - d_c}{2 \sin \varphi} = \frac{10 - 2}{2 \times \sin 60^\circ} = 4,61 \text{ мм}.$$

Определим число оборотов k , сделанных сверлом при врезании на глубину 2,3 мм

$$k = \frac{h}{s} = \frac{2,3}{0,31} = 7,4 \approx 8.$$

Время врезания инструмента на величину h будет равно

$$t = \frac{h}{ns} = \frac{2,3}{0,31 \times 1115} = 0,0067 \text{ мин} \approx 0,4 \text{ с},$$

$$\text{где } n = \frac{1000v}{\pi d} = \frac{1000 \times 35}{3,14 \times 10} = 1114,6 \text{ об/мин}.$$

Таким образом, стружка, сходящая по сверлу, начнет касаться внутренней поверхности обрабатываемого отверстия через 0,4с после начала врезания инструмента. За это время сверло коснется ленточкой обрабатываемого отверстия, и на стружку начнут действовать сила подпора при резании и инерционная сила.

Определим составляющие сил, входящие в уравнение для определения силы подпора, действующей на стружку в процессе врезания.

Из уравнения (3) главная составляющая силы P_z , входящей в формулу силы F на передней поверхности, равна

$$P_z = \tau \frac{ab}{\sin \beta} \times \frac{\cos \omega_\delta}{\cos(\omega_\delta + \beta)} = 333 \left(\frac{0,13 \times 4,6}{\sin 61^\circ} \times \frac{\cos 16^\circ 40'}{\cos(16^\circ 40' + 61^\circ)} \right) = 228,9 * 4,8 = 1098,7 \text{ Н},$$

где $\tau = 333 \text{ Н/мм}^2$ - напряжение сдвига в условиях резания для стали 45;

$$a = \frac{s}{2} \sin \varphi = \frac{0,31}{2} \times \sin 60^\circ = 0,155 \times 0,5 = 0,13 \text{ мм} - \text{толщина среза};$$

$$b = \frac{D - L_n}{2 \sin \varphi} = \frac{10 - 2}{2 \sin 60^\circ} = \frac{8}{1,7} = 4,6 \text{ мм} - \text{ширина среза};$$

$$\omega_\delta = \arctg \frac{P_x}{P_z} = \arctg \frac{0,3}{1} = \arctg 0,3;$$

$\text{tg } \omega_\delta = 16^\circ 40'$ - угол действия.

$$\beta = \arctg \left[\frac{2C_{\max} - S \cos \gamma}{S \sin \gamma} \right] = \arctg \left[\frac{2 \times 0,23 - 0,31 \cos 18^\circ}{0,31 \sin 18^\circ} \right] = \arctg [1,9] = 61^\circ - \text{угол}$$

сдвига по формуле, полученной Виноградовым А.А. [3] для сверла.

В расчетах использовали значение переднего угла γ , рассчитанное для середины режущей кромки сверла

$$\text{tg } \gamma = \frac{D_x \text{tg } \omega}{D \sin \varphi} = \frac{25 \times \text{tg } 30^\circ}{10 \times \sin 60^\circ} = 0,33.$$

$$\gamma = 18^\circ.$$

Определим силу сдвига, действующую на элемент стружки, по формуле (5)

$$P_\tau = \frac{\tau ab}{\sin \beta} = \frac{333 \times 0,13 \times 4,6}{\sin 61^\circ} = 228,9 \text{ Н}.$$

Для определения силы P_N , действующей на передней поверхности сверла,

необходимо знати силу P_τ , силу нормального давления N со стороны стенки отверстия и коэффициент трения μ между стенкой обрабатываемого отверстия и направляющей ленточки сверла.

$$N = \frac{P_z}{\cos \omega_\delta} \cos(\omega_\delta + \gamma) = \frac{1098,7}{0,96} \cos(17^\circ + 18^\circ) = 937,5H ,$$

$$F = \frac{P_z}{\cos \omega_\delta} \sin(\omega_\delta + \gamma) = \frac{1098,7}{0,96} \sin(17^\circ + 18^\circ) = 656,4H .$$

Тогда сила P_N , которая действует на стружку, будет равна

$$P_N = \frac{P_\tau \sin \beta - N \sin \gamma + \mu N \cos \gamma}{\cos \beta} = \frac{228,9 \times \sin 61^\circ - 937,5 \times \sin 18^\circ + 0,7 \times 937,5 \cos 18^\circ}{\cos 61^\circ} =$$

$$= \frac{199,1 - 281,2 + 624,1}{0,48} = 1129,2H ,$$

где $\mu = \frac{F}{N} = \operatorname{tg}(\omega_\delta + \gamma) = \frac{656,4}{937,5} = \operatorname{tg}(18^\circ + 17^\circ) = 0,7$ - коэффициент внешнего трения для стружки из стали 45.

Таким образом, мы определили, что сила, действующая на стружку при резании, для сверла $d=10\text{мм}$ и стали 45, при заданных параметрах обработки $P_n = 1129,2H$. Эта сила помогает инерционным силам в подъеме стружки, и оказывает существенное влияние на движение стружки по стружечным канавкам сверла.

Эта работа является первым этапом исследования транспортировки стружки по стружечным канавкам сверла под действием сил подпора и инерционных сил, действующих на стружку. Следующим этапом является определение инерционных сил при сверлении и нарезании резьбы.

Литература:

- [1] Малышко И.А., Киселева И.В., Сурженко А.Н. Исследование условий транспортировки стружки по винтовым канавкам осевых инструментов// Оснастка-94. Материалы международной конференции. – Киев: общ. «Знание», 1994. – С.82-85.
- [2] Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. М., Машиностроение, 1975г, 344 с.
- [3] Виноградов В.В. Физические основы процесса сверления труднообрабатываемых материалов твердосплавными сверлами. – К.: Наук.думка,1985. – 264 с.
- [4] Матюха П.Г. Теорія різання. Навчальний посібник. - Донецьк: ДонНТУ, 2005. – 258с.

УДК 621.952

Дзюра В., Крук В.В.

ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ІНЖЕНЕРНА МЕТОДИКА РОЗРАХУНКУ ОСНОВНИХ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТУ ДЛЯ ДОРНУВАННЯ ВНУТРІШНІХ ПІВКРУГЛИХ ШЛІЦЕВИХ КАНАВОК

The construction of mandrel and methodic of account of mine contractual parameters for treatment inside half-round groove slots are given. The analytical dependence for detecting mine contractual parameters of ball mandrel and maximum forces of treatment are given.

Вступ

Індивідуальний підхід до проектування технологічних процесів, з метою збільшення продуктивності оброблення профільних отворів, а також використання в конструкціях машин елементів, які вимагають для їх оброблення проектування спеціального інструменту, зобов'язує розробити методику розрахунку основних конструктивних параметрів інструменту в залежності від конструктивних особливостей оброблюваних поверхонь і фізико-механічних властивостей матеріалу заготовки.

Аналіз останніх досліджень. Питаннями теорії і практики визначення конструктивних параметрів інструментів для дорнування отворів займався ряд науковців [1, 2, 3], однак цілий ряд питань залишаються не вирішеними.

Мета дослідження. Метою дослідження є розробка удосконаленої конструкції лінії для порізки конвеєрної стрічки з бухти на полоси з механізованим завантаженням.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромислому комплексі» на 2003-2007 роки

Основна частина

Для проектування інструменту необхідно визначити залежні і незалежні параметри і послідовність їх визначення в залежності від конструктивних особливостей і фізико-механічних властивостей оброблюваної заготовки.

Конструктивні параметри заготовки це:

- радіус канавки r_k , мм;
- діаметр отвору втулки $d_{отв}$, мм;
- глибина канавки, h_k , мм;
- кількість канавок в втулці m ;
- загальна величина припуску, яку необхідно зняти Δ , мм;
- границя міцності матеріалу канавки на контактне руйнування $[\sigma_6]$, МПа.

Основними конструктивними параметрами інструменту для дорнування ПШК є:

- діаметр оправки дорна під останньою кулькою d_k мм;
- зовнішній діаметр дорна в зборі D_d , мм;
- діаметр дорнуючих елементів d , мм;
- кількість дорнуючих елементів в ряді n ;
- кількість дорнуючих елементів в радіальному січенні k ;

- кут між канавками в сепараторі ψ , град;
- величина кута робочого конуса оправки θ , град;
- довжина робочого конуса оправки $l_{p.k.}$, мм;
- величина підйому на одну кульку i , мм;
- відстань між лунками в сепараторі l_k , мм;
- загальна довжина сепаратора L_c , мм;
- товщина упорного пояса l_n , мм;
- діаметр упорного пояса, D_n , мм;
- товщина сепаратора b , мм;
- внутрішній діаметр сепаратора d_c , мм;
- зовнішній діаметр сепаратора D_c , мм.

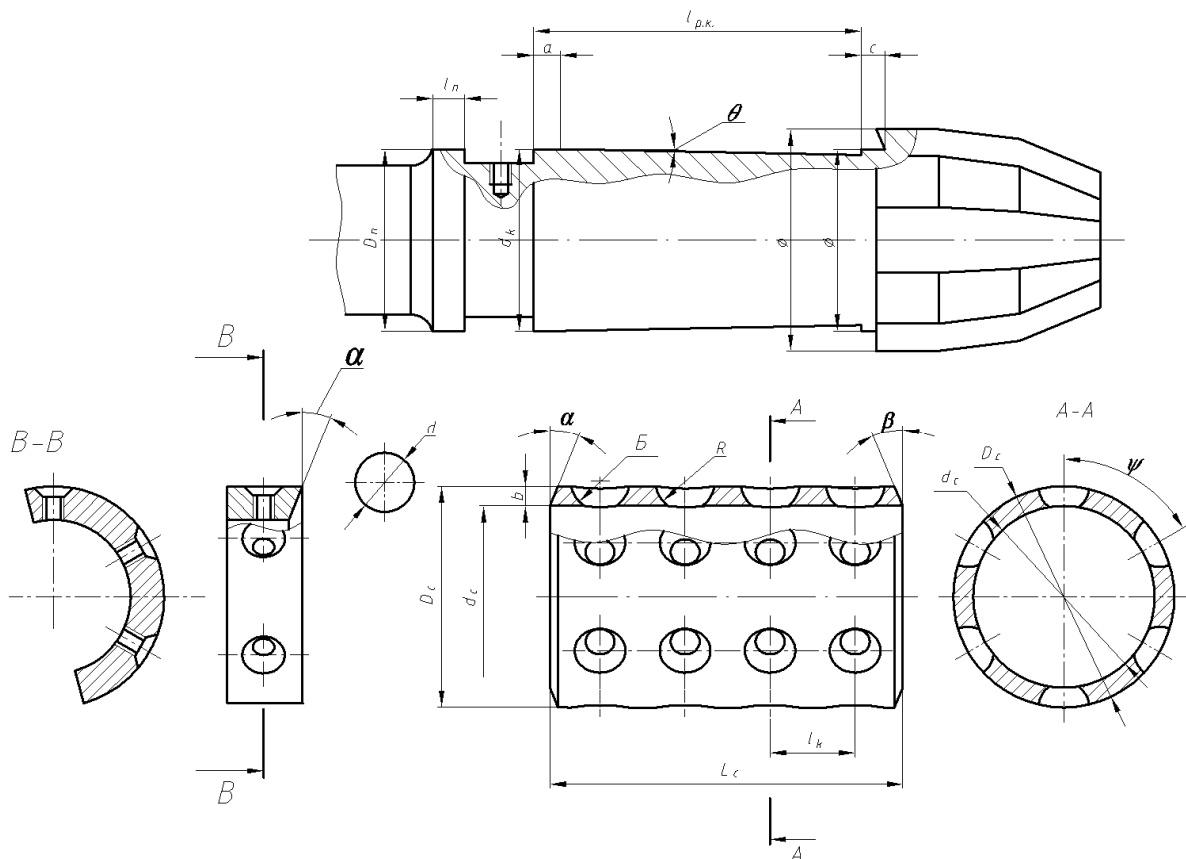


Рисунок 1 – Розрахункова схема для визначення конструктивних параметрів дорна для оброблення півкруглих шліцевих канавок

Порядок визначення конструктивних параметрів дорна буде наступним:

1. Кількість дорнуючих елементів в радіальному січенні k , буде рівна кількості півкруглих шліцевих канавок m , які необхідно обробити;
2. Кут між канавками в сепараторі ψ , визначається з формули:

$$\psi = \frac{360}{k}. \quad (1)$$

3. Діаметр оправки дорна під останньою кулькою d_k визначається за допомогою розмірного аналізу процесу дорнування і конструкції дорна і залежить від величини пружно-пластичної деформації оброблюваної заготовки;

Наприклад, для оброблення ПШК з зовнішнім діаметром 60мм:

- для товщини стінки оброблюваної заготовки 6-30мм: $d_k = 34,72^{+0,06}_{+0,02}$;

– для товщини стінки оброблюваної заготовки 30-60мм: $d_k = 34,68^{+0,06}_{+0,02}$;

– для товщини стінки оброблюваної заготовки >60мм: $d_k = 34,6^{+0,06}_{+0,02}$;

4. Зовнішній діаметр дорна в зборі D_{∂} , мм;

Ця величина є залежною від діаметра оправки під останньою кулькою, діаметра самих кульок і товщини оброблюваних заготовок. Вона також визначається за допомогою розмірного аналізу. Для прикладу наведемо значення зовнішнього діаметра дорна для трьох діапазонів товщин стінок заготовок:

– для товщини стінки деталі 6-30мм: $d_k = 34,72^{+0,06}_{+0,02}$; $d_i = 60,12^{+0,08}$

– для товщини стінки деталі 30-60мм: $d_k = 34,68^{+0,06}_{+0,02}$; $d_i = 60,08^{+0,08}$

– для товщини стінки деталі >60мм: $d_i = 60,0$ мм.

5. Діаметр дорнуючих елементів d , повинен відповідати діаметру канавки, яку необхідно обробити, тобто $d = 2r_k$;

6. Кількість дорнуючих елементів в ряді n визначається з залежності:

$$n = \frac{\Delta}{i}, \text{ шт.} \text{ – для деталей з пластичний матеріалів;}$$

$$n = \frac{\Delta}{i} + 1, \text{ шт.} \text{ – для деталей з малопластичний матеріалів;}$$

7. Величина підйому на одну кульку i :

Для випадку кінцевого формування канавки ($h_k \rightarrow r_k$) якщо ця величина не є рекомендованою для певного випадку, то вона визначається як $i = \frac{\Delta}{n}$ мм.

8. Відстань між центрами лунок в сепараторі l_k визначається з залежності:

$$l_k = d + \delta_3, \quad (2)$$

де δ_3 – товщина стінки сепаратора між кульками в осьовому напрямку, $\delta_3 \approx (1,3-1,5)d$, мм.

9. Довжина робочого конуса оправки $l_{p.k.}$ рівна сумі відстаней між (робочими елементами) кульками з величиною запасу δ_1 і δ_2 .

$$l_{p.k.} = \sum_1^n l_k + \delta_1 + \delta_2, \text{ мм;} \quad (3)$$

10. Величина кута робочого конуса оправки θ , визначається як:

$$\theta = \arcsin \frac{\Delta}{n(d + \delta_3)}; \quad (4)$$

11. Товщина сепаратора b рівна різниці зовнішнього і внутрішнього діаметрів сепаратора:

$$b = D_c - d_c. \quad (5)$$

12. Внутрішній діаметр сепаратора d_c :

Величина внутрішнього діаметра сепаратора дорна повинна дорівнювати зовнішньому діаметру оправки дорна під останньою кулькою, але з врахуванням того, що посадка сепаратора на оправку повинна бути з зазором.

$$d_c = d_k. \quad (6)$$

13. Зовнішній діаметр сепаратора D_c :

Зовнішній діаметр сепаратора повинен бути не більшим:

$$D_c < d_k + d - h_k - \delta. \quad (7)$$

де δ – гарантований зазор для забезпечення проходження інструменту, $\delta=3-5$ мм.

Це забезпечить утворення необхідного півкруглого профілю канавки та міцність сепаратора інструменту.

14. Загальна довжина сепаратора L_c :

Загальна довжина сепаратора рівна сумі довжини робочого конуса і довжині контактної пояски c в передній частині сепаратора.

$$L_c = l_{p.k.} + c \quad (8)$$

14. Товщина упорного пояски l_n :

Ця величина визначається за умови забезпечення міцності упорного пояски на зріз в осьовому січенні і залежить від осевої величини зусилля дорнування.

15. Діаметр упорного пояски, D_n .

Повинен дорівнювати зовнішньому діаметру сепаратора дорна

16 Максимальне зусилля дернування P_i :

$$P_i = 2 \arccos\left(1 - \frac{h}{R}\right) \sigma_e m R^2 \left(\frac{\Delta}{R} + \mu \left(1 - \frac{\Delta}{4R}\right) \sqrt{\frac{2\Delta}{R}}\right) k. \quad (9)$$

Дійсне значення зусилля дорнування не матиме стабільного характеру. Воно змінюватиметься в залежності від кількості робочих елементів, що братимуть участь в обробці канавок деталі. Короткочасні перевантаження залежать від довжини оброблюваної канавки і відстані між дорнуючими елементами в осьовому напрямку

Висновки

Розроблено методику визначення основних конструктивних параметрів кулькового дорна для оброблення внутрішніх півкруглих шліцевих канавок. Встановлено послідовність визначення залежних параметрів від початкових даних. Також приведено аналітичну залежність для визначення максимального осевого зусилля дернування в залежності від конструктивних і технологічних параметрів.

Література:

- [1] Справочник технолога-машиностроителя. В двух томах. Изд. 3-е переработ. Том.2. Под ред. канд. техн. наук А.Т. Косиловой и Р.К. Мещерякова. М.: Машиностроение, 1985, 496с.
- [2] З.Ю. Шагалова, Н.Г. Сиротинко. Конструювання різального інструменту. – К.: Вища школа, 1970. – 267с.
- [3] Э.Н. Гулида. Теория резания металлов, металлорежущие станки и инструменты. – Львов: Вища школа, 1976. – 334с.
- [4] Дзюра В.О. Технологічні основи процесу дорнування півкруглих шліцевих канавок деталей машин. // Вісник ТДТУ. 2007 – Т12 - №3, - С.102-106/
- [5] Висновок про видачу деклараційного патенту на корисну модель за результатами формальної експертизи. МПК В21С 37/06 Дорн для обробки напівкруглих шліцевих пазів. Гевко Роман Богданович, Дзюра Володимир Олексійович. Номер заявки u2007 05890. Заявл. 29.05.2007

РОЗДІЛ 2

ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.9.04

Кузнецов Ю.Н., Деневич Г.Е., Дмитриев Д.А., Фиранский В.Б.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

ПИРАМИДАЛЬНЫЕ КАРКАСНЫЕ КОМПОНОВКИ СТАНКОВ С ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ КИНЕМАТИКОЙ НА МОДУЛЬНОМ ПРИНЦИПЕ

The working area and possibility of application of module principle is preliminary appraised for planning and construction of parallel kinematics machine-tools is analyzed. On the basis of three-cornered form of location sending on principle new pyramidal arrangement is offered and forming motions are investigational new multi coordinate Mill/Drill milling machines of enhanceable inflexibility.

Введение

В настоящее время наметились мировые тенденции развития станкостроения, среди которых:

1. Высокоскоростная (High Speed Cutting) и высокопроизводительная (High Production Cutting) обработка на скоростях лезвийной обработки до 30 м/с. и подачах при чистовом фрезеровании до 0,5 мм/зуб. благодаря использованию прогрессивного режущего инструмента, высокооборотных мотор-шпинделей с высокоскоростными зажимными патронами [1], быстродействующих приводов перемещения узлов на скоростях до 60-200 м/мин с ускорениями от 0,5g до 5g.

2. Создание многофункционального, многоцелевого оборудования для реализации комбинированных и разнохарактерных методов обработки, что позволяет существенно сократить производственный цикл и повысить точность обработки при одной установке детали.

3. Новые компоновки станков с мехатронными системами, шарнирными штангами постоянной и переменной длины, что существенно упрощает конструкцию, уменьшает вес станка и создает оптимальные условия для высокоскоростной обработки.

4. Агрегатно-модульный принцип различного технологического оборудования с использованием унифицированных узлов и модулей для гамм однотипных станков.

Современное технологическое оборудование классифицируется по видам обработки (токарные, фрезерные и другие), которое имеет исторические традиции, но не отвечает требованиям современной технологии производства в результате многократного перебазируя деталей и значительного количества транспортных межоперационных процессов [2]. Внедрение новых технологий требует применения технологического оборудования с высоким уровнем интеграции операций, что позволяет выполнять комплекс разных технологических методов (разнообразные виды обработки, сварки, окрашивания, сборки, испытания, измерения и тому подобное) на одном рабочем месте за одну установку детали.

Основным направлением автоматизации процессов гибкого многономенклатурного серийного производства, которое удовлетворяет требованиям современной технологии производства есть создание агрегатно-

модульного програмно-управляемого быстроперенастраиваемого технологического оборудования, построенного на основе механизмов параллельной структуры (МПС). Подобное технологическое оборудование следует рассматривать не как усовершенствование существующих станочных систем традиционной компоновки, а как материальное воплощение нетрадиционного подхода к построению технологических процессов обработки, сборки, а также новых принципов конструирования современных станочных систем.

Идеология модульного формирования техники

Ошибочным является практика создания новой технической системы из "своих" оригинальных узлов, что ведет к хаосу и в производстве, и в эксплуатации. Лучше тот конструктор, что создает новую техническую систему из стандартных, хорошо отработанных узлов, используя принцип модульного формирования техники – комплектование разнообразных сложных нестандартных комплексов с большим различием характеристик из небольшого, экономически обоснованного типов и типоразмеров одинаковых первичных (типовых, унифицированных, или стандартных) общих элементов – модулей [3, 4, 5].

Модули – это самостоятельные изделия, имеющие автономную документацию на изготовление, прошедшие функциональную проверку и готовые монтажу. Модули могут легко соединяться, образуя сложные системы, разъединяться и заменяться с целью получения систем с другими компоновками и характеристиками при ремонте и модернизации.

Основное преимущество модульного принципа – наличие потенциальной возможности обеспечить предварительное (до начала проектирования) упорядочивание состава элементов технической системы.

Согласно модульного принципа техническая система состоит из конструктивных (КМ) и функциональных (ФМ) модулей.

КМ – вид модуль-изделия, предназначенного в основном, для формирования несущих конструкций технической системы и для размещения оборудования.

ФМ – вид модуль-изделия с установленным оборудованием, предназначенного, в основном, для выполнения одной или нескольких функций технической системы.

КМ относятся к стационарным блокам, а ФМ – к координатным блокам, приводам и оборудованию для выполнения вспомогательных, контрольных и других движений.

Принципы модульного построения станков с МПС

Возможности технологического оборудования с МПС слишком широкие, они могут выполнять практически все виды работ, связанных с обработкой, сборкой, испытанием и контролем изделий.

Важным условием агрегатно-модульного принципа является создание конкретных модулей и других компонентов технологического оборудования с параллельной кинематикой в соответствии с функциональным назначением, требованиями потребителей и конкретных условий производства.

Основным критерием эффективности проектирования модулей является минимизация их массы и размеров с целью уменьшения материалоемкости, характеристик прочности и динамики.

Конкретные модификации технологического оборудования с параллельной кинематикой, которые построены по агрегатно-модульному принципу, должны

удовлетворяют следующим требованиям: мощность, скорость и ускорение движений исполнительного органа, а также точность позиционирования, жесткость кинематических цепей, размеры рабочего пространства должны отвечать комплексу технологических задач, которые реализуются на оборудовании; кинематическая структура и компоновка технологического оборудования с параллельной кинематикой должны обеспечить минимальное количество манипуляционных движений исполнительного органа и необходимое количество степеней свободы для реализации всех технологических операций, которые должны на нем реализоваться; комплекс технологических операций, уровень их интеграции и темп выполнения, а также энергетические и финансовые расходы на внедрение нового технологического оборудования должны обеспечить технико-экономическую эффективность его эксплуатации.

Анализ структурных схем технологического оборудования с параллельной кинематикой показывает [6], что все оно состоит из определенного количества соответствующих модулей. Каждый модуль технологического оборудования с параллельной кинематикой имеет конкретное функциональное назначение.

Выбор конкретной модификации технологического оборудования зависит от комплекса технологических задач, массы и габаритных размеров детали, ее конструктивной формы, количества сторон, которые обрабатываются, а также конкретных требований потребителя.

Следует заметить, что достаточный и обязательный комплект модулей необходимо дополнить соответствующими системами, которые обеспечивают сервисные условия функционирования технологического оборудования, а именно системами: управления, контроля и диагностики, смазки, удаления стружки, автоматической смены инструмента и другими.

Каркасные компоновки станков с МПС

Создание станков на основе стержневых пространственных конструкций (при параллельной передаче нагрузок) обеспечивает достаточно жесткую пространственную форму (при заторможенных приводах).

В этих станках МПС обладают следующими основными свойствами: рационализация перераспределения движений и энергетических потоков за счет передачи их параллельными путями; использование кинематических звеньев в виде стержневой пространственной фермы, элементы которой работают только на растяжение-сжатие при отсутствии напряжений изгиба, что повышает жесткость технологической системы; минимизация масс подвижных элементов оборудования, количества соединений составных компонентов и их кинематических звеньев обуславливает повышение точности позиционирования исполнительных органов и улучшения динамических характеристик оборудования; геометрическая симметрия компоновки, модульное построение и расположение приводов на неподвижной несущей системе уменьшает расходы на производство и внедрение технологического оборудования нового поколения.

На основе треугольной формы расположения направляющих предложена принципиально новая пирамидальная компоновка многокоординатного сверлильно-фрезерного станка повышенной жесткости (рис. 1).

Оси механизмов поступательного движения имеют одну точку пересечения, расположенную над платформой с инструментальным исполнительным органом, и образуют правильную пирамиду. Станок имеет постоянную длину штанг, три цилиндрические направляющие и параллельно им три шарико-винтовых передачи

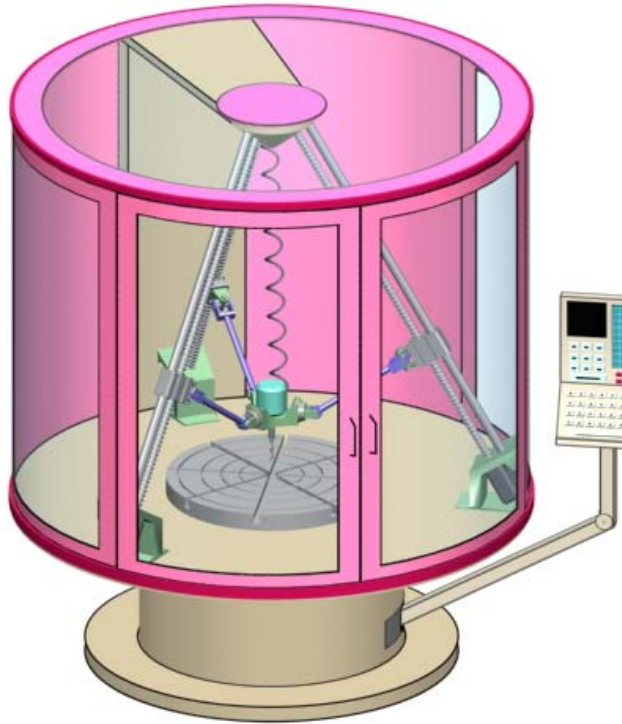


Рисунок 1 – Многокоординатный сверлильно-фрезерный станок повышенной жесткости

с опорами снизу. Направляющие упираются в подпятник, который закреплен на Г-образной траверсе.

Жесткость упругой пространственной рамной системы обеспечена конструктивно, а не металлоемким повышением сопротивления поперечных сечений кинематических звеньев и станины. Приближенное сравнение объемов пирамиды и призмы с одинаковой высотой и площадью основы рамной системы свидетельствует об уменьшении металлоемкости и веса новой компоновки станка примерно в два, три раза.

Учитывая все достоинства каркасной

компоновки, она была взята за основу для иллюстрации на схемном уровне модульного принципа компоновки.

Для синтеза новых компоновок станка с МПС необходимо определиться с основным набором модулей (табл. 1) и на их основе проработать сначала концептуально, а затем конструктивно конкретные реализации.

Используя модульный принцип каркасных компоновок и системно-морфологический подход с выделением основных морфологических признаков, можно синтезировать станки с различными технологическими возможностями (рис. 2).

Механизмы параллельной структуры с штангами постоянной длины нашли широкое применение в сверлильно-фрезерных станках [6, 7, 8]. При увеличении степени свободы исполнительного органа возникает необходимость увеличивать количество передающих звеньев, вследствие чего возрастают габариты и металлоемкость станка. Кроме того, усложняется расчет кинематических параметров на этапе проектирования компоновки станка. Поэтому, при развитии и анализе данных систем стремятся преобразовать традиционные механизмы и компоновки в новые, в которых учитывают эти недостатки [9]. На основе треугольной формы расположения направляющих предложена принципиально новая пирамидальная компоновка и исследованы формообразующие движения нового многокоординатного сверлильно-фрезерного станка повышенной жесткости [1]. Оси механизмов поступательного движения имеют одну точку пересечения, расположенную над платформой с инструментальным ИО, и образуют правильную треугольную пирамиду. Станок имеет укороченную длину штанг, три цилиндрические направляющие и параллельно им три шариковые передачи с опорами на нижней основе.

Таблица 1 – Примеры некоторых модулей станков с МПС

| Наименование | | |
|----------------------------|---|----------------------------------|
| Блока | Модуля | Графическое условное обозначение |
| 1 | 2 | 3 |
| Стационарный (неподвижный) | Станина (стол неподвижный) | |
| | Призматическая стойка (трехгранная) | |
| | Пирамидальная стойка (трехгранная) | |
| | Клиновидная | |
| Шпиндельный | Мотор-шпиндель | |
| | Самодействующая силовая головка электромеханическая | |

| Наименование | | |
|---------------------------|--|----------------------------------|
| Блока | Модуля | Графическое условное обозначение |
| 1 | 2 | 3 |
| Координатный традиционный | Долбежно-протяжная головка (штоссель) | |
| | Поступательный однокоординатный стол | |
| | Поступательный двухкоординатный (крестовый) стол | |
| | Поворотный одноосный | |
| Координатный с МПС | Подвижная инструментальная платформа на штангах постоянной длины | |
| | Подвижная инструментальная платформа на штангах переменной длины | |

Для дальнейших исследований и проверки характерных рабочих положений инструментальной системы был изготовлен макет сверлильно-фрезерного станка с МПС каркасной компоновки. В ходе проведенных экспериментов была проанализирована рабочая зона и предварительно оценена возможность применения модульного принципа для проектирования и построения данного типа станков.

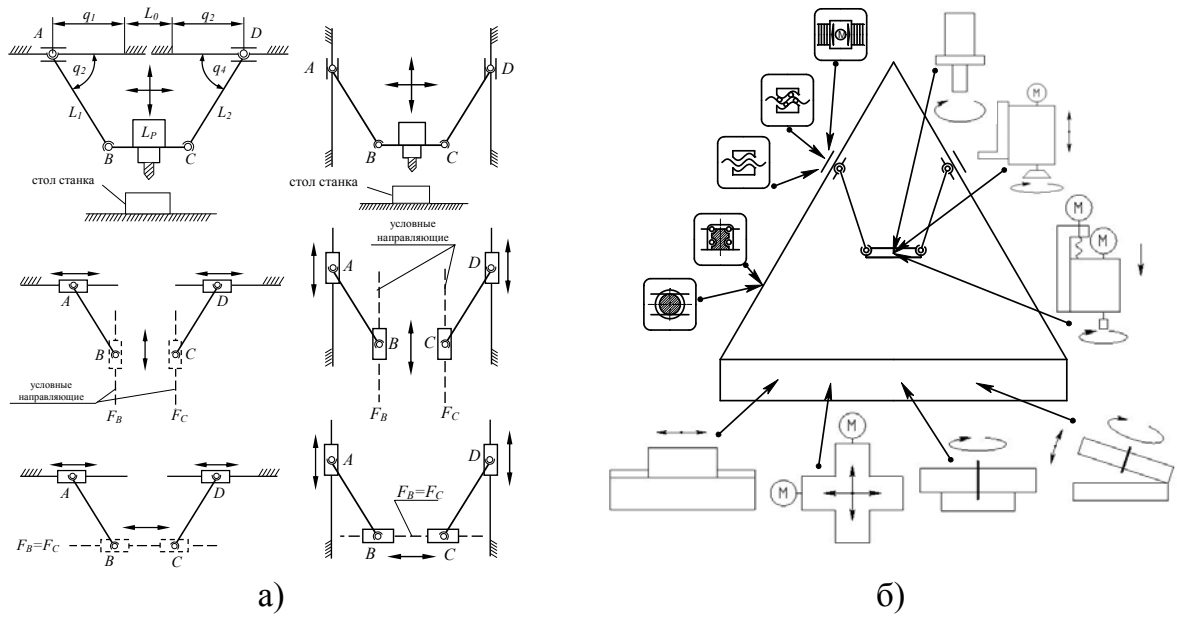


Рисунок 2 – Традиционное расположение МПС с параллельными приводными КП в пространстве: – а) и варианты использования различных модулей в новой пирамидальной каркасной компоновке станка с МПС – б)

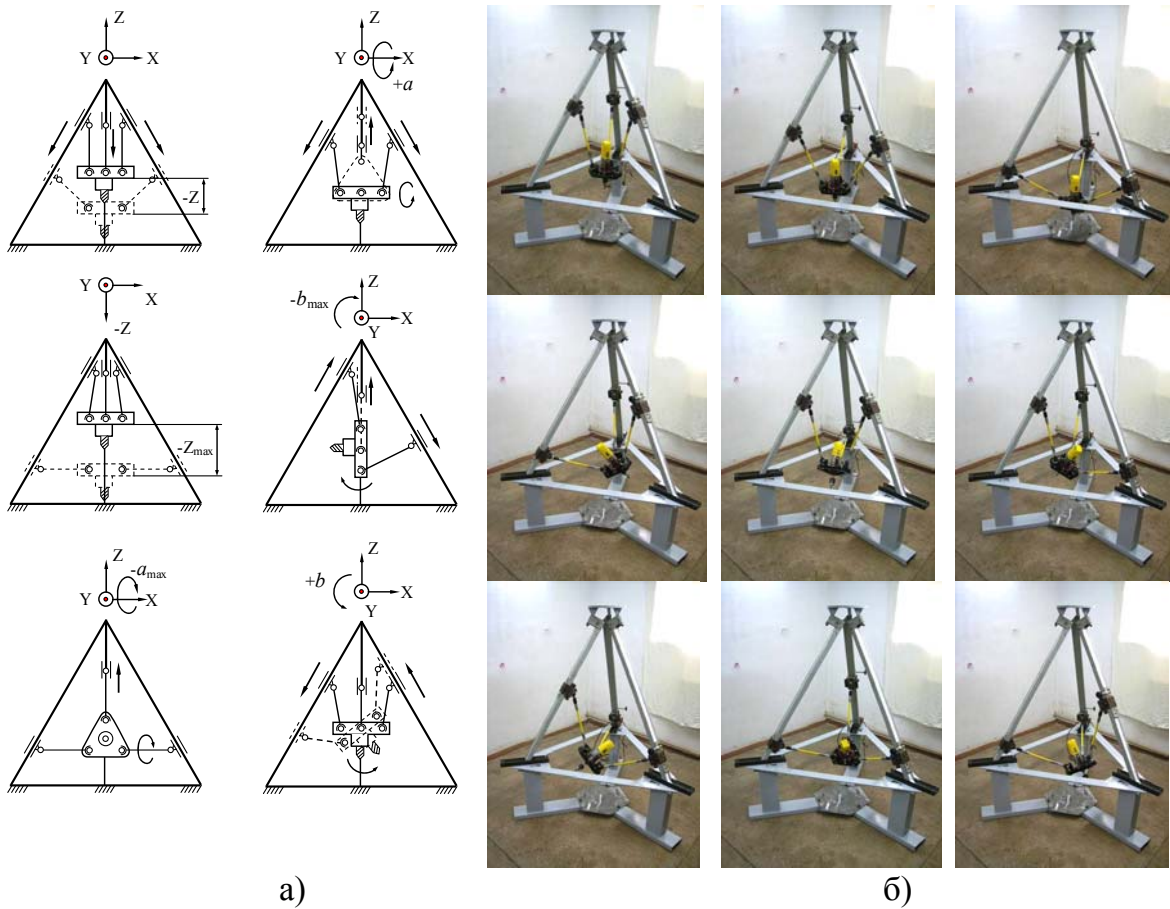


Рисунок 3 - Формообразующие движения – а) и характерные рабочие положения инструментальной системы в каркасной компоновке макета – б) сверлильно-фрезерного станка с МПС, построенном на модульном принципе

Выводы

Таким образом, учитывая конкретные требования потребителя и условия производства, можно сформировать любое, по функциональным назначением технологическое, оборудование с заранее заданными функциональными и технологическими возможностями путем рационального выбора комплекта составных модулей, который позволит значительно сократить срок технической подготовки и оперативно удовлетворить требования современного рынка сбыта станкостроительной продукции.

Литература:

- [1] Обрабатывающее оборудование нового поколения. Концепция проектирования / В.Л. Афонин, А.Ф. Крайнев, В.Е. Ковальов и др.; Под ред. В.Л. Афонина. М.: Машиностроение, 2001. – 256 с.
- [2] Врагов Ю.Д. Анализ компонок металлорежущих станков: Основы компоновки. – М.: Машиностроение, 1978.– 208с.
- [3] Аверьянов О.И. Модульный принцип построения станков с ЧПУ. – М.: Машиностроение, 1987.– 232с.
- [4] Амиров Ю.Д. Стандартизация и проектирование технических систем. – М.: Изд-во Стандартов, 1985. – 312с.
- [5] Васильев А.Л. Модульный принцип формирования техники. – М.: Изд-во Стандартов, 1989. – 240с.
- [6] Крижанівський В.А., Кузнецов Ю.М., Валявський І.А., Склярів Р.А. Технологічне обладнання з паралельною кінематикою.- Кіровоград, 2004. - 449с.
- [7] Афонин В.Л., Подзоров В.П., Слепцов В.В. Обрабатывающее оборудование на основе механизмов параллельной структуры. Под общ. ред. В.Л. Афонина. М.: – Учебное пособие., Издательство МГТУ СТАНКИН, Янус – К, 2006. – 452с.
- [8] Агрегатно-модульне технологічне обладнання: у 3-х част. Під ред. Ю.М. Кузнецова. Навч. посібник для ВНЗ. – Кіровоград, 2003 р.
- [9] Декомпозиция движений штанг постоянной длины в станках с параллельной кинематикой. Конф. "Научное пространство Европы-2008", Изд-во Руснаука, Харьков, с. 16-20 (www.rusnauka.com)

УДК 621.941.2

Вакуленко С.В.

НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ ПРУЖНИХ ХАРАКТЕРИСТИК ВУЗЛІВ ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА НА ОСНОВІ МЕТОДУ СКІНЧЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

In article the method of definition of elastic characteristics of construction of lathe PAB-350, which is based on finite element method, is considered. By results of research recommendations about improvement of elastic characteristics of elastic-system of a lathe have been presented.

Вступ

Вібростійкість системи верстата залежить головним чином від пружних параметрів її елементів таких як коефіцієнти жорсткості, їх співвідношення та орієнтація осей жорсткості відносно напрямку дії сили різання. Для забезпечення вібростійкості системи верстата її жорсткість повинна бути більшою в напрямку нормалі до оброблювальної поверхні чи в напрямку дії сили різання, а в інших напрямках жорсткість системи повинна бути меншою, щоб не спричинити втрату стійкості системи внаслідок координатного зв'язку [1]. Оптимальні параметри й оптимальну орієнтацію головних осей жорсткості пружної системи обчислюють виходячи з умови, що пружна система та процес різання мають лінійні характеристики, а напрямок дії сили різання незмінний. За подібним розрахунком для системи різець-супорт запропоновано прийняти кут орієнтації осей жорсткості за величиною рівним половині кута напрямку дії сили різання, а співвідношення між мінімальною й максимальною жорсткостями рівним 0,7 [2].

Загальні положення

Для знаходження пружних характеристик вузлів верстата, та підбору їх параметрів, що забезпечують необхідну динамічну якість верстата, проводять розрахунки за методикою, в якій прийнято ряд спрощень, а саме, більшість елементів верстата розраховують як балки з порожнистим перетином без урахування зміни форми профілю перетину при його деформації [1]. Використовуючи можливості сучасних обчислювальних технологій, пружно-деформований стан конструкцій вузлів верстата можна розраховувати більш зручним та точним методом скінчених елементів. Метод полягає в апроксимації суцільного середовища з нескінченим числом ступенів вільності сукупністю елементів, що мають скінченне число ступенів вільності. Тіло деталі розділяють на скінченні елементи, що зв'язані між собою в вузлових точках які розташовані на границі елемента, та встановлюють зв'язок між переміщенням вузлових точок та переміщенням самого скінченого елемента, встановлюють систему еквівалентних сил, що зосередженні в вузлах й зрівноважують напруження на границі елементів. Створені лінійні рівняння, що описують рух всієї системи, розраховують за допомогою спеціальних програм, таких як NASTRAN, ANSYS, MARC та інші.

Основна частина

Актуальним залишається питання визначення та аналізу пружних характеристик формоутворюючих вузлів сучасного токарного верстата ПАБ-350

і подальшого їх дослідження з метою підвищення динамічної якості під час різання. Токарний верстат ПАБ-350, призначений для виробництва коротких деталей типу кілець підшипників та фланців, має два вертикальні шпинделі та систему керування Siemens Sinumerik 840DI. Конструкція верстата має дві однакові оброблювальні гілки, які розташовані на спільній траверсі. Таке компоновальне рішення дає змогу одночасно проводити обробку на двох шпинделях без взаємного впливу. Враховуючи цю особливість побудови верстата, в дослідженні було розглянуто конструкції формоутворюючих вузлів лише однієї оброблювальної гілки. За наданими виробником (ВАТ «Веркон», м. Київ) кресленнями було побудовано спрощені твердотільні геометричні моделі формоутворюючих вузлів верстата, які максимально наближені до реальних конструкцій. На базі цих моделей за допомогою програмного комплексу UGS.FEMAP v 10.0.2 with NX Nastran 6.0 було підготовлено скінченно-елементну модель (рис. 1) [3]. Внесемо пояснення щодо конструкції верстата. Різцетримач 2 встановлений на інструментальному столі 1, який жорстко з'єднаний з підставкою 11. На підставці змонтована траверса 10, на якій на хрестовому супорті встановлена шпиндельна бабка.

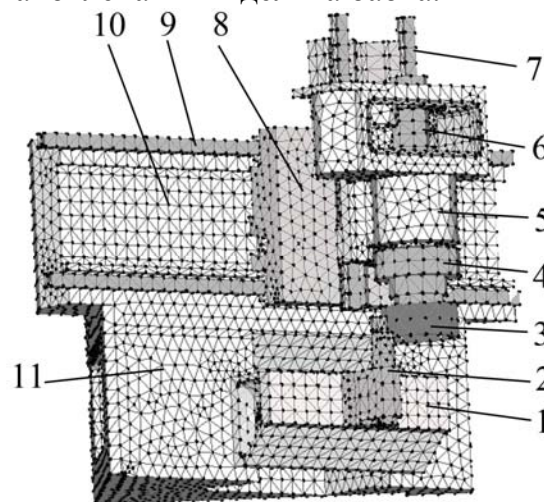


Рисунок 1 - Скінченно-елементна модель токарного верстата ПАБ-350

У шпиндельній бабці нижня полозка 8 здійснює повздовжнє переміщення за напрямними 9 відносно траверси, найбільший хід якої не перевищує 1300мм. Верхня полозка 5, яка є корпусом шпиндельної бабки, здійснює поперечне переміщення відносно нижньої ползки за напрямними 7 (найбільший хід 250 мм). В корпусі шпиндельної бабки на опорах кочення встановлено шпиндель 6, передня опора якого складається з триплексу підшипників типу 46130, а задня - з дуплексу підшипників типу 46126. В затискному патроні 4 встановлена деталь 3 у формі кільця.

Розрахункова скінченно-елементна модель є геометричним відображенням конструкції кожного вузла, поділеного сіткою скінчених елементів типу Solid, що має вигляд тетрагональної призми (4 кути, 4 поверхні). При побудові геометрії скінченно-елементної моделі вузлів верстата були внесені спрощення, що дали можливість суттєво зменшити розрахунковий час програми при збереженні всіх пружних властивостей реальної конструкції. Спрощення виконувалися на основі проведення аналізу конструкції кожного вузла за рахунок виключення другорядних дрібних елементів, зокрема, отворів малого діаметру, фасок, канавок та інших. Конструкція вузлів, що виконана з

елементів різного матеріалу, жорстко з'єднаних між собою (болтове з'єднання, посадка з натягом), замінюється суцільною скінченно-елементною моделлю яка має відповідні зони із різного матеріалу. Рухомі вузли, такі як повздовжня та поперечна полозки, моделюються як окремі тіла із спільною контактною поверхнею. В останніх версіях UGS.FEMAP формування зон контакту «поверхня-поверхня» здійснюється нескладним методом із застосуванням регіонів з наступними умовами моделювання контакту: моделювання зчеплення та ковзання, моделювання тертя та наявність невеликого відносного зсуву між контактуючими поверхнями. При створенні скінченно-елементної моделі підшипників кочення їх реальну конструкцію було замінено пружними елементами, що мають відповідні радіальні та осьові жорсткості, із урахуванням усіх контактних деформацій та пружних деформацій тіл кочення і кілець підшипників.

Підготовлені скінченно-елементні моделі вузлів верстата, при вирішенні контактної крайової задачі, дають змогу визначити деформації у вузлах конструкції, та їх вплив на переміщення деталі чи інструмента в точці різання. Іншими словами, задача дослідження зводиться до виявлення пружних параметрів вузлів верстата, приведених у точці різання, та побудови кругової діаграми жорсткості. За Кудіновим [4] приведена жорсткість спрощено відображає властивості складної пружної системи з розподіленими параметрами, а сама діаграма жорсткості надасть змогу виділити основні вісі жорсткості та їх кут розвороту відносно загальних вісей координат. Доцільним є знаходження приведеної кругової діаграми жорсткості пружних систем деталі та інструменту у двох площинах ZOY та ZOX . На рис. 2 та на рис. 3 представлена розрахункова схема пружної системи деталі як системи з трьома ступенями вільності, що складається з підсистем «повздовжня полозка», «поперечна полозка» та «шпиндель-патрон-деталь». Кожна з цих підсистем має власні пружні характеристики, які закладені конструкцією самих вузлів, а саме - показники жорсткості у трьох напрямках (напрямки головних осей жорсткості): C_{31} , C_{32} , C_{33} підсистеми «повздовжньої полочки», C_{21} , C_{22} , C_{23} підсистеми «поперечної полочки», C_{11} , C_{12} , C_{13} підсистеми «шпиндель-патрон-деталь» та, так звані, «центри жорсткості» [4] O_3 , O_2 , O_1 . Пружна система деталі характеризується параметрами приведеної жорсткості C_1 , C_2 , C_3 , що складають головні вісі жорсткості, які зорієнтовані відносно загальної системи координат кутами β_2 та β_3 .

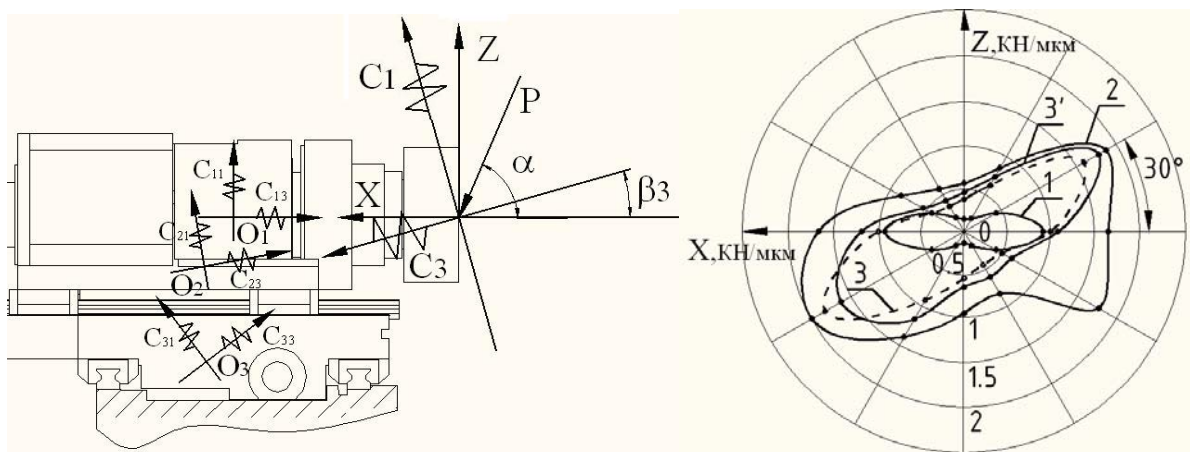


Рисунок 2 – Розрахункова схема пружної системи деталі та розрахункова кругова діаграма жорсткості в площині ZOX

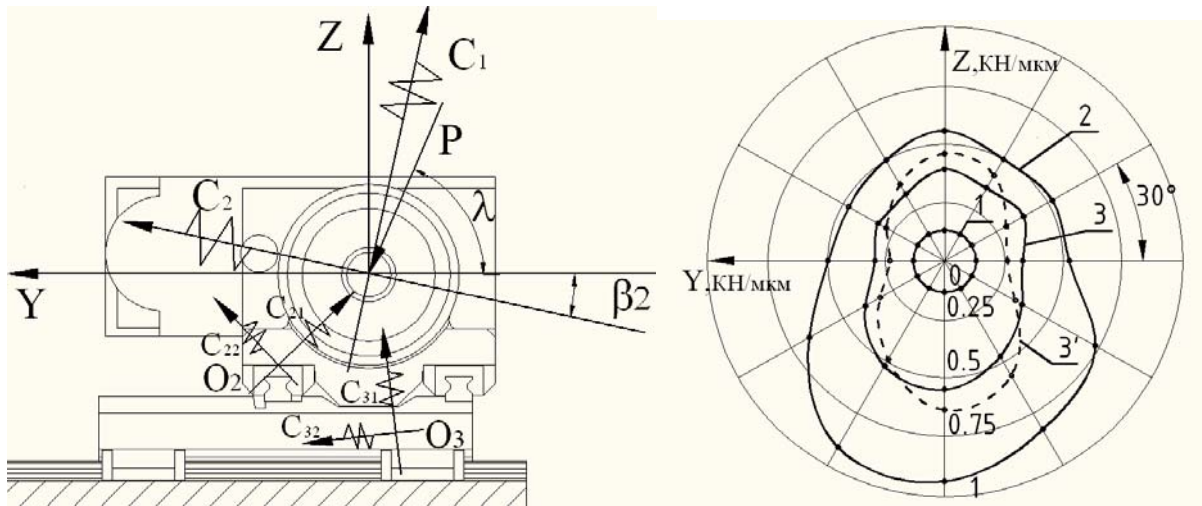


Рисунок 3 – Розрахункова схема пружної системи деталі та розрахункова кругова діаграма жорсткості в площині ZOY

При дії навантаження на різець основні пружні деформації виникають в консольному різцетримачу, через це вирішено конструкцію, що складає різцетримач, корпус та інструментальний стіл розглядати в розрахунках як пружну систему інструменту. На рис. 4 та рис. 5 представлена розрахункова схема системи інструменту, пружні характеристики якої приведені до точки дії сили P у вигляді параметрів жорсткості C_{i1} , C_{i2} , C_{i3} у напрямках головних осей жорсткості, що зорієнтовані відносно загальної системи координат кутами β_{i2} та β_{i3} .

Розрахунки пружних параметрів систем деталі та інструменту проводилось за методикою їх експериментального визначення [5]. Оскільки деформації траверси 10 та підставки 11 (рис. 1), при дії сили на поверхню деталі та інструменту, є відносно малими, їх пружні параметри в розрахунках не враховуємо. Результатом дослідження є побудова приведеної кругової діаграми жорсткості для кожної пружної системи. На рис. 2 та рис. 3 зображені розрахункові кругові діаграми жорсткості в двох площинах ZOY та ZOY відповідно, для кожної підсистеми: 1- шпindel-патрон-деталь; 2- поперечної ползочки; 3- повздовжньої ползочки, при умові знаходження поперечної в центральному положенні, та 3'- при умові знаходження поперечної в крайньому нижньому положенні.

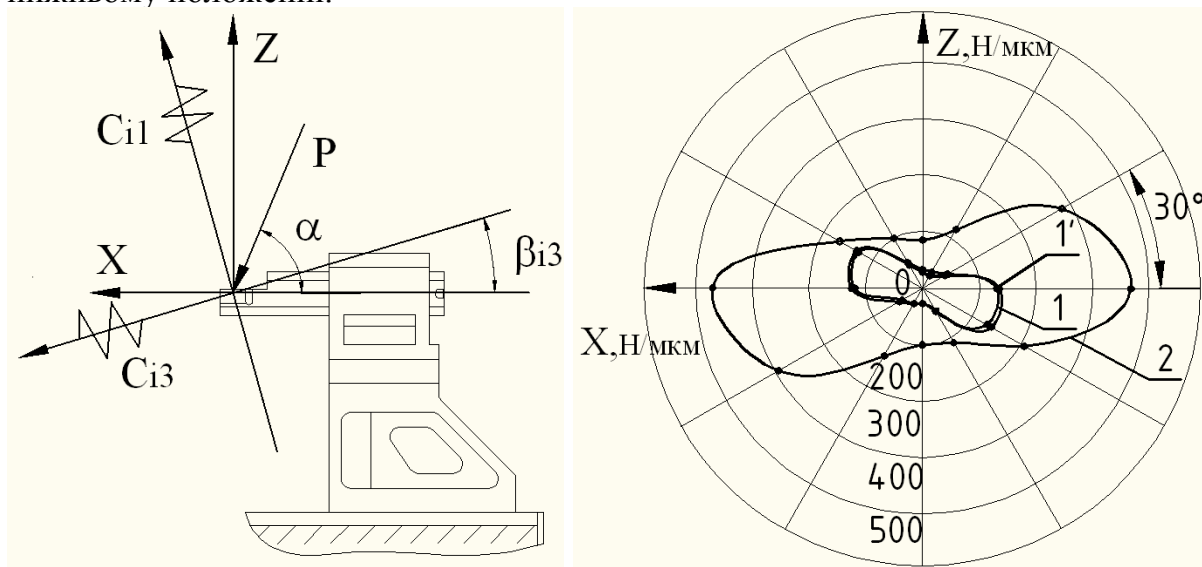


Рисунок 4 – Розрахункова схема пружної системи інструменту та розрахункова кругова діаграма жорсткості в площині ZOY

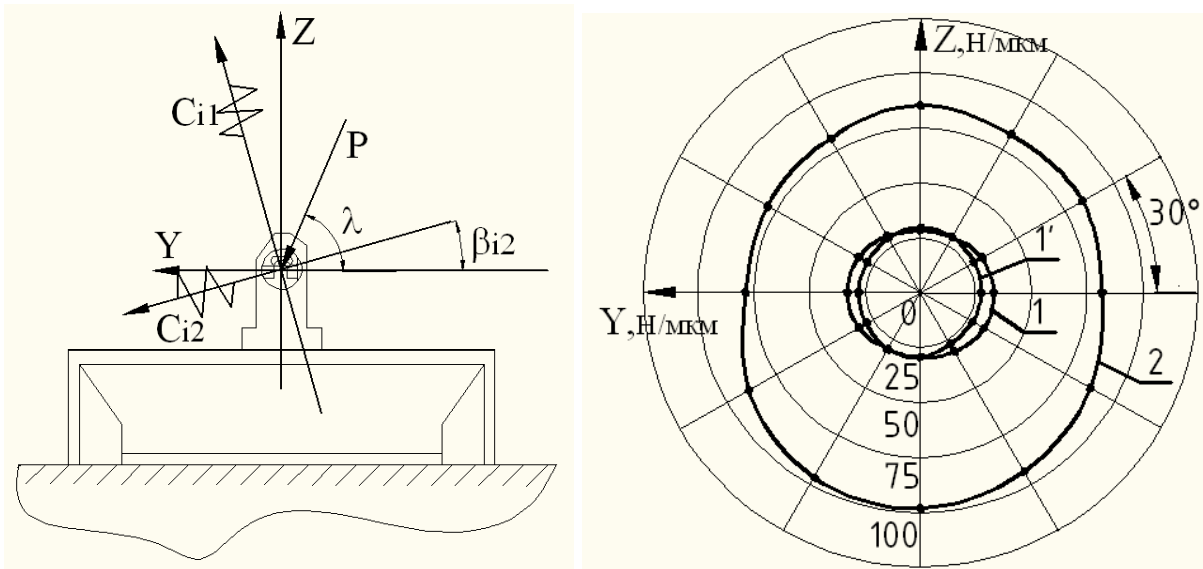


Рисунок 5 – Розрахункова схема пружної системи інструменту та розрахункова кругова діаграма жорсткості в площині ZOY

На рис. 4. та рис. 5. зображені розрахункові кругові діаграми жорсткості в двох площинах ZOX та ZOY відповідно для системи інструменту (1 – при умові знаходження корпусу різцетримача посередині інструментального стола, 1' – праворуч на краю стола), та системи деталі - 2.

Для підтвердження адекватності створеної розрахункової моделі верстата проведено динамічний розрахунок повної реакції спектрального відгуку пружної системи інструменту у напрямку осі Z та побудовано АЧХ (рис. 6). Розрахункові та експериментальні значення власних частот різцетримача майже співпадають.

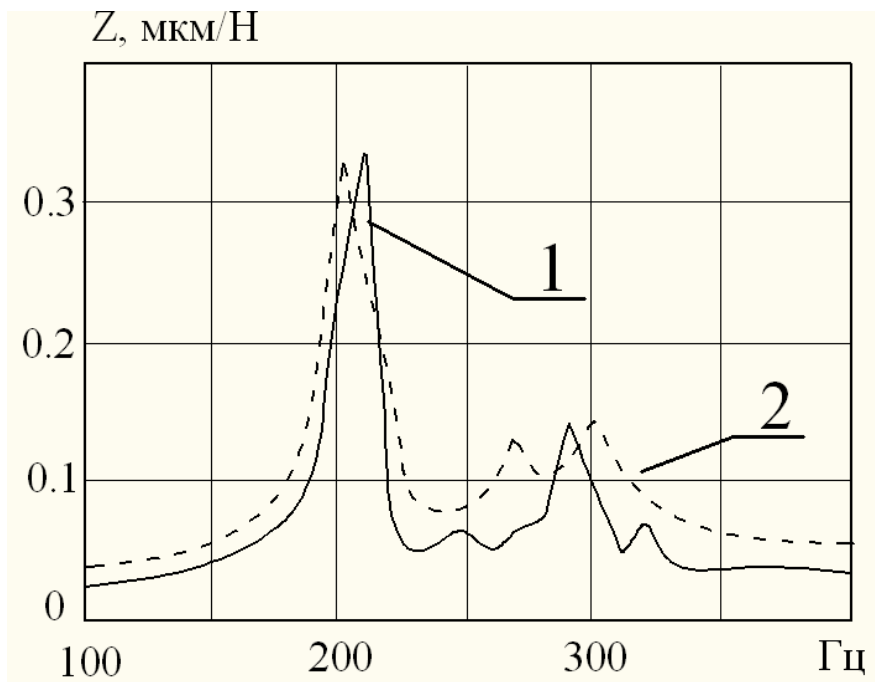


Рисунок 6 – Амплітудно-частотна характеристика податливості пружної системи інструменту у напрямку осі Z ; 1, 2 - відповідно розрахункові та експериментальні значення

Висновки

1. Можливості сучасних розрахункових програм (*CAE-системи*), що базуються на методі скінчених елементів, дозволяють проводити з високою точністю аналіз пружних властивостей формоутворюючих вузлів верстата ще на стадії його розробки.

2. За результатами обчислень можна виявити вузли верстата, що мають відносно невелику жорсткість, такі як шпиндель та різцетримач, і провести необхідні зміни в їх конструкції, наприклад, збільшення діаметру передньої опори шпинделя та збільшення діаметру перетину консольного різцетримача.

3. На рис. 5 видно, що в площині *ZOY* пружна система інструменту не має явно виражених осей жорсткості, що призводить до втрати вібростійкості системи під час різання внаслідок наявності координатного зв'язку [1]. В цьому випадку для підвищення вібростійкості можна рекомендувати використання спеціальних різцетримачів з орієнтованою жорсткістю.

4. Жорсткість системи деталі у від'ємному напрямку вісі *Z* є найбільшою, тому для підвищення вібростійкості системи деталі може бути рекомендовано суміщення напрямку дії сили різання з напрямком максимальної жорсткості.

Література:

- [1] Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пособие для вузов. - Киев: Вища школа, 1989.-272 с.
- [2] Шевченко О.В. Підвищення вібростійкості токарної обробки нежорстким інструментальним оснащенням // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Вип. 20. Краматорськ, 2006. с. 123 – 128.
- [3] Рудаков К.М. FEMAP. Геометричне та скінченно-елементне моделювання конструкцій у MSC.VisualNastran for Windows: Посібник. – К.: НТУУ «КПІ», 2005. – 218 с.
- [4] Кудинов В.А. Динамика станков. –М.: Машиностроение, 1967. -360с.
- [5] Лазарев Г.С. Устойчивость процесса резания металлов. - М.: Машиностроение, 1973. - 184 с.

УДК 62-231:621.9.04

Кузнєцов Ю.М.¹, Склярів Р.А.²

НТУУ "КПІ", м. Київ¹, ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль², Україна

ФОРМАЛІЗОВАНИЙ ОПИС ШПИНДЕЛЬНОГО ВУЗЛА ЯК ОСНОВНОЇ КОМПОНЕНТИ БАГАТОШПИНДЕЛЬНОГО ТОКАРНОГО АВТОМАТА

The results of researches by the area of arrangements of lathe automats and code of arrangements of metal-cutting machine-tools from CNC are resulted. The description of position is offered component of machine-tool in space: spindle blocks, which does not conflict with the existent known methods of description of arrangements for machine-tools, the order of location of blocks takes into account and them possible moving in the chosen system of co-ordinates is formalized.

Вступ

В загальній працездатності затрат на нові вироби 80-85% припадає на етапи конструювання і технологічної підготовки виробництва. Тому необхідно проводити раціональне конструювання, яке передбачає безперервне покращення показників машин та розумне сполучення уніфікованих вузлів і перспективних рішень. Основні показники якості верстатів закладаються на ранній стадії проектування при визначенні їх компоновочних рішень.

Сучасний стан проблеми

При проектуванні верстатів найбільш загальним методом для дослідження і розробки структури й функцій є апарат системного аналізу. Він може використовуватись на початкових етапах проектування з метою визначення мінімально необхідного рівня декомпозиції системи при її подальшому описі.

Зараз не існує цілісної системи проектування компоновок металорізальних верстатів. Для її створення необхідно формалізувати процес синтезу альтернативних варіантів компоновок.

Розробці теоретичних основ і практичних методик, які дозволяють створювати єдину систему проектування компоновок токарних автоматів ще недавно не приділяли достатньої уваги. Виключення складає область проектування компоновок агрегатних і багатоцільових верстатів (БЦВ), яким присвячені, роботи О.І. Авер'янова, Ю.Д. Врагова, Х. Гебеля, В.С. Хомякова і ін [2-6, 7, 8, 14, 15].

В роботі Ю.Д. Врагова [7], запропонована мова дослідження, яка має структурну основу, деякі математичні властивості і може використовуватись в якості інструмента досліджень для визначення компоновочних факторів якості. Метод структурного аналізу, розроблений Ю.Д. Враговим, дає схему синтезу компоновок верстатів. Але ним недостатньо повно розкрито зв'язок технологічного процесу обробки заданої деталі з умовами відбору компоновки. В цій роботі на рівні координатного коду не в повній мірі вивчено питання синтезу варіантів компоновок, які визначають структуру верстата або верстатного

комплексу.

В роботах О.І. Аверянова [2-6] подана комплексна оцінка модульного принципу побудови БЦВ з ЧПК, для формалізації процесу проектування компоновок БЦВ використовується апарат теорії графів.

Питаннями систематизації і позначенням компоновок металорізальних верстатів присвячена робота Х. Гебеля [8]. В ній автор приводить карти вибору компоновок верстатів, відмічає необхідність їх вибору на основі систематичних досліджень.

В роботах В.С. Хомякова [14, 15] при автоматизованому проектуванні компоновок БЦВ використовується синтез компоновок із застосуванням координатного коду і системний підхід. В цих роботах на рівні координатного коду не в повній мірі вивчено питання синтезу варіантів компоновок які визначають структуру верстата або верстатного комплексу.

В роботі Д.В. Чарнко [16] подана теорія розвитку структури технологічних операцій, яка дозволяє систематизувати більшість існуючих технологічних компоновок спеціалізованих і спеціальних верстатів в компоновочні таблиці.

Великий інтерес представляє метод модульного технологічного проектування розроблений Ю.М. Івановим [9]. Він сформульований на базі теорії множин і графів, і забезпечує синтез конструкторсько-технологічних рішень на основі деталізації універсальних модулів. Недоліком цієї роботи є те, що питання проектування верстата проводиться на концептуальному рівні і в основному з точки зору технології.

Питаннями створення токарних автоматів з ЧПК на модульному принципі і, зокрема багатошпиндельних токарних автоматів (БТА), з 80-х років минулого сторіччя займаються на кафедрі „Конструювання верстатів та машин” Національного технічного університету України „Київський політехнічний інститут” у співдружності з верстатозаводами України (м.м. Київ, Житомир, Бердичів) і Росії (м.м. Москва, Санкт-Петербург, Хабаровськ, Новочеркаськ) [11, 12]. При виконанні цих робіт успішно використовувався системно-морфологічний підхід, який дозволив створити принципово нові компоновки і потребує подальшого його розвитку з точки зору формалізації процесу проектування, прогнозування і вибору оптимальних рішень.

Основна частина

З використанням системного підходу верстат визначається як складний об'єкт, що складається із окремих уніфікованих елементів, які взаємодіють між собою певним чином. Верстат, як складну систему, можна представити на різних ієрархічних рівнях (верстат, блок, вузол). При цьому поділ системи на складові компоненти може бути будь-яким. Розбиття верстата на п'ять підсистем (обробки, маніпулювання, керування, контролю та обслуговування) дозволяє виявити вплив компонентів та вузлів верстата на його технічні характеристики.

При дослідженні будь-якої системи, а особливо при її оптимізації велике значення має її структурний аналіз, предметом якого є відношення

між компонентами системи. Технічна система (ТС) визначається трьома компонентами: елемент, відношення, властивість [13].

Сукупність елементів E і відношень між ними F , визначають сукупність властивостей P , які реалізуються на цих елементах і відношеннях: $P = E \times F$, а декартовий добуток $TS = E \times F \times P$ визначає сукупність системи (технічної системи) TS .

ТС є визначеною тільки в тому випадку, якщо є заданими підмножини елементів $E = \{e_1, \dots, e_i\}$, $E \subset E$, відношень між ними $F = \{f_1, \dots, f_j\}$, $F \subset F$ і властивості $P = \{p_1, \dots, p_k\}$, $P \subset P$. При цьому множини E , F і P є скінченими, піддаються інформаційному опису, рівень деталізації елементів системи є визначеним.

Систему із властивостями P можна синтезувати тільки в тому випадку, якщо підмножина TS не є пустою, тобто повна множина $P = E \times F$ включає в себе $P \subset (E \times F)$, що означає, що існує така підмножина елементів E і відношень F , на яких можлива реалізація системи з бажаними властивостями.

Звідси впливає постановка двох задач:

1. Дослідження з метою виявлення, чи існують підмножини елементів E і відношень між ними F , на яких реалізуються властивості P , що нас цікавлять;

$$\left. \begin{array}{l} E = \{e_1, \dots, e_i\} \\ F = \{f_1, \dots, f_j\} \end{array} \right\} P = f(E, F) \quad (1)$$

2. Вибір оптимального варіанту структури ТС із підмножини TS' систем, які мають необхідні властивості, тобто вибір таких елементів підмножини E і F , на яких можливий оптимальний синтез системи із заданими властивостями

$$opt(P) = f(E, F) \quad (2)$$

Перша задача є задачею наукових досліджень, вона пов'язана з проблемою прогнозування проектно-конструкторських рішень. Друга задача - задача технічного проектування, яке являє собою багатоваріантний процес проектування на різних ієрархічних рівнях і розробку конструкторської документації на прийнятий варіант рішення.

Якість БТА визначається конструктивними, технологічними і експлуатаційними параметрами. Оцінка конструкції верстата визначається структурою розташування вузлів (блоків) в просторі і їх взаємозв'язком між собою, тобто компоновкою верстата.

Компоновка верстата – це система розміщення його вузлів і направляючих, яка відрізняється структурою, пропорціями і розмірами [1, 7]. Розрізняють технологічну, координатну, базову та конструкційну компоновки.

Якість верстата визначається конструктивними, технологічними і експлуатаційними параметрами. Оцінка конструкції верстата визначається структурою розташування вузлів (блоків) в просторі і взаємозв'язком між

собою, тобто компоновкою верстата. Формалізований опис компоновки забезпечує добротний аналіз і пошук раціональної (оптимальної) конструкції верстата при врахуванні значної кількості факторів.

За основу формалізованого опису положення шпиндельних блоків, що входять в загальну компоновку верстата, прийнято плоску поверхню торця переднього кінця шпинделя і точку перетину цієї площини з віссю шпинделя (рис.1). Дана вісь в початковому стані визначає положення плоскої поверхні в просторі та її центр, і є нормаллю до площини.

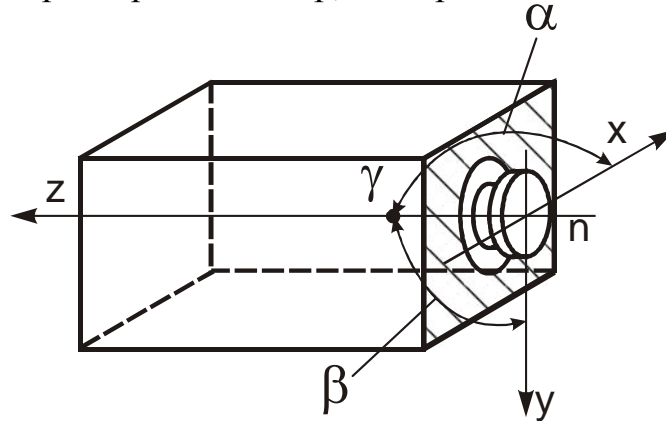


Рисунок 1 – Початкове положення шпиндельного блоку

Запропонований підхід з врахуванням відомих методів формалізованого опису компоновок верстатів визначає положення шпиндельних блоків в просторі. Положення площини в просторі описується рівнянням [10]:

$$a \cdot \cos \alpha + b \cdot \cos \beta + c \cdot \cos \gamma - p = 0, \quad (3)$$

де α, β, γ - кути між координатними осями $0x, 0y, 0z$ і нормаллю; a, b, c - координати центру в просторі відповідно по координатним осям $0x, 0y, 0z$; p - відстань до центру по нормалі.

Початок системи координат вибираємо в умовному центрі площини.

Формалізований запис включає початкове положення блоку і його можливі переміщення, а саме $N_{\alpha, \beta, \gamma}^p R(X, Y, Z, a, b, c)$. Опис початкового положення блоку включає номер блоку N і положення нормалі вісі шпинделя, тобто кути α, β, γ з врахуванням того, що вибір системи координат завжди є однозначним: торець шпинделя знаходиться в площині XOZ , вісь Z завжди направлена в шпиндель, а вісь x горизонтальна, та кути нахилу нормалі складають $\alpha = \pi/2, \beta = \pi/2, \gamma = 0$ і відстань центру $p = 0$, то форма запису $N_{\pi/2, \pi/2, 0}^0$ або N_n , де індекс n вказує на положення початкової вісі (нормалі) і площини поверхні торця шпинделя.

Розглянемо як буде відбуватись зміна індексів у формулі запису положення шпиндельного блоку при його переміщенні в просторі та повороті (рис.2).

В загальному вигляді формулу запису положення вузла в просторі можемо записати:

$$N_{\alpha, \beta, \gamma}^p X_{\alpha}^a Y_{\beta}^b Z_{\gamma}^c \quad \text{або} \quad N_n X_{\alpha}^a Y_{\beta}^b Z_{\gamma}^c. \quad (4)$$

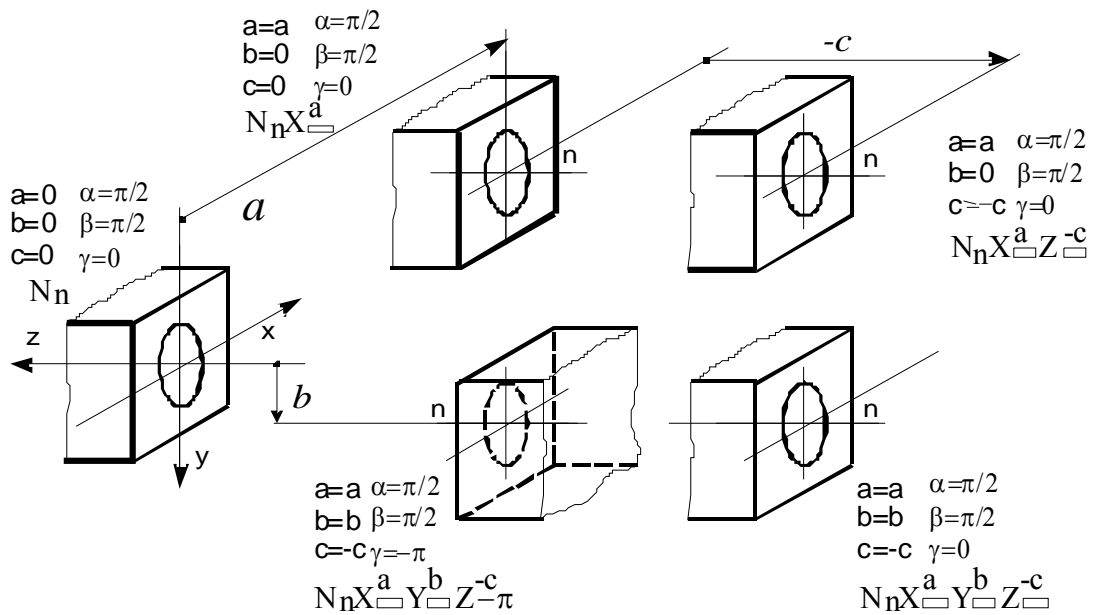


Рисунок 2 – Переміщення шпиндельного блоку в просторі та зміна форми запису при цьому

Відсутність нижніх індексів вказує на те, що кути α, β, γ залишилися без зміни, а саме $\alpha = \pi/2, \beta = \pi/2, \gamma = 0$. Так при переміщенні блоку в напрямку вісі Z форма запису прийме вигляд $N_n Z^c$.

Досить часто при описі компоновок зустрічаються випадками, коли верстат має кілька шпиндельних вузлів, які можуть мати довільне розташування в просторі (рис.3) [11].

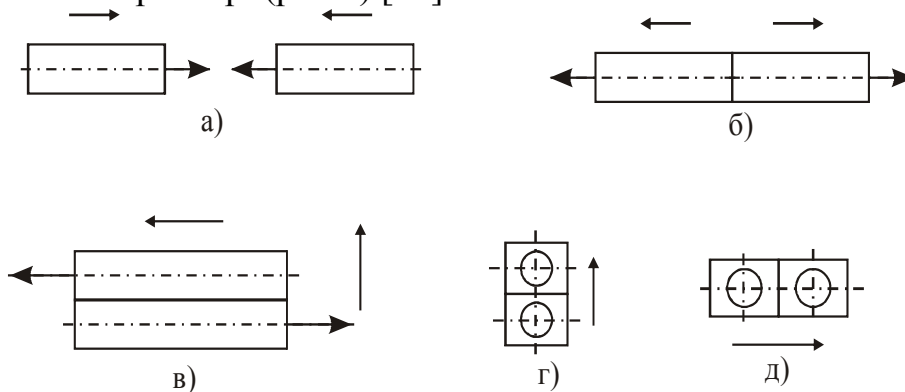


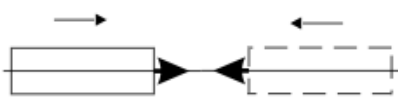

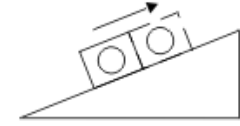



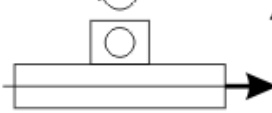

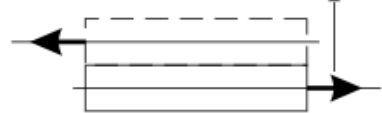



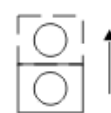

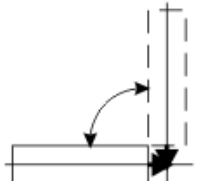



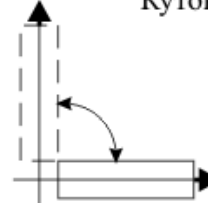

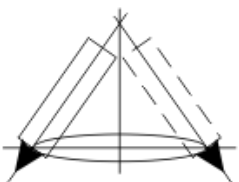

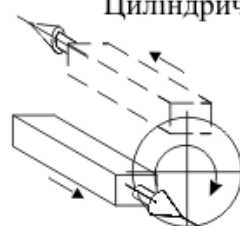

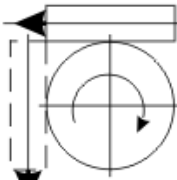

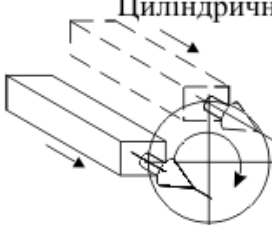

Рисунок 3 - Розташування шпиндельних вузлів в просторі:
 а) співвісно-зустрічна; б) співвісно-розвернута;
 в) паралельно-розвернута; г) вертикальна; д) горизонтальна

Модульний принцип побудови компоновок БТА з ЧПК, верстатних модулів і верстатних систем передбачає два можливих варіанти при умові забезпечення необхідної продуктивності обробки і технологічних можливостей [11, 12]:

– на базі одношпиндельних модулів: використання одинарного нарощування дзеркальності або розміщення до необхідної кількості позицій (табл.1);

– на базі двохшпиндельних модулів: парне нарощування дзеркальності або розміщення до необхідної кількості позицій (табл. 2).

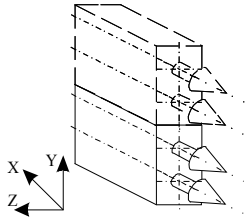
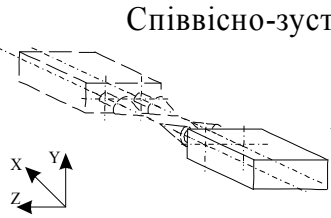
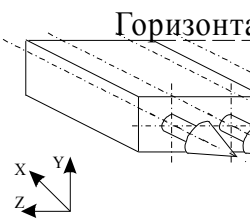
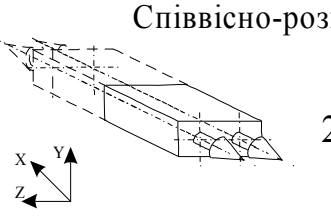
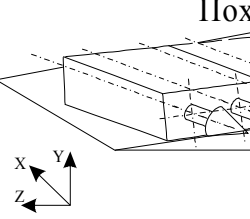
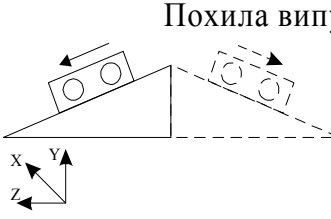
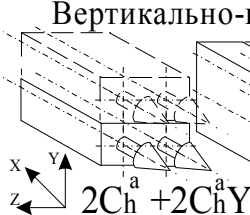
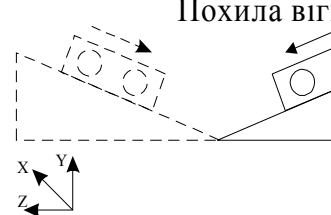
Таблиця 1 – Компоновки шпиндельних блоків БТА з двома і більше шпинделями (на базі одношпиндельних блоків) і формули їх опису

| | |
|---|---|
| <p>Співвісно-зустрічна</p>  <p>$1Ch_n + 1ChZ_{-\pi}^c$</p>  | <p>Похила</p>  <p>$1Ch_\alpha + 1ChX_\alpha^a$</p>  |
| <p>Співвісно-розвернута</p>  <p>$1Ch_n + 1ChZ_{-\pi}^{-c}$</p>  | <p>Хрестоподібна</p>  <p>$1Ch_n + 1ChX_{\pi/2} Z^c$</p>  |
| <p>Паралельно-розвернута</p>  <p>$1Ch_n + 1ChZ_{-\pi}^b$</p>  | <p>Вертикально-горизонтальна</p>  <p>$1Ch_n + 1ChX^a + 1ChY^c$</p>  |
| <p>Вертикальна</p>  <p>$1Ch_n + 1ChY^b$</p>  | <p>Кутова розвернута</p>  <p>$1Ch_n + 1C_v$</p>  |
| <p>Горизонтальна</p>  <p>$1Ch_n + 1ChY^a$</p>  | <p>Кутова зустрічна</p>  <p>$1Ch_n + 1C_{v-\pi} Z^{-c}$</p>  |
| <p>+ ... якщо більше двох (в даному випадку, наприклад, 4 шпиндельний)</p> | |
| <p>Конусоподібна</p>  <p>$1Ch_\alpha + 1C_{\pi-\alpha} + \dots$</p>  | <p>Циліндрична двохстороння</p>  <p>$1Ch_n + 1Ch_{-\pi} X^a Y^b + \dots$</p>  |
| <p>Тангенціальна</p>  <p>$1Ch_{-\pi} + 1C_v Z^c + \dots$</p>  | <p>Циліндрична одностороння</p>  <p>$1Ch_n + 1Ch_\pi X^a Y^b + \dots$</p>  |

Перший підхід зручний для паралельної обробки, другий – для паралельно-послідовної. Приклад симетричності парного нарощування відрізняється більш високою надійністю і має багато аналогів в природі, тому його перспективність очевидна.

Модульний принцип компоновки БТА з ЧПК, які використовуються в умовах гнучкого виробництва, дозволяє з точки зору підвищення надійності періоду і швидкого переналагодження використовувати пристрої автоматичного маніпулювання блоками верстата при їх поломці і ремонті (для автоматичної заміни), при зміні компоновки системи (для переналагодження на іншу продукцію), при монтажі та демонтажі (для транспортування).

Таблиця 2 – Компоновки шпиндельних блоків БТА з чотирма шпинделями (на базі двошпиндельних блоків), їх опис

| | |
|--|---|
|  <p>Вертикальна</p> $2Ch_n^b + 2ChY^b$ |  <p>Співвісно-зустрічна</p> $2Ch^a + 2ChZ_{-π}^c$ |
|  <p>Горизонтальна</p> $2Ch_n^a + 2ChY^a$ |  <p>Співвісно-розвернута</p> $2Ch^a + 2ChZ_{-π}^c$ |
|  <p>Похила</p> $2Ch_α^a + 2ChX^a$ |  <p>Похила випукла</p> $2Ch_α^a + 2ChX_{-α}^a$ |
|  <p>Вертикально-горизонтальна</p> $2Ch^a + 2ChY^b$ $2Ch^b + 2ChX^a$ |  <p>Похила вигнута</p> $2Ch_α^a + 2ChX^a$ |

При створенні компоновки БТА необхідно керуватися наступними вимогами:

- агрегатно-модульний принцип компоновки;
- можливість стикування верстата з системою ЧПК і іншими верстатами при монтуванні їх у верстатні системи;
- автоматизація всього циклу обробки деталі;
- багатоінструментальність при послідовному і паралельному введенні ріжучих інструментів в роботу;
- швидкодія при виконанні холостих ходів;
- забезпечення підвищеної жорсткості вузлів і точності позиціонування робочих органів;

- наявність пристроїв автоматичного маніпулювання об'єктами;
- зручність відводу стружки.

Висновки

В результаті проведених досліджень здійснено аналіз існуючих робіт в області компоновання металорізальних верстатів, оскільки відомі методи формалізованого опису компоновок верстату не враховують взаємного розташування декількох блоків однакового або різного функціонального призначення, то запропоновано формалізований опис положення компонент верстата в просторі, а саме шпindelних блоків. Представлений опис не суперечить існуючим відомим методам опису компоновок верстатів, він враховує порядок розташування блоків і їх можливих переміщень у вибраній системі координат. За основу прийнято плоску поверхню торця переднього кінця шпindelя і точку перетину цієї площини з віссю шпindelя.

Література:

- [1] Аверьянов О.И. Агрегатно-модульный принцип построения станков // СТИН, 1995.- № 10.- с.3-10.
- [2] Аверьянов О.И., Воронов А.Л., Гельштейн Я.М. Автоматизированное проектирование компоновок многооперационных станков с ЧПУ // Оборудование с числовым программным управлением, 1982.- №7.-с.1-4.
- [3] Аверьянов О.И., Воронов А.Л., Гельштейн Я.М. Автоматизированное проектирование компоновок многооперационных станков // Станки и инструмент, 1982.- № 8.-с.6-7.
- [4] Аверьянов О.И., Дашенко А.И., Золотаревский Ю.М. Агрегатно-модульный принцип построения гибких автоматических линий и оптимизация их структурно-компоновочных схем.- Сб.статей: Проектирование оптимальных технологических систем машин.- М.: Машиностроение, 1989.- 344 с.
- [5] Аверьянов О.И., Ковальцун С.И., Осмаловский Ф.А. Система автоматической смены инструментов // Станки и инструмент, 1981.- № 2.- с.4-8.
- [6] Аверьянов О.И. Модульный принцип построения станков с ЧПУ.- М.: Машиностроение, 1987.- 232 с.
- [7] Врагов Ю.Д. Анализ компоновок металлорежущих станков.- М.: Машиностроение, 1978.- 208 с.
- [8] Гебель Х. Компоновка агрегатных станков и автоматических линий.- М.: Государственное научно-техническое издательство машиностроительной литературы, 1959.- 191 с.
- [9] Иванов Ю.М. Модульное проектирование технологии механической обработки деталей на станках с ЧПУ.- Львов: Вища школа. Изд-во при Львов. ун-те, 1982.- 108 с.
- [10] Каплан И.А. Практические занятия по высшей математике.- Харьков: Из-во ХГУ имени А.М. Горького, 1967.- 946с.
- [11] Кузнецов Ю.Н. Повышение эффективности многошпindelных токарных автоматов // Станки и инструмент, 1988.- №2.- с.4-6.
- [12] Кузнецов Ю.Н., Мирошниченко С.В. Структурно-схемный синтез компоновок многоцелевых токарных автоматов // Станки и инструмент, 1993.- №6.- с 4-7, 43.
- [13] Основы моделирования сложных систем. / Под общ. ред. д-ра техн. наук И.В. Кузьмина.- К.: Вища школа, 1981.- 360с.
- [14] Хомяков В.С., Давыдов И.И. Автоматизированное проектирование компоновок металлорежущих станков // Станки и инструмент, 1990.- №5.- с.4-7.
- [15] Хомяков В.С., Давыдов И.И. Кодирование компоновок станков при их автоматизированном проектировании // Станки и инструмент, 1989.- №9.- с.8-11.
- [16] Чарнко Д.В. Основы выбора технологического процесса механической обработки.- М.: Машиностроение, 1978.- 320 с.

УДК 621.753.1/2(035)

Мартынов А.П.¹, [Бабин О.Ф.¹], Коваленко И.С.²

ДГМА¹, ООО "ТСС-ТяжСтанкоСервис"², г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ СОБИРАЕМОСТИ КРУПНЫХ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ С ПОДШИПНИКАМИ КАЧЕНИЯ

The problems of formation of accuracy and regulation of a radial clearance in a spindle assembly with bearing of the type 3182100 are considered in this article. These experimental investigations have shown the possibility of reaching of extreme accuracy of a spindle assembly of a bench, particularly, in the case of an optimal use of the group of a radial clearance and the class of accuracy of the spindle.

Введение

Приданное после сборки шпиндельных устройств металлорежущих станков положение вращающихся частей должно соответствовать требуемому служебным назначением, причём оставаться стабильным в осевом и радиальном направлениях в течение всего срока службы подшипников. Это обеспечивается, прежде всего, обоснованным выбором соответствующей точности подшипников и сопряженных деталей, посадок колец подшипников на вал и в корпус, а также соблюдением определённой технологии монтажа подшипников с регулированием при этом оптимальной величины радиального зазора (натяга).

Исследования собираемости шпиндельных узлов в основном проводились применительно к небольшим подшипникам мелких и средних станков. Причины дефектов сборки и некачественной работы шпиндельных подшипников в соединениях с валами диаметром 30 – 75 мм рассматриваются, например, в [1,2 и др.].

Целью излагаемых комплексных исследований является анализ собираемости крупных подшипниковых узлов тяжелых станков, взаимосвязи точностных параметров этих узлов и разработка методов повышения точности регулирования.

Основная часть

Работа проведена применительно к часто используемым в тяжелых станках радиальным двухрядным роликоподшипникам с короткими цилиндрическими роликами типа 3182100 (ГОСТ 7634 –75) с коническим отверстием (конусность 1:12), при установке которых радиальный зазор в подшипнике регулируется путем осевого перемещения внутреннего кольца относительно конической шейки шпинделя.

Установлено, что при проектировании шпиндельных узлов не всегда достаточное внимание уделяется оптимизации выбора целесообразной группы радиальных зазоров подшипников.

В соответствии с ГОСТ 24810 – 81 для рассматриваемых подшипников предусмотрены группы зазоров 2, 1, 3, 4, предельные значения которых представлены на рис.1,а.

Как видно из графика, величина допуска на радиальный зазор для всех групп неизменна (75 мкм), но предельные их значения резко отличаются.

Поэтому, например, в тех случаях, когда за счет регулирования нужно обеспечить зазор, близкий к нулю (например, для тяжелых токарных станков)

или оптимальный натяг (например, для прецизионных шлифовальных головок), рационально использовать группы зазоров 2 или 3 (см. рис.1) с учетом радиальной деформации внутреннего кольца.

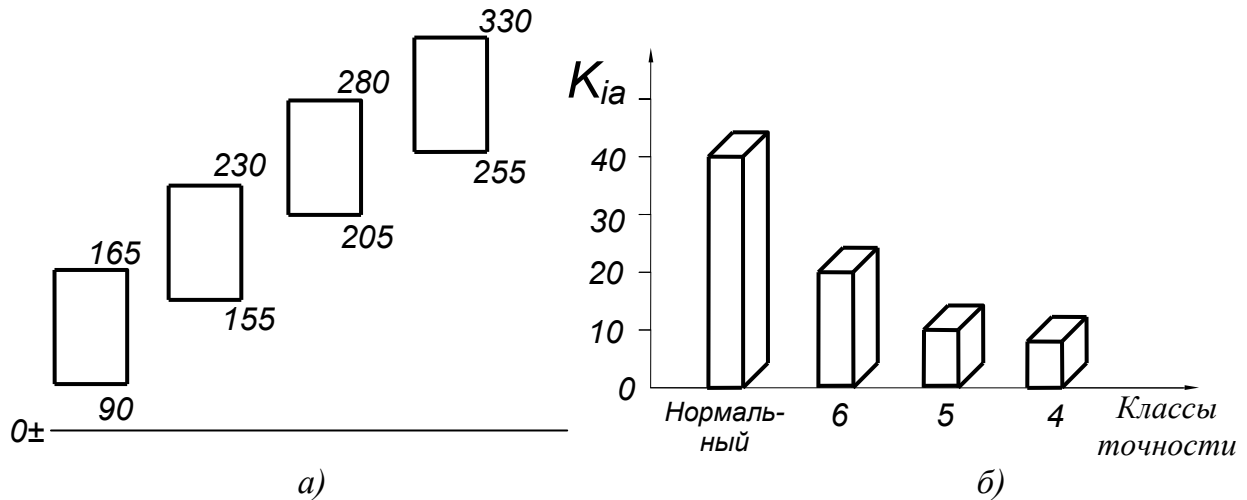


Рисунок 1 – Поля допусков групп радиальных зазоров (а) и допуски радиального биения внутреннего кольца подшипника K_{ia} (б) по ГОСТ 24810 – 81 для радиальных двухрядных роликоподшипников $d=180-250$ мм (es и ei , мкм)

Для регулирования использовалось приспособление, показанное на рис.2., а в качестве исходных данных рассматривались величины необходимых крутящих моментов T и осевых усилий P , возникающих на резьбе регулировочных гаек (расчетная схема представлена на рис.3), связанных зависимостью [3]:

$$T = P \left[\frac{d_2}{2} \operatorname{tg}(\alpha_1 + \varphi') + \frac{1}{3} f_1 \frac{D^3 - d^3}{D^2 - d^2} \right],$$

где: d – средний диаметр резьбы; α_1 – угол подъема нитки; f_1 – коэффициент трения на торце гайки; D – наибольший диаметр поверхности соприкосновения гайки с торцом втулки; d – наружный диаметр резьбы; φ' – угол трения в резьбе;

$\operatorname{tg} \varphi' = \frac{f'}{\cos 30^\circ}$; f' – коэффициент трения в резьбе (принято $f' = f_1 = 0,15$).

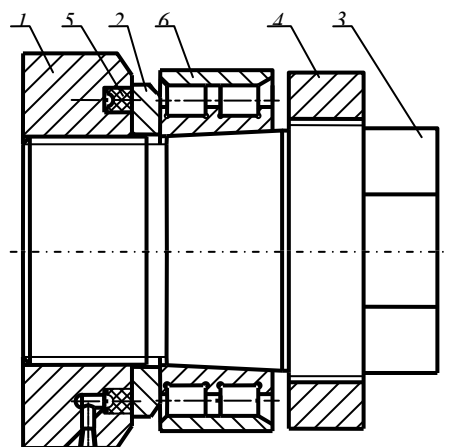


Рисунок 2 - Устройство регулирования радиального зазора крупных подшипниковых узлов: 1-регулирующая гидрогайка; 2-промежуточное кольцо; 3-шпиндель; 4-компенсирующее кольцо; 5-манжета; 6-подшипник

Для определения момента, необходимого для завинчивания регулировочной гайки, использовалась оправка с наружной конической поверхностью (конусность 1:12), на которую устанавливали подшипник 3182148.

Экспериментально определяли момент с помощью динамометрического ключа для разных вариантов со смазкой резьбы гайки, посадочной поверхности оправки и соприкасающихся торцев индустриальным маслом И-40А и графитной смазкой

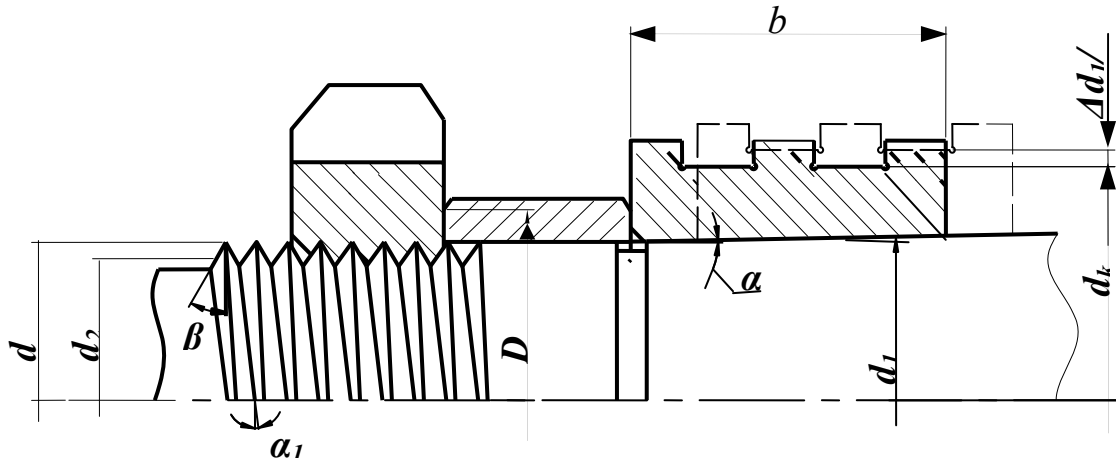


Рисунок 3 - Расчетная схема для определения моментов и усилий в резьбовом соединении при регулировании радиального зазора в подшипнике

В результате было установлены необходимые крутящие моменты и осевые усилия, позволяющие перемещать внутреннее кольцо.

Для перемещения внутреннего кольца в процессе регулирования на подшипник воздействовали манжетой 5 ГОСТ6969 – 76 через промежуточное кольцо 2 (см. рис.2). Для регистрации перемещения равномерно в диаметральной плоскости были установлены 3 индикатора ИЧ ГОСТ 577-68 с ценой деления 0,01 мм.

В процессе регулирования добивались получения величины радиального зазора, близкого к 0.

Были опробованы 4 варианта с созданием давления от гидростанции и от ручного насоса (без смазки и со смазкой конусной части оправки).

Расчетное усилие F , необходимое для осевого перемещения внутреннего кольца с уменьшением зазора в подшипнике на величину Δd_1 [3]:

$$P = \pi r b E \frac{r^2 - r_1^2}{2r^2 r_1} \Delta d_1 \operatorname{tg}(\alpha + \varphi),$$

где r – радиус дорожек качения; b – ширина кольца; E – модуль упругости; r_1 – средний радиус отверстия внутреннего кольца; α – угол конусности ($\alpha = 2^\circ 23' 9,4''$); φ – угол трения на сопряженных поверхностях шейки шпинделя и кольца подшипника. $f = \operatorname{tg} \varphi$ (f – коэффициент трения, принято $f = 0,08$; $\varphi = 4^\circ 30'$).

Из формулы для осевого усилия, пренебрегая выражением $\operatorname{tg} \alpha \cdot \operatorname{tg} \varphi$, получаем коэффициент трения между шейкой шпинделя и кольцом подшипника

$$f = \operatorname{tg} \varphi = \frac{P}{\pi r b E \frac{r^2 - r_1^2}{2r^2 r_1} \Delta d_1} - \operatorname{tg} \alpha$$

Коэффициенты трения по указанным вариантам составили 0,32; 0,17; 0,25; 0,09.

Как свидетельствуют полученные графики зависимостей перемещения внутреннего кольца подшипника от давления (рис. 4), полученные зависимости (теоретически линейные) имеют некоторую скачкообразность из-за неравномерности сил трения.

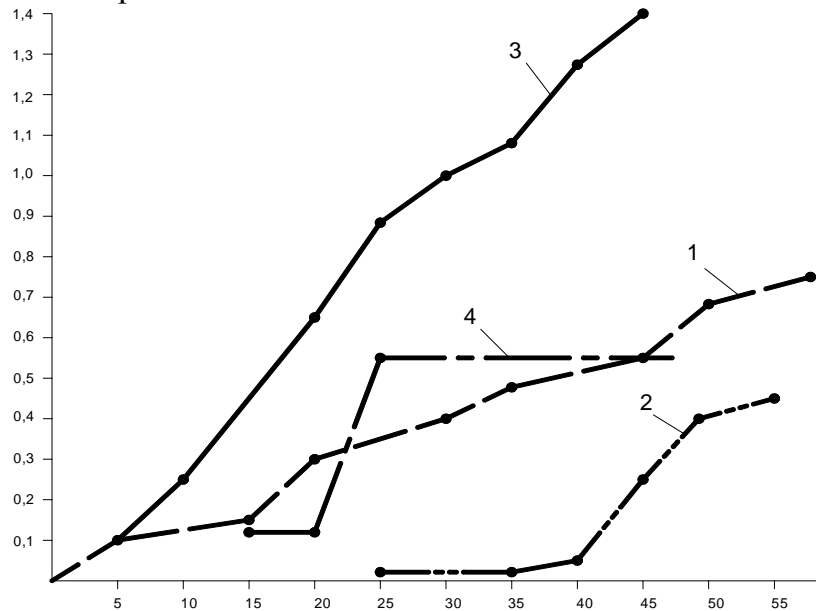


Рисунок 4 – Графики зависимостей перемещения внутреннего кольца подшипника от давления: 1 и 3 – с помощью ручного насоса; 2 и 4 – от гидростанции

Для плавного и относительно точного регулирования зазоров-натягов лучшие результаты получено при использовании ручного насоса, особенно с графитной смазкой (кривые 1 и 3)

Из-за различной толщины внутреннего кольца двухрядного роликового подшипника по его ширине в процессе установки его на коническую поверхность сопрягаемой детали и регулирования радиального зазора возникающие напряжения и соответственно деформации продольных участков различны [1]. Это, в конечном счете, приводит к перекосу рабочей поверхности внутреннего кольца по сравнению с ее положением в свободном состоянии, в результате чего взаимодействие с роликами происходит не по расчетной длине образующей, а ближе к торцу с меньшей толщиной.

С целью выравнивания величин деформаций в [2] предлагается оснастить рассматриваемый подшипник специальными ребрами, что резко усложняет конструкцию подшипника. Кроме того, как следует из [2], при теоретическом расчете таких подшипников придется учитывать несколько существенных факторов взаимодействия конической и цилиндрической поверхностей таких колец, что резко затруднит проектирование узлов.

На наш взгляд, выравнивания напряжений и связанных с ними деформаций легче добиться путем создания соединения внутреннего кольца с конической поверхностью шпинделя, показанного на рис.5 (обозначения в соответствии с ДСТУ ISO 3040:2006) по типу решения [4].

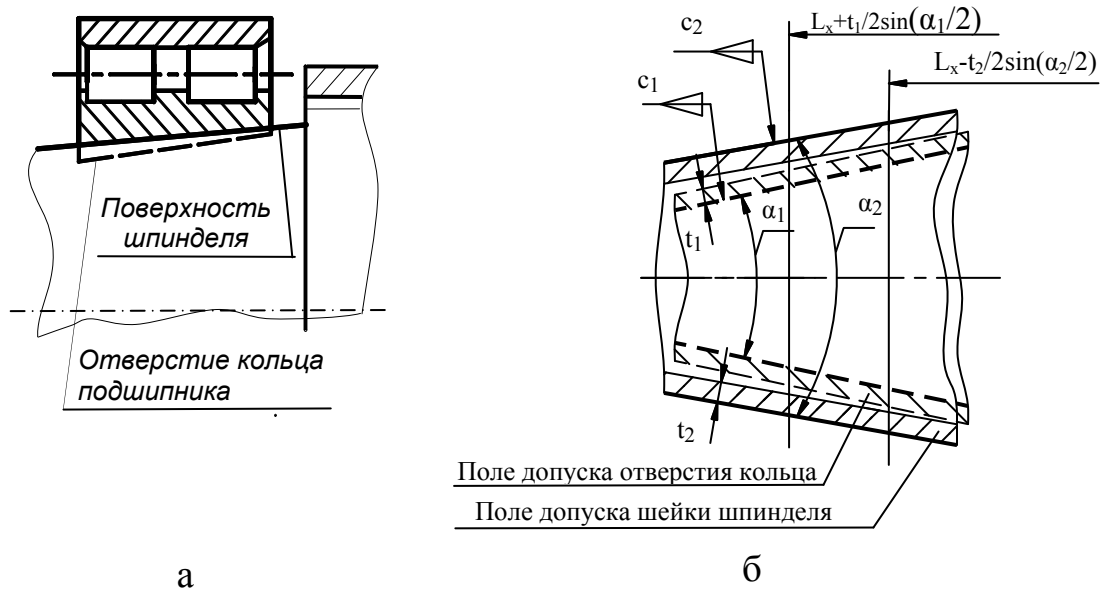


Рисунок 5 - Способ выравнивания деформаций с повышением собираемости подшипникового узла (а) и схема расположения полей допусков соединения (б) ($C_1, t_1, \alpha_1, L_{x1}$ и $C_2, t_2, \alpha_2, L_{x2}$ – соответственно конусности, допуски, углы конусности и длины, определяющие положение выбранных поперечных сечений)

Здесь сопрягаемая коническая поверхность шпинделя выполнена с меньшей конусностью, чем отверстие подшипника, расчет оптимальной величины которой необходимо выполнить с учетом обеспечения равномерной поперечной деформации внутреннего кольца по его ширине.

Как показано в [1], в процессе рассматриваемой сборки подшипникового узла к моменту наступления контакта роликов ряда, близкого к более тонкой стороне внутреннего кольца, у роликов другого ряда еще имеется радиальный зазор 10-15 мкм даже для небольших подшипников ($d = 30-75$ мм), что соизмеримо, например, с наименьшими предельными значениями зазора (15-25 мм) и допусками (35-50 мм) на него для группы 2 подшипников таких размеров по ГОСТ 24810-81.

Таким образом, предлагаемое соединение позволит, не изменяя конструкции подшипника, добиться отсутствия неравномерной деформации дорожек качения, перекосов и обеспечения одинакового значения радиального зазора для роликов обоих рядов в процессе регулирования.

Такое решение тем более не вызовет особых затруднений, если учесть, что согласно ДСТУ ISO 520 – 2002 (ИСО 492 – 94, ИСО 199 – 97) допуск конусности отверстия подшипника, задаваемый разностью предельных отклонений средних диаметров малого и большого отверстий, регламентируется для всех классов точности в «плюс» (например, для рассматриваемых подшипников в диапазоне $d = 180 – 250$ мм предельные отклонения составляют: $ES = +46$ мкм, $EI = 0$), и поэтому задавать поле допуска предлагаемой конической сопрягаемой поверхности шпинделя (вала) в «минус», то есть, как и обычно, для валов в «тело» детали, что с технологической точки зрения всегда удобнее (см. рис.5,б).

Проведены опыты по определению некоторых выходных параметров точности обработки деталей при разных классах и размерах подшипников рассматриваемых шпиндельных узлов тяжелых станков.

Следует обратить внимание на важность и сложность вопроса правильного назначения класса точности подшипников, поскольку с его повышением точность вращения установленной на подшипниках любой детали (в данном

случае шпинделя) повышается, но при этом из-за ужесточения технических требований к их изготовлению значительно возрастает себестоимость изготовления и, следовательно, цена.

Резкое повышение технических требований ДСТУ ГОСТ 520-2003 (ИСО 492-94, ИСО 199-97) к точности изготовления при переходе к более точному классу видно, например, из представленной на рис.4,б диаграммы допусков на радиальное биение внутреннего кольца K_{ia} для радиально-упорных подшипников диаметром $d=180-250$ мм.

Для подшипниковых узлов шпинделей в ГОСТ 3325-85 приведено для выбора около 20 посадок с различными классами точности, и поэтому окончательное решение этого вопроса возможно лишь на основе учёта конкретных особенностей служебного назначения станка и требований к точности обработки деталей, обеспечения конкурентоспособности изделия исходя из соотношения «качество-цена» и конъюнктуры рынка.

После аттестации сопряженных деталей шпиндельного узла с подшипниками качения, корпуса передней бабки, шпинделя и вращающегося центра задней бабки в соответствии с ГОСТ 27843-88 и ГОСТ 22267-76 были отобраны внутренние кольца подшипников с наименьшим отклонением от соосности внутренней и наружной поверхностей (использовались подшипники классов точности 4 и 5, а именно 4 – 3182164К, 5 – 3182172У, 5 – 3182192 с установкой их в передние и задние опоры шпиндельных узлов станков 1К660Ф3, 1К665Ф3, 1К670Ф3 соответственно).

С целью уменьшения биения шпинделя в собранном узле была выполнена взаимная ориентация колец подшипников таким образом, чтобы векторы биений внутренних колец и биений центрирующей шейки шпинделя (либо конического отверстия шпинделя) находились в одной плоскости и по одну сторону от оси.

Отклонения от круглости (получены с помощью прибора TALYROND), обработанного в кулачках изделия-образца, составили 5-12 мкм, а на спецоправке у передней и задней бабок – 6-10 мкм. Наилучшие результаты обработки получены на станке 1К660Ф3, где был установлен подшипник класса точности 4 - отклонение от круглости здесь не превысило 6 мкм. Такая точность соответствует повышенной точности тяжелых токарных станков.

Выводы

1 Исследованы факторы, обеспечивающие собираемость крупных подшипниковых узлов с различными конструктивными вариантами и смазкой. Показана возможность такого регулирования зазора – натяга, которое позволяет получить необходимую точность геометрических параметров, особенно при правильном выборе группы радиального зазора и класса точности подшипников.

2 Предложен метод изготовления и сборки подшипниковых узлов, позволяющий добиться равномерного распределения давлений по поверхности внутреннего кольца подшипника, что обеспечивает более высокую точность вращения шпиндельного узла.

Литература

- [1] Блаер И.Л. Расчет величины деформации при регулировании радиального зазора роликоподшипника // Автоматизация и современные технологии.-2000.-№6.-С.33-39.
- [2] Блаер И.Л. Метод устранения перекосов беговой дорожки роликоподшипников// Вестник машиностроения.2005-№11.- С.8-11.
- [3] Машиностроение. Энциклопедия. Т. III-4 Сборка машин. / Ю.М. Соломенцев, А.А.Гусев и др. Под общ. ред. Ю.М.Соломенцева. М.: Машиностроение, 2000.- 760 с.
- [4] Патент №8585, Україна. Спосіб нерухомого з'єднання двох деталей /Мартинів А.П., Паціора А.П.- Опубл.15.08.2005, Бюлетень №8, 2005.

УДК 621.9.06-229.323

Литвин О.В.

НТУУ "КПІ", г. Київ, Україна

**ВПЛИВ РОБОЧИХ ПРОЦЕСІВ НА ТОЧНІСТЬ БАЗУВАННЯ
ЗАГОТОВКИ В ТРЬОХКУЛАЧКОВОМУ
САМОЦЕНТРИРУЮЧОМУ ПАТРОНІ**

The results of practical researches of influence of various factors are on exactness of basing and fixing of purveyance in centering cartridges are presented.

Вступ

Для встановлення та затиску деталей на токарних верстатах зазвичай широко використовують трьохкулачкові самоцентруючі патрони, в тому числі спірально-рейкові по ГОСТ 2675-89, призначені для встановлення на універсальних токарних, револьверних, внутрішньо шліфувальних верстатах, подільних головках та інших пристосуваннях.

З практики відомо, що при тривалій експлуатації трьохкулачкових самоцентруючих патронів, при звичайних методах встановлення та затиску на оброблюваних поверхнях деталі можуть з'являтися «чорні» ділянки, що вказує на те, що розрахованого технологом міжопераційного припуску не вистачає.

При тривалій експлуатації і підвищеному зносі деталей механізму затиску в збільшені зазори між деталями патрона можуть попадати бруд, пил, окалина, стружка й інші тверді тіла, що не дозволяють деталям займати крайні положення. Це є причиною підвищеної похибки встановлення заготовки у самоцентруючому трьохкулачковому патроні.

Аналіз проведених досліджень

Дослідженнями геометричної точності, розробками та випробуваннями конструкцій затискних патронів для закріплення і обробки займалось ряд дослідників, в тому числі Кузнецов Ю.М. [2], Лякас Р.І. [3] та інші. Але результатами досліджень було встановлено лише вплив геометричних параметрів патронів на складові точності закріплення в патроні. Фактор впливу зношення, як випадкового чинника, поки залишається поза увагою дослідників.

На практиці для досягнення точного положення заготовки після затиску використовують метод «вивіряння» [4]. Але в трьохкулачковому самоцентруючому патроні вивірці може піддаватися тільки вільний кінець заготівлі. Затиснутий у кулачках кінець заготовки вивірці не піддається (хіба тільки разом зі шпинделем).

Зміна положення краю заготовки, що затискається, може відбуватися при її переустановленні (повторному розтиску - затиску), при якому може відбутися зміна положення деталей клиноплунжерного механізму патрона відносно один одного. Тому на практиці для зменшення похибки установки заготівлі в патроні при розточуванні кулачків намічають положення патрона в просторі і маркером намічають одне з трьох гнізд для установки затискного ключа, і затиск - розтиск

роблять на цьому гнізді.

Це виконується для того, що під дією сили земного тяжіння окремі деталі механізму затиску патрону (кулачки і спіраль Архімеда), вибравши зазори під дією сили земного тяжіння, майже завжди будуть знаходитися в крайнім нижнім положенні.

Мета роботи

Створити методику визначення впливу зношення елементів затискного патрона на похибку встановлення заготовки у трьохкулачковому самоцентруючому патроні, виконання розрахунків припусків з використанням запропонованої методики.

Результати проведених досліджень

Зробивши аналіз різних методів обробки деталей у трьохкулачковому самоцентруючому патроні, обробивши методами математичної статистики дані експериментальних досліджень, виконані в лабораторії верстатів кафедри конструювання верстатів і машин НТУУ «КПІ» запрошуються доповнення і зміни до пропозицій [1].

Деталі, що оброблюються в самоцентруючих патронах, можна розділити по двох показниках, при яких похибка встановлення приблизно однакова:

1. По методу обробки:

- а) зовнішнє гостріння без виділення пилу;
- б) зовнішнє гостріння і внутрішнє розточування глухих отворів з виділенням пилу;
- в) розточування наскрізних отворів без виділення пилу;
- г) внутрішнє шліфування, розточування наскрізних отворів з виділенням пилу.

Патрони, на яких виконувалась обробка заготовок на протязі хоча б 10 змін по методу "г", повинні розраховуватися з врахуванням похибки установки, незалежно від подальшого методу обробки.

2. По точності обробки поверхні, що затискається:

- а) до 0,1 мм;
- б) до 0,3 мм;
- в) понад 0,3 мм.

Для будь-якого патрона в загальному виді похибка встановлення заготовки в трьохкулачковому самоцентруючому патроні визначається як сума трьох похибок [2]:

$$E_{yc} = E_{\sigma} + E_z + E_{np},$$

де E_{yc} - похибка встановлення заготовки; E_{σ} - похибка базування; E_z - похибка закріплення; E_{np} - похибка виготовлення й експлуатації пристосування.

В свою чергу похибка E_{np} складається з чотирьох елементарних складових:

$$E_{np} = E_{c\sigma} + E_{\eta} + E_e + E_n,$$

Де E_n - похибка, пов'язана с направленим ріжущого інструмента, для трьохкулачкового патрона $E_n = 0$, E_e - похибка, пов'язана з встановленням патрона на верстаті; $E_{c\sigma}$ - похибка, зв'язана з точністю виготовлення і складання

елементів патрону.

На будь-яких моделях верстатів, де як затискне пристосування застосовується трьохкулачковий самоцентруючий патрон, передбачається можливість обробки "по місцю".

Крім того, на підприємствах з високою культурою виробництва періодичність перевірки й обробки кулачків вказується в технологічних процесах обробки деталей. Обробка кулачків виробляється, як правило, по розроблених методиках. Тому можна вважати, що $E_c = 0$.

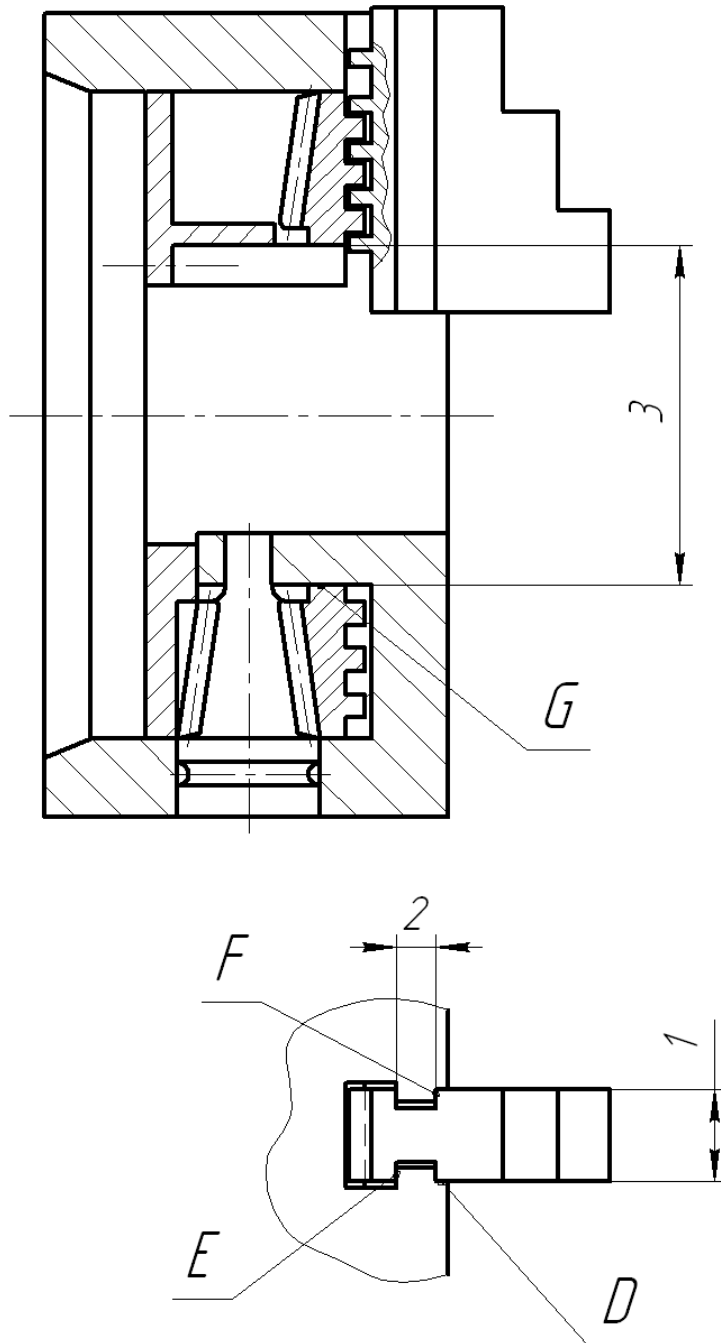
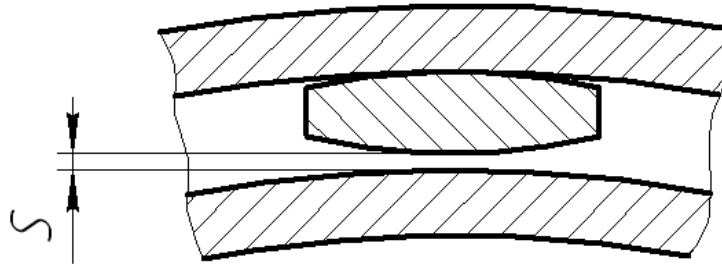


Рисунок 1 – Конструкція спірально-рейкового патрону та основні зазори, які впливають на роботоспроможність: E та F – зазори в напрямних кулачка та корпусу патрону, G - зазор для вільного обертання диска зі спіраллю Архімеда в корпусі патрону, D – зазор між корпусом та боковими гранями кулачка

Рисунок 2 – Виникнення зазору S між кулачком та спіральним диском

Конструкція патрона передбачає рухливі бази (кулачки), що приводяться в рух зубчастим (конічним) і клиноплунжерним (спіраль Архімеда - кулачок) механізмами. Усі рухливі частини в сполученнях обов'язково повинні збиратися з гарантованими зазорами. На похибку установки заготовки, крім зазору S між кулачком та спіральним диском (рис. 2), будуть впливати зазори E , F і D (рис. 1), необхідні в плунжерному механізмі (кулачок - корпус патрона), і зазор G , необхідний для вільного обертання диска зі спіраллю Архімеда в корпусі патрона. Величина зазорів залежить від виконавчих розмірів і точності виготовлення цих розмірів (розміри 1, 2, 3 на рис. 1).

$E_{\text{н}}$ - похибка, пов'язана із зношенням елементів передавально - підсилюючого механізму патрона. У трьокулачковому самоцентруючому патроні ця похибка має найбільше значення із всіх елементарних похибок. Величина залежить від методу обробки заготівлі. Зношуються не самі настановні елементи (кулачки), що легко відновлюються обробкою "по місцю", а деталі механізму, що приводить у рух кулачки.

Розглянемо метод обробки - внутрішнє шліфування наскрізних отворів, як найбільш значимий метод, що впливає на зношення деталей елементів передавально - підсилюючого механізму патрона. Підвищене зношення пояснюється тим, що при обертанні патрона кулачки спрацьовують як лопаті і затягують у середину патрона абразивний пил, а відцентрові сили змушують цей абразивний пил проникати в усі зазори, у тому числі і на поверхні тертя B і C (рис. 2) D , E , і F (рис. 1) клино - плунжерного механізму, та на поверхню (рис. 1) обертання клинового механізму.

Абразивний пил прилипає до робочих поверхонь і поступово накопичується.

У залежності від величини допуску на розмір поверхні, по якій відбувається затиск заготовки, визначається кут повороту β спіралі Архімеда (рис. 3). Чим більше допуск, тим більший кут повороту спіралі Архімеда, тим більше абразивного пилу попадає між робочими поверхнями клинового механізму. Зусилля затиску досягає значних величин. Так, при довжині рукоятки ключа 250 мм зусилля затиску складає 25000 Н.

Абразивний пил переміщуючи під таким зусиллям по поверхні кулачка і спіралі Архімеда, при цьому відбувається зрізання з не шару металу. У результаті і кулачок, і спіраль піддаються впливу абразивного зношення.

На рис.4 а показано зношення кулачка та спіралі Архімеда - рис.4 б. Розмір K визначається полем допуску на розмір поверхні, по якій виробляється затиск деталі. Заштриховані області – це шар абразивного зношення.

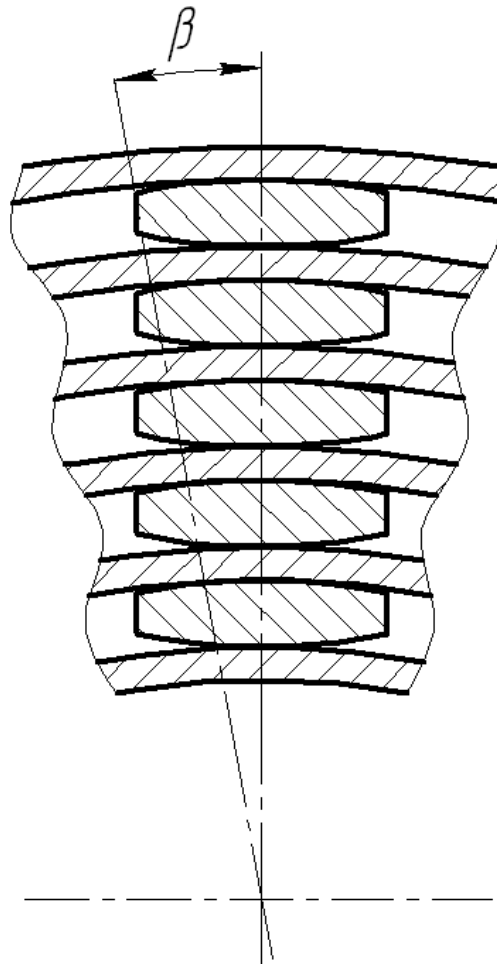


Рисунок 3 – Кут β повороту спіралі Архімеда



Рисунок 4 – Схема зношення кулачка та спіралі Архімеда

Вироблення на поверхні спіралі Архімеда створює новий кут γ , що може бути більше кута самогальмування α , але кулачок буде утримуватися на поверхні спіралі за рахунок великого коефіцієнта тертя на поверхні із зношенням абразивним пилом (Рис.4 б). При несприятливому збігу обставин може відбутися розкріплення заготовки. Тому міжремонтні терміни служби патронів, що працюють на операціях внутрішнього шліфування, повинні бути скорочені до 1-2-х місяців.

Висновок

Виходячи з наведених матеріалів, розрахунок припусків необхідно робити, використовуючи запропоновану таблицю для визначення похибки встановлення заготовки у трьохкулачковому самоцентруючому патроні, що. У табл. 1 приведені осьові і радіальні відхилення, визначені дослідним шляхом для прямих кулачків.

Таблиця 1 – Похибка встановлення заготовки в 3-х кулачковому самоцентруючому патроні

| Метод обробки | Допуск (мм) поверхні затиску | Напрямок сили різання | Діаметр базової поверхні, мм | | | | | | |
|--|------------------------------|-----------------------|------------------------------|-------|-------|-------|-------|--------|---------|
| | | | 6-10 | 10-18 | 18-30 | 30-50 | 50-80 | 80-120 | 120-180 |
| Зовнішнє точіння і розточування глухих отворів | До 0,1 мм | Радіальний | 100 | 120 | 150 | 200 | 300 | 450 | 650 |
| | | Осьовий | 70 | 80 | 100 | 130 | 200 | 300 | 470 |
| | До 0,3 мм | Радіальний | 120 | 150 | 180 | 250 | 300 | 470 | 720 |
| | | Осьовий | 90 | ПО | 170 | 200 | 220 | 320 | 480 |
| | Понад 0,3 мм | Радіальний | 150 | 200 | 220 | 280 | 400 | 500 | 800 |
| | | Осьовий | 100 | 130 | 150 | 180 | 250 | 350 | 520 |
| Зовнішнє точіння без пилу | До 0,1 мм | Радіальний | 20 | 20 | 20 | 20 | 30 | 30 | 40 |
| | | Осьовий | 10 | 10 | 10 | 10 | 15 | 15 | 25 |
| | До 0,3 мм | Радіальний | 50-80 | | | | 100 | | |
| | | Осьовий | 30-50 | | | | 80 | | |
| | Понад 0,3 мм | Радіальний | 200 | | | | 250 | | |
| | | Осьовий | 80 | | | | 100 | | |
| Розточування, розгортання наскрізних отворів | До 0,1мм | Радіальний | 120 | 180 | 250 | 350 | 420 | 500 | 650 |
| | | Осьовий | 70 | 100 | 130 | 180 | 240 | 280 | 320 |
| | До 0,3 мм | Радіальний | 180 | 250 | 320 | 450 | 620 | 700 | 750 |
| | | Осьовий | 80 | 120 | 160 | 220 | 280 | 320 | 350 |
| | Понад 0,3 мм | Радіальний | 280 | 320 | 450 | 600 | 650 | 750 | |
| | | Осьовий | 100 | 130 | 180 | 250 | 320 | 400 | |
| Розточування, розгортання наскрізних отворів | До 0,1 мм | Радіальний | 150 | 280 | 350 | 420 | 520 | 650 | |
| | | Осьовий | 100 | 160 | 220 | 250 | 280 | 350 | |
| | До 0,3 мм | Радіальний | 200 | 320 | 450 | 600 | 720 | 800 | |
| | | Осьовий | 130 | 180 | 240 | 300 | 350 | 420 | |
| | Понад 0,3 мм | Радіальний | 280 | 350 | 500 | 600 | 800 | 1000 | |
| | | Осьовий | 190 | 220 | 280 | 350 | 500 | 600 | |

Література:

- [1] Справочник технолога-машиностроителя, том 1 /Под ред.. А.М.Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К.. Мещерякова, А.Г Сулова. – М.: Машиностроение-1, 2003. – 944 с.
- [2] Самонастраивающиеся зажимные механизмы: Справочник. /Ю.Н. Кузнецов, А.А. Вачев, С.П. Сяров, А.Ц. Цървеников; под ред. Ю.Н. Кузнецова. –К.: Техника; София: Гос. изд-во "Техника", 1988-222 с.
- [3] Лякас Р.И. Жесткость кулачков и точность центрирования токарных патронов. В сб. «Станкостроение Литвы». 1975, вып.7. с. 125-137.
- [4] Маталин А.А. Технология машиностроения. – Л.: Машиностроение, 1985. – 511 с.
- [5] Ансеров Н.А. Приспособления для металлорежущих станков. - Л.: Машиностроение, 1975. – 665 с.

УДК 621.923

Якимчук Г.К., Клишта Е.С.
НТУУ "КПИ", г. Киев, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ ДЕМПФИРОВАНИЕМ КОЛЕБАНИЙ ПЛАНШАЙБ ТЯЖЕЛЫХ ЛОБОТОКАРНЫХ СТАНКОВ

The questions of increase of vibro stability the oscillation of face-plate of heavy lathes damping are considered. The chart of halfquantitative of hydrostatical support for the increase of decrement vibrations of face-plate on windmill I and windmill II forms is offered.

Введение

Для повышения виброустойчивости обработки на тяжелых лоботокарных станках с диаметром планшайб 2000-5000 мм нами были проведены исследования на их моделях как уровней конструкционного демпфирования в материале, в стыке планшайбы со шпинделем, так и варьированием условий нагружения и мест установки, зажима и количества кулачков. Как показано в работах [1,3] этот уровень составлял весьма малую величину ($\psi = 0,25 - 0,02$).

Планшайбы тяжелых станков с горизонтальной осью шпинделя как правило, имеют две основные формы (два вида) колебаний: зонтичных (рис. 1), веерных I и веерных II (рис. 2) соответственно с одним и двумя узловыми диаметрами (узлами колебаний). Амплитуды в узлах минимальны, зато в пучностях таких «пластин» (на резонансных режимах) они достигают 5 – 10 кратных величин по сравнению с вынужденными колебаниями. Это существенно влияет на качество обработки, т. е. шероховатость и виброустойчивость в целом, снижает качество поверхности, стойкость и прочность инструмента. Особенно это характерно для условий прерывистого резания со стружкой скалывания и надлома для хрупких материалов типа чугунов.

В то же время был исследован другой вид планшайб карусельных станков с вертикальной осью шпинделя на кольцевой направляющей с гидростатическим смазыванием по системе «насос-карман» [2] где демпфирование повысилось до $\psi = 0,4 - 0,8$, и даже $\psi \geq 1$, что дает основание использовать гидростатическое демпфирование слоем смазки по принципу торцевого подшипника.

Основная часть

В работе сделана попытка соединить два вида опор планшайбы: на фланце шпинделя и на полукольцевой направляющей в нижней части шпиндельной бабки станка. Так как зона резания на лоботокарных станках находится ниже или на оси шпинделя, полукольцевая опора даст тот же эффект демпфирования, что и при полной кольцевой опоре (рис. 3 а,б). Теоретические исследования [4] показывают, что возможности погасить эти формы колебаний достаточны. При решении задач такого типа закладываются следующие допущения [4,5]:

- поток жидкости в зазоре между пластинами является не сжимаемым, ламинарным, масло имеет постоянную вязкость μ ;
- силы инерции жидкости пренебрежимо малы по сравнению с силами давления и трения;
- жесткость пластин велика и их деформациями можно пренебречь;
- пластины имеют бесконечную длину.

При исследовании [3] выявлено, что применительно к исследуемым

деформациям планшайб некоторые из этих условий изменяются:

а) жесткое основание опоры неподвижно, имеет высокую плоскостность и не деформируется;

б) планшайба не является жестким телом, а деформируется на величину амплитуды колебаний по определенным формам («фигуры Хладни»);

в) перемещения в кольцевом стыке происходят перпендикулярно поверхности сопрягаемых деталей конечной длины $L = \pi \cdot D/2$

г) колебания планшайбы на собственных формах – гармонические с частотами ω ; но связаны «стоячей волной» (рис. 1 и 2).

Частотный диапазон достаточно широк (30-150Гц) [6] (для моделей 600-1500Гц соответственно).

Схема модели и ее опор приведены на рис.3.

Методика определения демпфирования использовалась аналогичная приведенной в работах [1, 2, 3].

Известно, что сила демпфирования (сопротивление перемещению двух параллельных друг к другу пластин) зависит от давления и выражается формулой:

$$R = \int_0^b \rho \cdot L \cdot dx, \quad (1)$$

Решением есть выражение:

$$R = \frac{L \cdot \mu \cdot a \cdot \omega \cdot b^3 \cdot \cos \omega t}{h_0^3}$$

где h_0 - толщина насланного слоя в стыке (оптимальная); ω - частота колебаний; a - амплитуда нормальных колебаний в стыке [мкм]; L - длина направляющей $L = \pi \cdot D/2$; μ - вязкость масла; b - ширина направляющей.

Относительное рассеяние энергии за цикл колебаний ψ равно отношению энергий $\Delta\Pi$ рассеянной в системе, к потенциальной энергии деформации системы Π , соответствующей максимальной деформации масляного слоя, за цикл [5].

$$\psi = \frac{\Delta\Pi}{\Pi} = \frac{4 \cdot \pi \cdot C}{C_{KP}}; C = \frac{R}{a \cdot \omega}; C_{KP} = 2 \cdot M \cdot \Omega; \Omega = \sqrt{\frac{K}{M}}$$

где $K = I_{пр}$ - жесткость масляного слоя [6]; M - масса планшайбы; Ω - собственная частота колебаний системы.

Из приведенного выражения видно, что $\psi_{ст}$ прямо зависит от ширины "b³", диаметра кольцевой опоры, частоты и амплитуды колебаний, которыми можно варьировать.

Расчетная величина ψ_{ω} для исследуемой модели планшайбы соответствует 0,4-0,8 и зависит как от жесткости масляного слоя, величина которой варьировалась в пределах ($K=1500-1600$ даН/мкм), так и от приведенной ширины направляющей b , уменьшенной расположенными на ней (8-12) карманами для подвода масла (рис. 4).

Из теории моделирования известно, что относительная величина потерь за цикл колебаний не зависит от размера стыка $\frac{\psi_M}{\psi_H} = 1$ и может характеризовать потери как в стыке модели, так и в натурном стыке.

На разных формах колебаний характер деформации планшайбы, определяющий перемещение по нормали в стыке, для разных форм колебаний планшайбы разный. Этим и определен уровень демпфирования (см. рис.1), где

приведена схема кольцевой опоры планшайбы а) – форма прогиба; б) – характерные перемещения в стыке при зонтичной форме колебаний. На рис.2.а приведена форма упругой линии деформации планшайбы при веерных формах колебаний и схема перемещений в станке при веерной I форме колебаний; 2.б - при веерной II форме (в развертке по среднему диаметру кольцевой опоры).

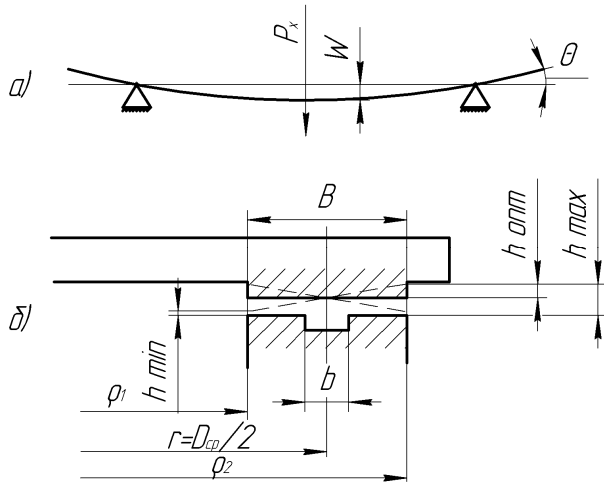


Рисунок 1 – Прогиб планшайбы от:
а) P_x силы резания; б) перемещения в стыке при зонтичной форме колебаний

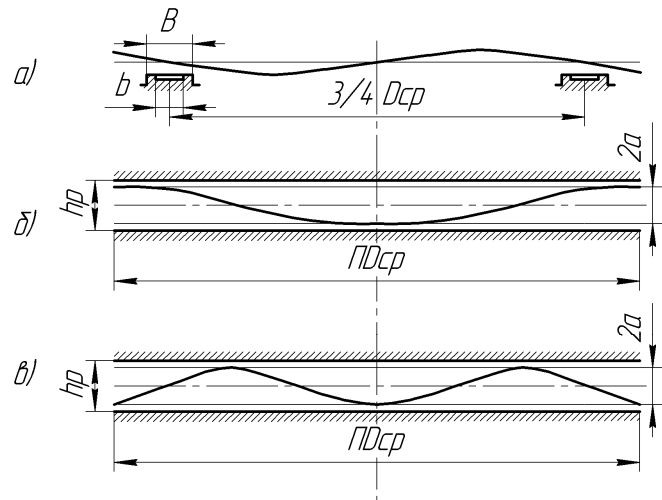


Рисунок 2 -Динамическая деформация планшайбы при веерных формах колебаний:
а) прогибы двух полуволн; б) перемещение в стыке при I веерной форме; в) то же при II веерной форме

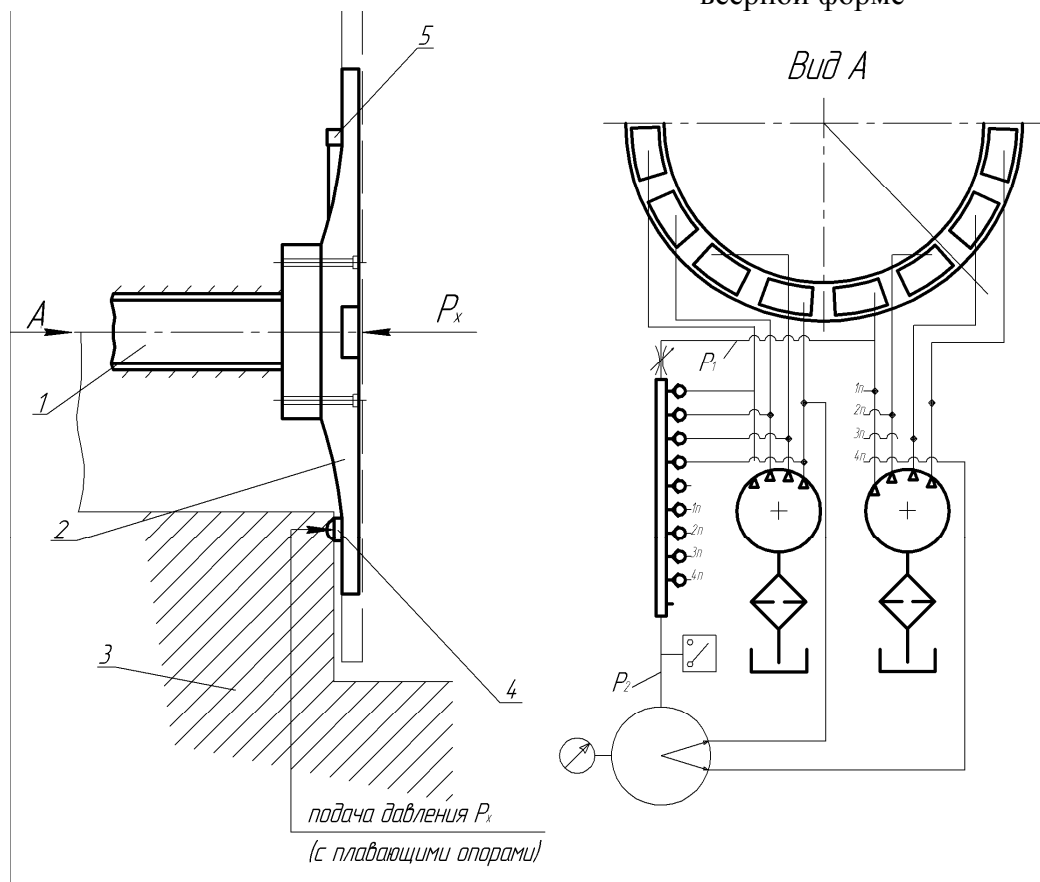


Рисунок 3 – Схема опор планшайбы: 1 – шпиндель с фланцем; 2 – планшайба; 3 - основание; 4 – полукольцевая опора с карманами; 5 – кольцо плоское; P_x – сила резания; вид А – рис. 71,а [6].

На рис.5.а приведені графіки залежності демпфування в стыке от частоты.

На рис.5.б приведені графіки залежності демпфування от амплитуды колебаний для зонтичної форми колебаний (кривая 1 – для I схемы опор, 2 – для II схемы опор).

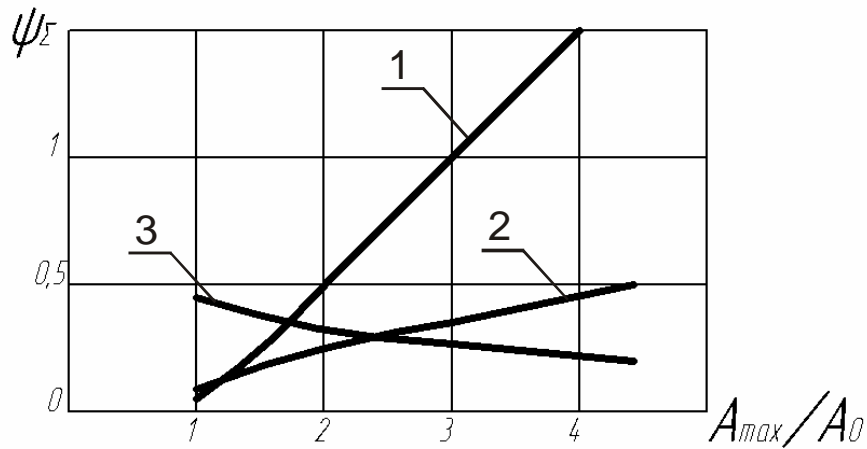


Рисунок 4 - Графики зависимости демпфирования (расчетные) от амплитуды колебаний для разных форм кривых: 1 – веерных I; 2 – веерных II; 3 – зонтичных

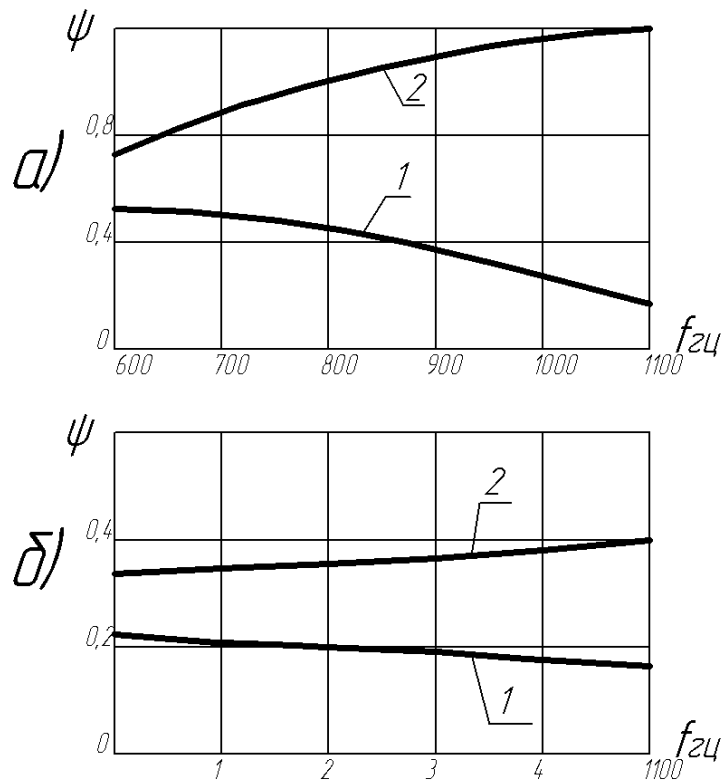


Рисунок 5 - Экспериментальная зависимость демпфирования колебаний планшайб на разных формах (для гидростатических опор): а) от частоты; б) от амплитуды; 1 – зонтичная; 2 – веерная, $f=600$ гц.

Выводы

1). При **зонтичной** форме колебаний перемещения в стыке происходит как угловые в радиальном направлении стыка с нулевым уровнем по средней окружности кольцевой опоры. Величины их малы вследствие малых углов поворота радиальных сечений планшайбы. Демпфирование мало и слабо зависит от частоты, но

существенно зависит от амплитуды колебаний.

2). При **веерной I** форме колебаний демпфирование существенно зависит от амплитуды, возрастая в три раза при возрастании амплитуды в 1,5 – 2 раза. Это объясняется большей гидродинамической силой сопротивления, возникающей при этой форме колебаний т.к. перемещения (перпендикулярно плоскости станка) имеет вся полукольцевая направляющая планшайбы.

3) Для **веерной II** формы возрастание демпфирования колебаний от амплитуды менее

выражено, т.к. перемещения в стыке малы и в связи с большей жесткостью планшайбы при этой деформации, чем при веерной I форме колебаний.

4) Сравнивая приведенные значения величины ψ_{Σ} со значениями $\psi_{ЭКС}$, полученными при экспериментах на планшайбе с опорой и без опоры, можно заключить, что потери энергии колебаний при различных формах определяются, главным образом, гидростатическими потерями в масляной пленке полукольцевой направляющей, т.е. $\psi_M = \psi_{zd}$, где ψ_{zd} - демпфирование в гидростатическом слое смазки.

$$\psi_{\Sigma} = \psi_{zd} + \psi_0 + \psi_{zd} \approx \psi_{zd}$$

Литература:

- [1] Якимчук Г.К., Чайковский Б.С. Исследование демпфирующих характеристик круглых пластин с центральным подпятником при нагибных колебаниях в кн. Рассеяние энергии при колебании механических систем, из-во Наукова думка, Киев, 1974.
- [2] Якимчук Г.К. Демпфирование колебаний планшайбы карусельного станка при изгибных деформациях. Сб. Металлорежущие станки. Вып.2. изд. «Техника», Киев, 1974.
- [3] Якимчук Г.К. Исследование колебаний планшайб тяжелых лоботокарных станков 1А692, 1А695. Реферативный ж. «Технология машиностроения» 14А, №2, Москва, 1982.
- [4] Ингерт Г.Х., Лурье Б.Г. Жесткости незамкнутой гидростатической опоры с питанием по схеме «насос-карман». «Станки и инструмент», №1, 1974.
- [5] Ингерт Г.Х., Лурье Б.Г. Силы демпфирования и динамические характеристики гидростатических опор. «Станки и инструмент», №1, 1974.
- [6] Бушуев В.В., Гидростатическая смазка в тяжелых станках. Москва, Машиностроение, 1979г., 88с.ил.; 1989г. 176с., ил.

УДК 621.8-1/-9

Кроль О.С., Кроль А.А.
СНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ПАРАМЕТРИЗАЦИЯ ПОПЕРЕЧНЫХ КОМПОНОВОК ПРИВОДА ГЛАВНОГО ДВИЖЕНИЯ

Toolbox and algorithms parametrization transverse arrangements box velocities machine tool on the base two criterions - maximum stiffness and minimum loads on front bearing is suggested. Parametric models box velocities multi-objective tool, providing reception of the efficient technical decisions

Введение

Проектирование коробок передач металлорежущих станков (главного привода, коробки подач) направлено на достижения большого диапазона частот вращения (диапазон регулирования R_n современных станков может достигать $R_n = 100-250$) и высокой жесткости.

При конструировании коробок скоростей (КС) стремятся упростить конструкцию и сделать ее более компактной за счет уменьшения числа ступней и ограничения передаточных чисел. Так, уменьшение радиальных размеров может осуществляться [1, 2]:

- 1) заменой трехвальной коробки двухвальной;
- 2) рациональным распределением передаточных отношений между несколькими парами колес;
- 3) применением параллельно работающих передач, благодаря чему мощность передается по параллельным потокам и размеры КС существенно уменьшаются;
- 4) сосной установкой валов и др.

В данной работе разработана процедура построения параметрических моделей поперечных компонок коробок передач металлорежущих станков. Решаемая задача формулируется следующим образом:

Разработать такую параметрическую модель поперечной компоновки КС, которая обеспечит в одном варианте максимальную жесткость проектируемого станка (его шпиндельного узла), а в другом варианте минимальную приведенную нагрузку на переднюю опору шпинделя.

Использование САПР на различных этапах проектирования агрегатов и узлов станка предполагает интеграцию совокупности расчетно-графических модулей, объединенных единой концепцией проектирования с возможностью обращения к общим базам данных [3].

Для всего разнообразия станков определенной группы (типа) невозможно использовать одну-две конструкции КС. Чаще всего приходится либо разрабатывать новую конструкцию, применяя методы структурной оптимизации, либо создавать новый вариант уже известной конструкции-прототипа с помощью метода параметрической оптимизации.

Особенностью автоматизированной процедуры проектирования КС является множество альтернативных вариантов компоновки и необходимость корректировки и доработки с учетом специфических особенностей объекта проектирования.

Основная часть

Эффективность проектирования КС зависит от принятой поперечной компоновки (свертки), в том числе от положения выходного вала. В имеющихся

работах по проектированию сверток КС не приводятся методика и алгоритм построения эффективного варианта конструкции коробки по критериям жесткости и надежности.

При определении пространственного положения зубчатых колес передающих вращающий момент на шпиндель станка необходимо учитывать две взаимоисключающие ситуации:

1. Параллельность и однонаправленность силы резания R и результирующей силы Q в зубчатом зацеплении «Выходной вал – шпиндель» (рис.1,а) обеспечивает максимальную жесткость шпиндельного узла (минимальный прогиб переднего конца шпинделя). Такой вариант используется в станках для чистовых методов обработки.

2. Параллельность и направленность в противоположные стороны сил R и Q (рис.1,б) обеспечивает наименьшую нагрузку на переднюю опору (как наиболее нагруженную в процессе работы станка) При этом прогиб переднего конца вала является максимальный, что допустимо только для черновой обработки.

Множество вариантов конструктивных исполнений деталей КС и их взаимного расположения с одной стороны, а также необходимость повышения производительности труда проектировщика с другой делает эффективным использование аппарата параметрического моделирования. Именно этот механизм, позволяющий уменьшить время разработки новой или модификации известных конструкций, реализован во всех современных САПР [4, 5].

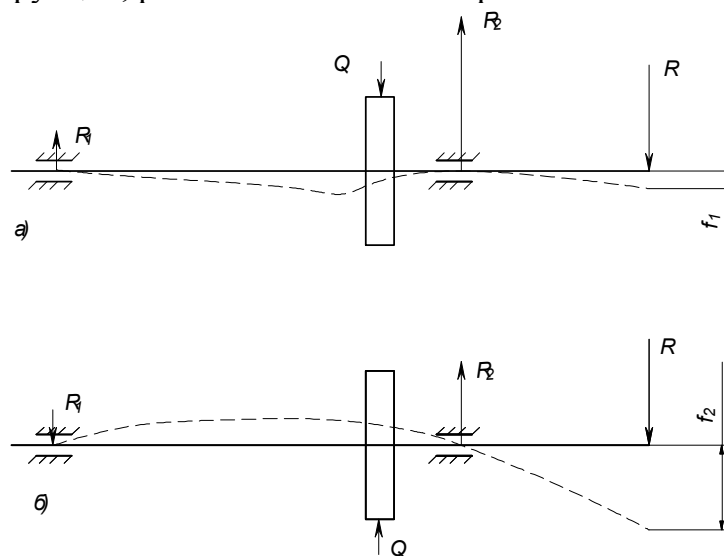


Рисунок 1 – Влияние положения приводного колеса на прогиб шпинделя:

- а) силы R и Q направлены в одну сторону;
 б) силы R и Q направлены в противоположные стороны

Механизм параметризации характеризуется наличием взаимосвязей и ограничений между геометрическими объектами, составляющими эту конструкцию (в отличие от непараметрического). При этом часть указанных взаимосвязей и ограничений может формироваться автоматически при вводе графической информации, а остальные назначаться пользователем самостоятельно.

Достаточно эффективно механизм параметризации реализован в современной CAD\CAM\CAE\PDM системе автоматизированного

проектирования АРМ «WinMachine», разработанной в НТЦ АПМ.

Известный алгоритм проектирования компоновочных схем строится в следующей последовательности: 1) проводятся оси валов; 2) определяются конструктивные элементы деталей, расположенных на валах; 3) проставляются осевые размеры всех конструктивных элементов; 4) вычерчивается свертка коробки скоростей, по которой будут определяться углы расположения зубчатых пар, направление окружных и радиальных усилий и т. д.

Для совершенствования приведенного выше алгоритма предлагается параметрическая модель структурного синтеза пространственной компоновки КС.

В качестве объекта проектирования выбран станок многоцелевой модели МС-03, который предназначен для механической обработки металлов (точением, нарезанием резьбы, фрезерованием, сверлением растачиванием и шлифованием).

Ниже представлен фрагмент программы синтеза компоновки по критерию максимальной жесткости.

| Переменная | Выражение | Значение | Комментарий |
|------------|----------------|----------|--|
| dw1 | | 120 | шестерня на входном валу |
| dw2 | | 100 | колесо на входном валу |
| dw3 | | 200 | колесо на шпинделе |
| dw4 | | 80 | шестерня на промежуточном валу |
| a0 | | 60 | угол силы резания |
| a1 | $((90-a0)+20)$ | 50 | угол наклона ведущего вала(силы резания и в |
| a | | 140 | угол между силами на ведущем валу |
| a2 | $90-a0$ | 30 | Угол наклона силы P1 к вертикали |
| a3 | $180-(a2+a)$ | 10 | Угол наклона силы P2 к вертикали (вертикаль |
| a4 | $a3+20$ | 30 | Угол наклона промежуточного вала от горизон |

Рисунок 2 – Фрагмент программы синтеза компоновок

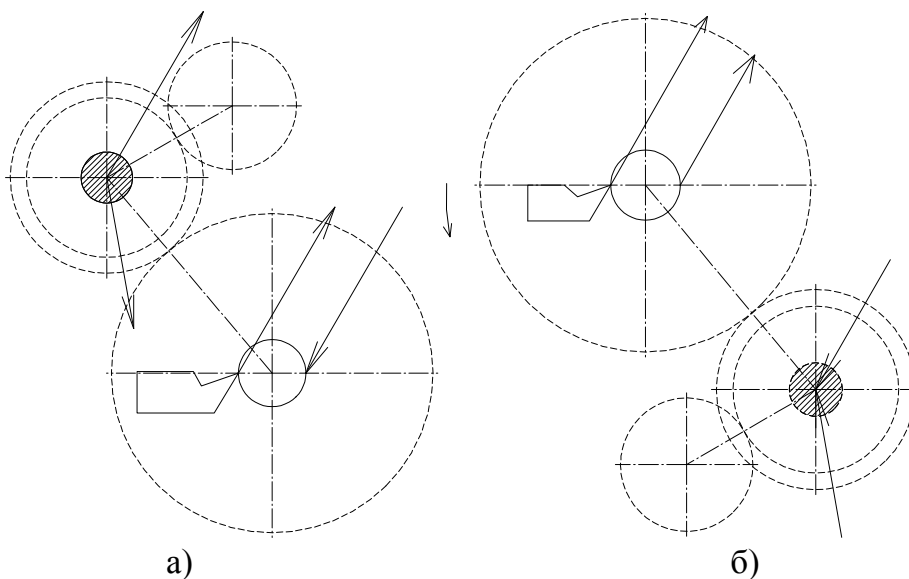


Рисунок 3 – Поперечная компоновка коробки скоростей:
 а) по критерию максимальной жесткости;
 б) по критерию минимальной приведенной нагрузки

В первом варианте используется критерий максимальной жесткости (рис. 3,а), который реализуется при условии параллельности и однонаправленности сил R и Q . Во втором варианте используется критерий минимальной приведенной нагрузки на переднюю опору (рис. 3,б), который реализуется при условии параллельности и направленности в противоположную сторону сил R и Q .

В зависимости от принятой схемы резания, геометрии инструмента и режимов резания будет изменяться положение угла наклона результирующей силы резания, а следовательно и положение выходного вала КС, в соответствии с предложенной программой.

На основе предложенного алгоритма параметризации разработана параметрическая модель КС станка МС-03 (рис.4).

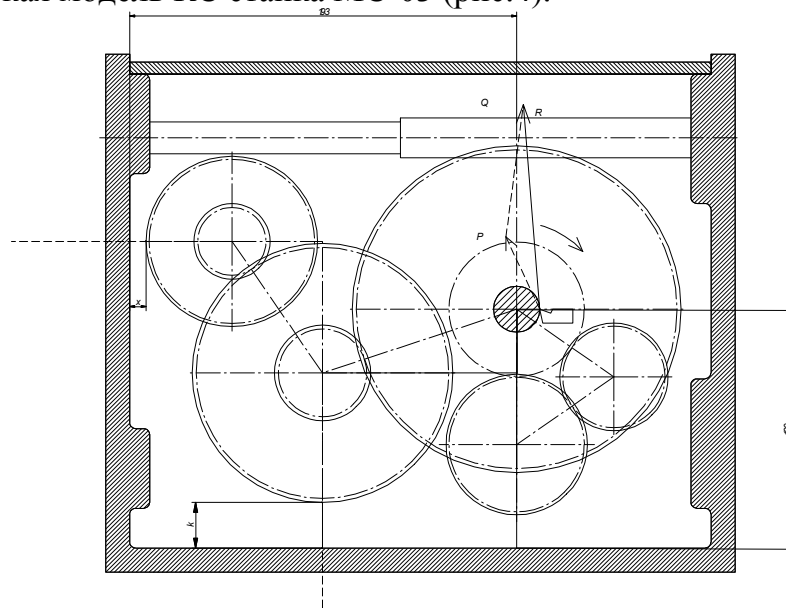


Рисунок 4 – Коробка скоростей станка модели МС-03 (параметрическая модель)

К числу ограничений этой модели относятся предельные расстояния между внешней поверхностью зубчатого колеса и боковой стенкой (x), а также дном корпуса (k). В последней версии АРМ WinMachine 9.5 имеется новый тип переменной – переменная сообщения, которая делает более «дружественным» интерфейс проектирования. Ниже представлен пример переменной сообщения (рис. 5), которая визуализируется в рабочем окне в случае нарушения предельных значений x и k .

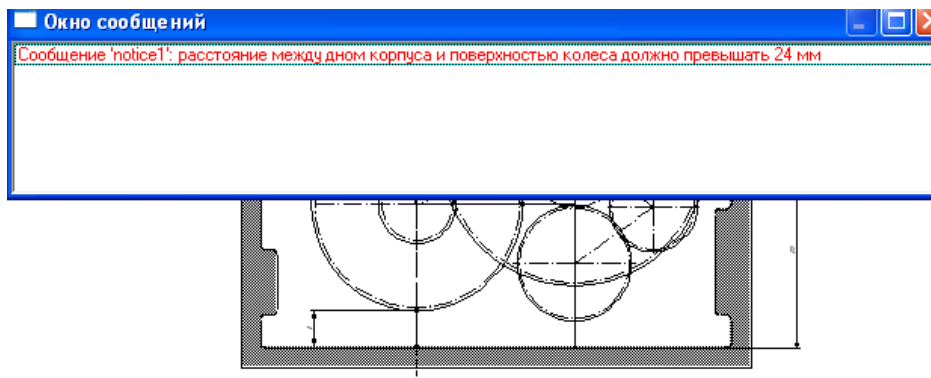


Рисунок 5 – Переменная – сообщение: недопустимое расстояние

Попытка при существующих габаритах корпуса КС реализовать критерий максимальной жесткости привела к недопустимому расположению выходного вала относительно дна корпуса (рис.6).

Для определения отличия заводского варианта (рис. 5) и оптимального по жесткости (рис.6) воспользуемся модулем расчета валов APM Shaft. Расчет максимальной стрелы прогиба переднего конца шпинделя в заводском варианте (отклонение от силы резания $32,4^0$) отличается от оптимального на 4%.

В среде APM Graph сконструирована поперечная свертка КС станка модели МС-03 (рис. 7).

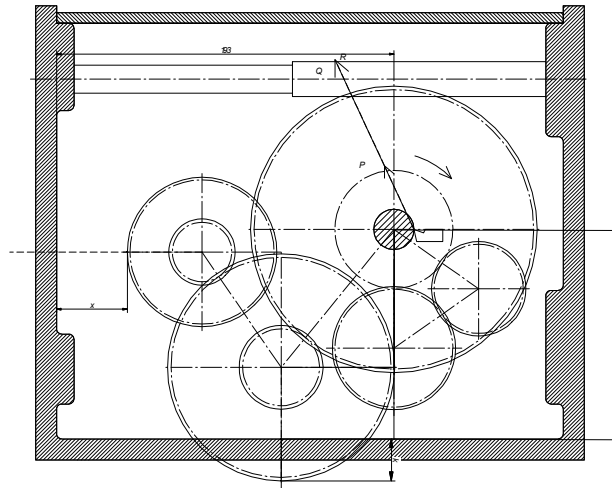


Рисунок 6 – Вариант компоновки с максимальной жесткостью

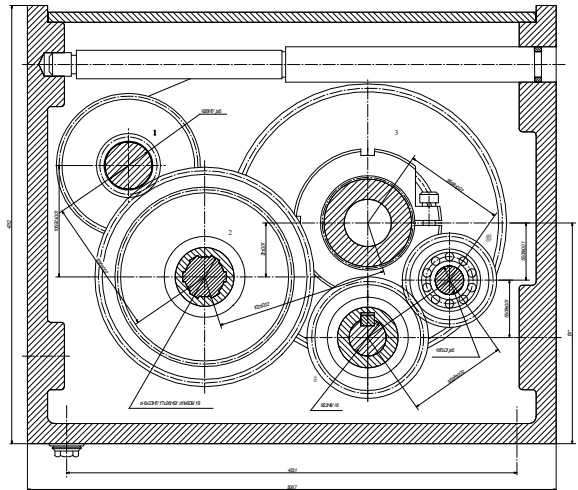


Рисунок 7 – Конструкция коробки скоростей многоцелевого станка (поперечная компоновка)

Выводы

Использование разработанного механизма параметризации значительно повышает эффективность исследования допустимых компоновок на базе построенных параметрических моделей. При этом каждый новый вариант синтезируется только изменением критерия оптимизации. Такой подход к проектированию на базе параметрических моделей повышает качество принимаемых проектных решений и производительность труда проектировщиков.

Литература

- [1] Бушуев В.В. Основы конструирования станков.-М.:Станкин.-1992.-520 с.
- [2] Проектирование и расчет металлорежущих станков на ЭВМ: Учебное пособие для вузов/О.В. Таратынов, О.И. Аверьянов, В.В. Клепиков и др. – М.:МГИУ,2002. – 384 с.
- [3] Проектирование металлорежущих станков и станочных систем. Справочник-учебник в 3-х т. Т.1. Проектирование станков/А.С.Проников и др.- М: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана: Машиностроение, 1994.- 444с.
- [4] Фомин Е.П. Использование параметрических возможностей КОМПАС-3D/САПР и графика, №10, 2007. – с.70-74.
- [5] Шелофаст В.В. Основы проектирования машин.-М.:Изд-во АПМ.–472 с.

РОЗДІЛ 3

ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.924.

Ю.В. Петраков, Ван Ци Чень
НТУ України "КПІ", г. Киев, Украина

УПРАВЛЕНИЕ ШЛИФОВАНИЕМ ВНУТРЕННИХ СФЕРИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

The mathematical model of grinding process of internal spherical surface is developed. The application program of design for determination of basic characteristics of grinding process and control method is offered on a machine-tool with CNC. As a result the productivity of machining is increased approximately in 2 times.

В современном машиностроении используются разнообразные детали со сложными поверхностями, к которым предъявляются высокие требования по точности и качеству.

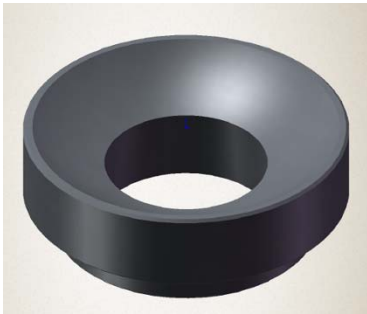


Рисунок 1 – Опора подшипника (рис.1).

Среди таких деталей встречается значительное количество деталей с внутренними сферическими поверхностями, которые должны иметь, кроме точности формы, низкую шероховатость и высокую твердость рабочих поверхностей. К таким деталям относятся различные опоры шарнирных подшипников, например, корпус опоры подшипника конвертора

Постановка задачи

Такие поверхности могут обрабатываться шлифованием, как правило, по двум основным схемам. Формообразование выполняется либо за счет копирования формы инструмента (рис.2), либо за счет сообщения специальных относительных движений инструменту и заготовке (рис.3).

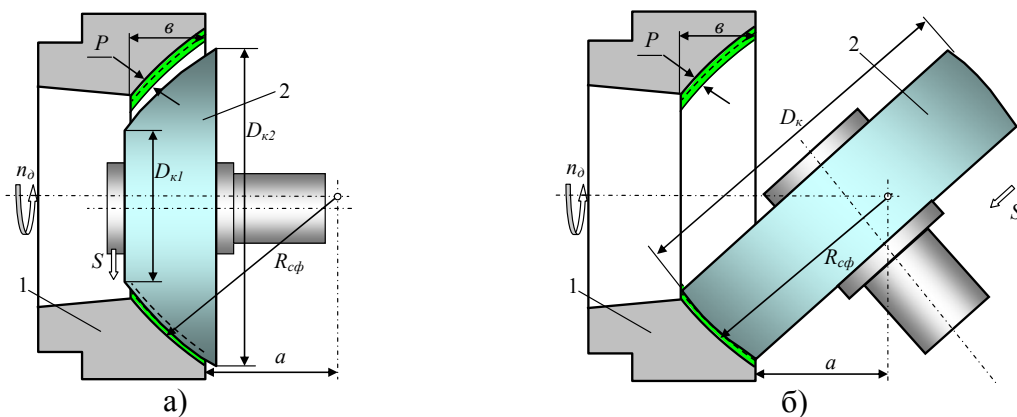


Рисунок 2 – Схемы шлифования внутренних сферических поверхностей

Сферическая поверхность опоры подшипника 1 образована частью сферы радиусом $R_{сф}$, шириной b , ограниченной секущей плоскостью на расстоянии a от центра сферы. Удаление припуска P выполняется шлифовальным кругом 2 при

вращении заготовки вокруг своей оси с частотой n_d .

Врезное шлифование по схеме рис.2, а может выполняться на круглошлифовальном станке фасонным шлифовальным кругом за счет поперечной подачи S . Учитывая большую разность диаметров фасонного шлифовального круга ($D_{к1}$ и $D_{к2}$) такая схема не обеспечивает одинаковую скорость резания на различных участках контура детали и не может считаться рациональной. Устранение указанного недостатка возможно при использовании схемы по рис.2, б, где ось вращения шлифовального круга повернута на определенный угол по отношению к оси вращения заготовки. Однако такая схема может быть реализовано только на специальных станках, позволяющих поворот шлифовальной бабки с направляющими для реализации необходимого направления поперечной подачи S .

Наиболее распространенные схемы формообразования шлифовальных станков с ЧПУ имеют параллельное расположение осей шпинделя детали и шлифовального круга, например станки фирмы Studer. На таких станках может быть реализована схема формообразования по рис.3, где при вращении заготовки 1 с частотой n_d фасонному шлифовальному кругу 2 приводами станка сообщается формообразующее движение по траектории, обозначенной пунктирной линией. Правка шлифовального круга также выполняется устройством правки с управлением от системы ЧПУ.

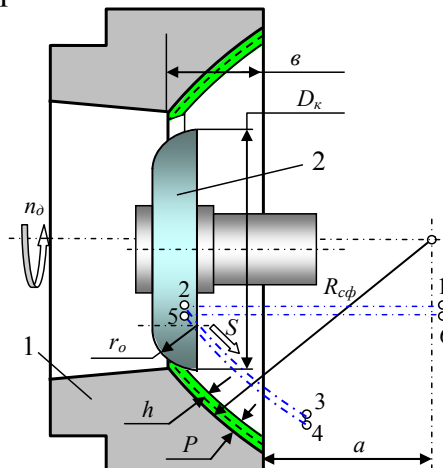


Рисунок 3 – Схема шлифования сферической поверхности на круглошлифовальном станке с ЧПУ

Для технологической подготовки такой операции шлифования на станке с ЧПУ необходимо решить следующие задачи.

1. Определить форму инструментальной поверхности шлифовального круга и рассчитать его параметры.
2. Рассчитать траекторию формообразующих движений и подготовить файл управления для станка с ЧПУ.
3. Определить управляющие воздействия процесса шлифования и спроектировать законы управления с целью оптимизации операции шлифования сферической поверхности.

Выполнение поставленных задач предопределяет использование разработанного на кафедре Технологии машиностроения НТУУ «КПИ» подхода, основанного на моделировании процесса, в результате которого может быть получена вся необходимая для технологической подготовки операции шлифования информация, а также файл управляющей программы.

Задача №1

Форма инструментальной поверхности шлифовального круга по технологическим соображениям принимается в виде тора, однако параметры этой поверхности определяются из геометрических условий формообразования (рис.4). Шлифовальный круг не должен выполнять резание боковой стороной, поэтому необходимо обеспечить это условие за счет расстояния δ от боковой стороны до зоны резания. Кроме того, максимально возможная глубина резания H_{max} (при движении круга влево по рисунку) должна обеспечивать выполнение граничного закона управления по глубине резания. Также необходимо определить минимальную ширину шлифовального круга (расстояние b_1 по схеме рис.4) из условия обеспечения резания в крайнем правом положении при движении по эквидистанте.

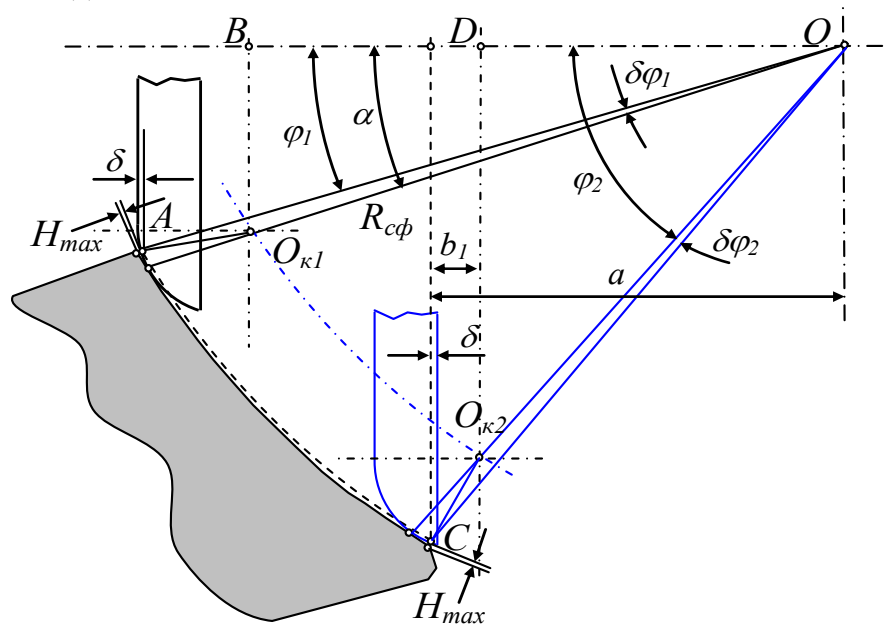


Рисунок 4 – К определению формы шлифовального круга

Из геометрических соотношений $\Delta O_{к1}BO$ (см.рис.4) имеем:

$$\alpha = \arcsin \frac{(R_{сф} - H_{max}) \sin \varphi_1 - \delta / \tan(\varphi_1 / 2)}{(R_{сф} - r_o)}, \quad (1)$$

где φ_1 – угол, который определяется геометрическими параметрами детали, H_{max} – глубина резания, $R_{сф}$ – радиус сферы, r_o – радиус округления инструментальной поверхности круга.

Из геометрических соотношений $\Delta AO_{к1}O$:

$$r_o^2 = (R_{сф} - H_{max})^2 + (R_{сф} - r_o)^2 - 2(R_{сф} - H_{max})(R_{сф} - r_o) \cos(\delta\varphi_1), \quad (2)$$

где $\delta\varphi_1 = \alpha - \varphi_1$.

Таким образом, полученные уравнения (1) и (2) содержат в себе зависимость $H_{max} = f(r_o, \delta)$. Однако, поскольку эти зависимости представляют собой трансцендентные уравнения, искомую зависимость можно получить только численным методом.

Расчет минимальной ширины круга необходимо выполнить по геометрическим условиям, которые наступают в конце движения по эквидистанте. По теореме косинусов из $\Delta CO_{к2}O$:

$$\delta\varphi_2 = \arccos \left(\frac{(R_{сф} - H_{max})^2 + (R_{сф} - r_o)^2 - r_o^2}{2(R_{сф} - H_{max})(R_{сф} - r_o)} \right), \quad (3)$$

откуда, из $\Delta O_{к2}DO$:

$$b_1 = a - (R_{c\phi} - r_o) \cos(\varphi_2 - \delta\varphi_2). \quad (4)$$

Для решения поставленной задачи была разработана прикладная программа, интерфейс которой представлен на рис.5. Прикладная программа по зависимостям (1)-(2) численным методом позволяет построить график зависимости $H_{max} = f(r_o, \delta)$ (линия 1 на рис.5) и по заданной максимальной глубине резания (линия 2 на рис.5) рассчитать радиус r_o округления круга и расстояние b_1 .

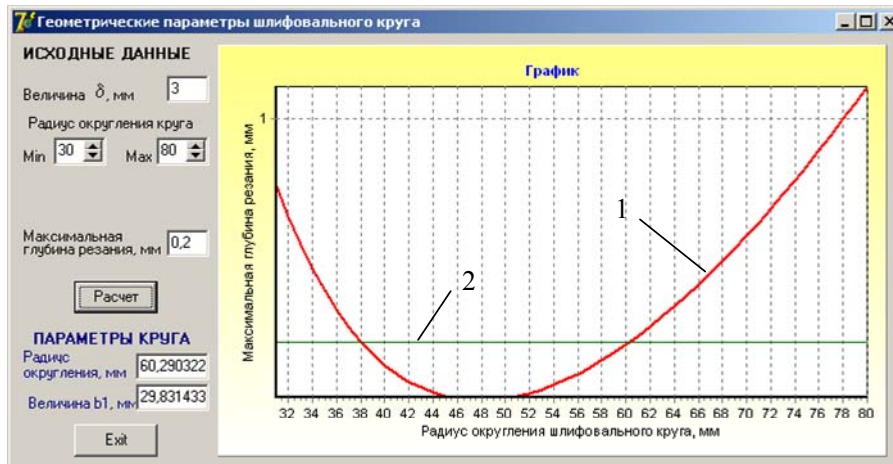


Рисунок 5 – Интерфейс программы расчета параметров шлифовального круга

Следует отметить, что применение шлифовального круга с радиусом округления, больше рассчитанного по программе, позволяет проводить шлифование с большей глубиной резания, однако такая форма круга приводит к большей неравномерности скорости резания по его участкам. Поэтому, из технологических соображений, следует ограничиться рассчитанным радиусом $r_o = 60$ мм округления, расстояние $b_1 = 30$ мм.

Задача №2

Для определения траекторий движения формообразования сферической поверхности из технологических соображений принята схема срезания припуска последовательными проходами при движении центра округления инструментальной поверхности шлифовального круга по эквидистантам.

Для расчета эквидистанты, в соответствии с принятой концепцией моделирования процесса обработки, вначале определяется дискретная геометрическая модель контура детали как сферы (рис.6):

$$\begin{cases} x_o[i] = x_o - R_{c\phi} \cos(\varphi_1 + (i-1)\delta\varphi) \\ y_o[i] = y_o + R_{c\phi} \sin(\varphi_1 + (i-1)\delta\varphi) \end{cases} \quad (5)$$

где $\delta\varphi$ – шаг дискретной модели, x_o, y_o – координаты центра O_1 сферы.

При этом координаты центра округления инструментальной поверхности шлифовального круга рассчитываются по зависимостям:

$$\begin{cases} x_s[i] = x_o[i] + (r_o + Ph - H) \cos \varphi[i] \\ y_s[i] = y_o[i] - (r_o + Ph - H) \sin \varphi[i] \end{cases} \quad (6)$$

где $\varphi[i] = \arccos((x_o - x_o[i]) / R_{c\phi})$, Ph – припуск.

Для программирования технологической траектории движения по эквидистанте необходимо рассчитать подачу $S_{об}$ на оборот, поскольку от этого параметра зависит шероховатость обработанной поверхности. Шероховатость

зависит от высоты Rz гребешка, которая определяется по формуле, полученной из геометрических соотношений схемы по рис.6:

$$Rz = R_{c\phi} - \sqrt{r_o^2 - \left(\frac{S_{o\phi}}{2}\right)^2} - \sqrt{(R_{c\phi} - r_o)^2 - \left(\frac{S_{o\phi}}{2}\right)^2}, \quad (7)$$

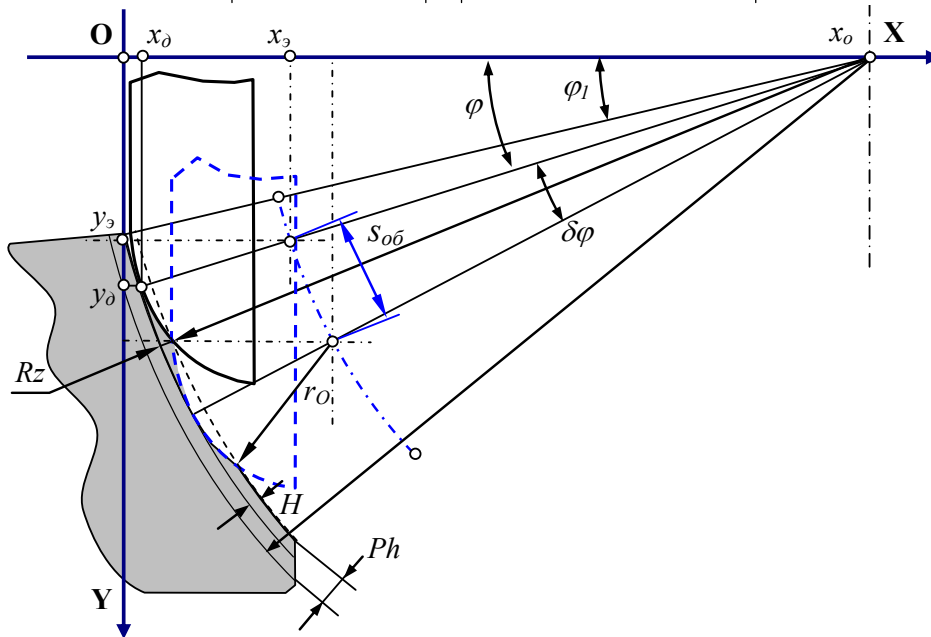


Рисунок 6 – Схема формообразования

Расчеты по формуле (7) показывают, что для обеспечения шероховатости обработанной поверхности $Rz \leq 0,8$ мкм (требование чертежа детали) необходимо, чтобы $S_{o\phi} \leq 2$ мм/об. Учитывая стохастический характер шероховатости, подача на оборот в условиях дальнейшего моделирования принята $S_{o\phi} = 1,8$ мм/об.

Задача №3

Для определения закона управления процессом срезания припуска необходимо разработать математическую модель, связывающую объем срезаемого припуска с параметрами схемы формообразования. Такие зависимости можно получить из анализа схем, представляющих взаимодействие инструмента и заготовки с равномерным припуском в двух взаимно перпендикулярных сечениях (рис.7).

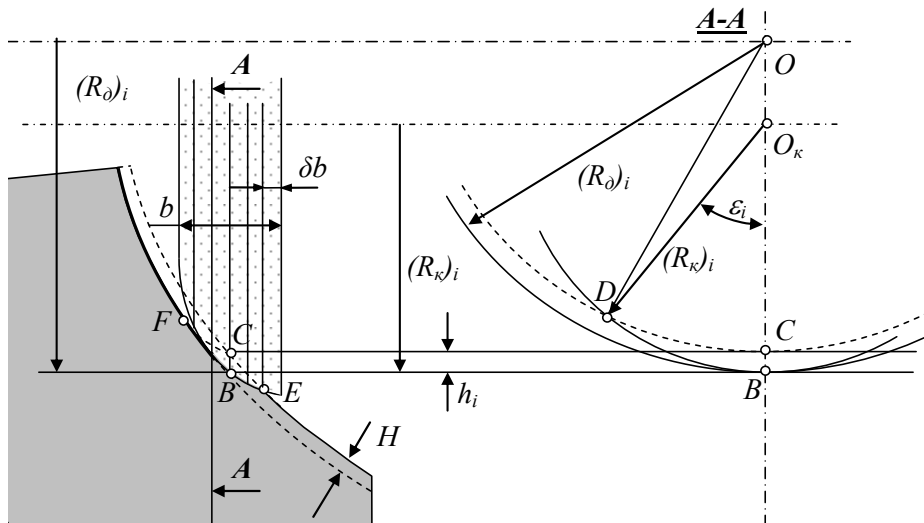


Рисунок 7 – К определению формы срезаемого слоя припуска

В сечении по оси вращения детали взаимодействие круга с заготовкой определяется дугой BE контакта, которая зависит от глубины H резания, а в сечении А-А определяется дугой BD контакта, которая зависит от глубины h_i резания. Поскольку 3-D поверхность может быть представлена дискретной геометрической 3-D моделью в виде цифровых массивов, математическую модель срезания припуска необходимо ориентировать на численные методы. Разработанный алгоритм состоит из двух процедур.

В первой процедуре численным методом определяется длина дуги контакта исходной инструментальной поверхности шлифовального круга с поверхностью заготовки, имеющей эквидистантный припуск H . Дуга BE контакта на каждом шаге моделирования определяется как дуга окружности радиусом r_O округления шлифовального круга с контуром заготовки, который был образован на предыдущем шаге [1].

Вторая процедура основана на том, что шлифовальный круг шириной b разбивается с шагом δb на элементарные круги, радиус $(R_k)_i$ которых зависит от положения сечения А-А по ширине b реального шлифовального круга. Для каждого такого круга из геометрических соотношений соответствующего $\Delta DO_k O$ рассчитывается угол DOO_k :

$$\angle(DOO_k)_i = \arccos \left[\frac{((R_o)_i - h_i)^2 - (R_k)_i^2 - ((R_o)_i - (R_k)_i)^2}{2(R_k)_i((R_o)_i - (R_k)_i)} \right], \quad (8)$$

а затем угол ε контакта и дуга L_k контакта:

$$\varepsilon_i = \pi - \angle(DOO_k)_i, \quad (L_k)_i = \varepsilon_i (R_k)_i. \quad (9)$$

Моделирование

Для технологической подготовки операции шлифования сферической поверхности подшипника на станке с ЧПУ была разработана прикладная программа моделирования процесса, математическое ядро которой составляют полученные ранее зависимости.

На главном интерфейсе (рис.8) расположены окна для ввода исходных данных, кнопки управления, графическое окно анимации процесса и многофункциональный осциллограф для представления результатов моделирования. На осциллограф может выводиться график изменения дуги контакта шлифовального круга в продольном сечении (как показано в окне анимации) или пятно контакта в поперечном сечении. В графическом окне показаны сечение детали 1, с припуском 2 (для наглядности припуск увеличен в 20 раз) и шлифовальный круг 3.

Вначале было проведено моделирование процесса шлифования с постоянной на проход глубиной резания (рис.9). На экране осциллографа показан график изменения дуги контакта (линия 4) от времени шлифования. Траектория движения центра округления шлифовального круга (линия 5) содержит всю информацию, необходимую для генерирования файла управления в G-кодах станка с ЧПУ.

На рис.9, а показан момент в начале процесса шлифования, а на рис.9, б – окончание технологической операции. Изменение дуги контакта шлифовального круга с заготовкой в поперечном направлении носит повторяющийся характер в соответствии с циклами многопроходной обработки: дуга контакта в начале каждого прохода шлифовального круга по эквидистантной траектории 5 увеличивается, а в конце прохода уменьшается до нуля. Максимальная величина дуги контакта на каждом проходе остается неизменной. Время выполнения операции составило около 420 с.

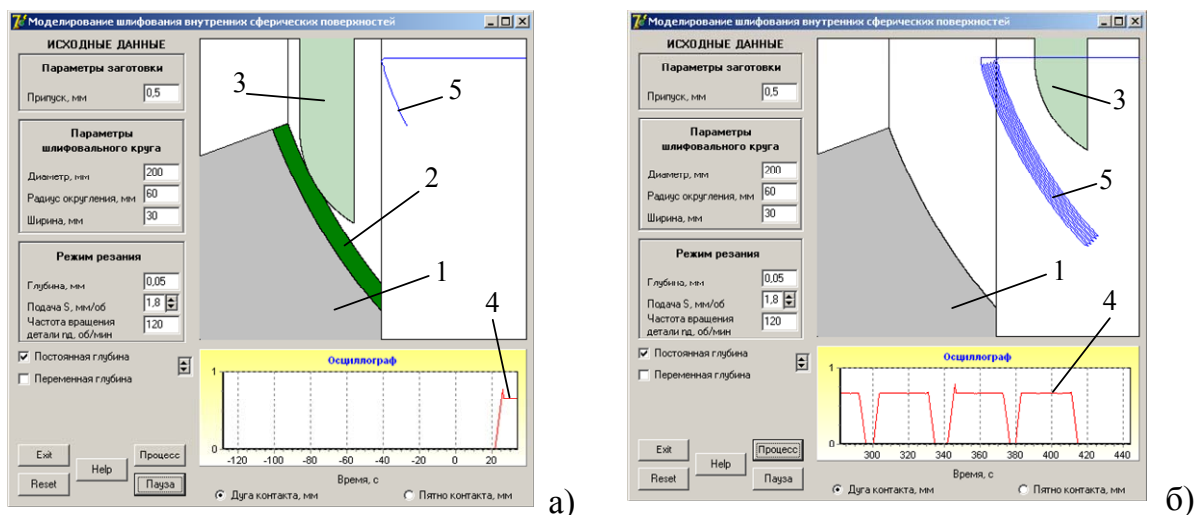


Рисунок 8 – Главный интерфейс программы моделирования с постоянной глубиной резания

Для оптимизации процесса было предложено управлять глубиной резания в соответствии с граничным (оптимальным) законом [2]. Закон управления учитывает ограничение по силе резания на первых проходах и снижение интенсивности шлифования по мере приближения к поверхности будущей детали. Такое управление позволяет выполнять проходы с переменной глубиной резания: когда срезается припуск на первых проходах, глубина резания может быть увеличена, поскольку под зоной обработки находится припуск, который будет удален на последующих проходах. При приближении зоны резания к поверхности детали глубина резания уменьшается, чем обеспечивается требуемое качество (бесприжеговый режим) обработанной поверхности.

Результаты моделирования оптимального процесса шлифования с помощью разработанной программы представлены на рис.10. В окне анимации интерфейса: 1 – деталь, 2 – припуск, 3 – шлифовальный круг. При выборе режима моделирования с переменной глубиной резания на интерфейсе появляется окно управления для загрузки файла граничного закона, который должен быть представлен в формате *.txt.

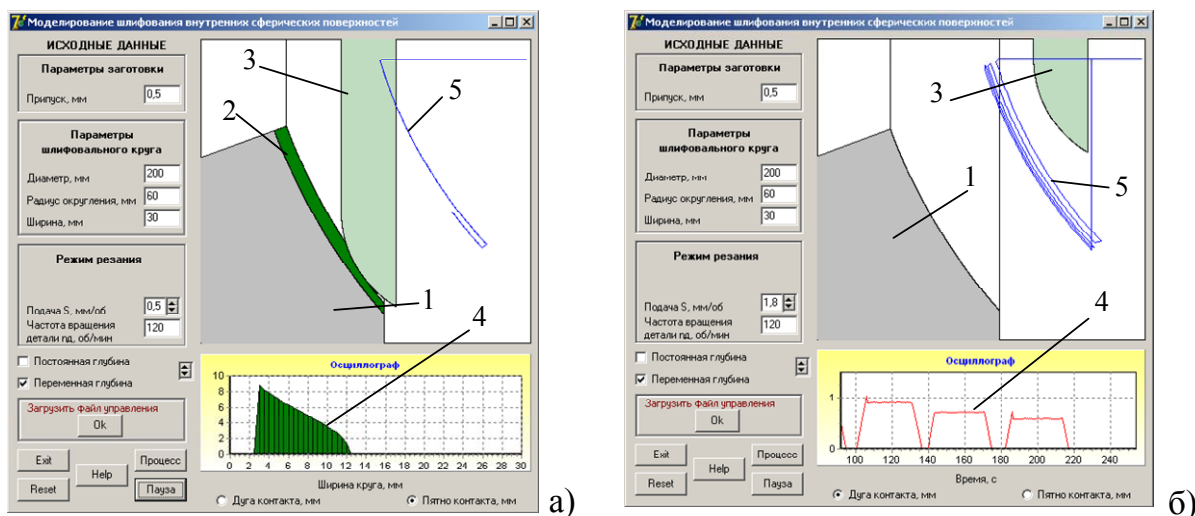


Рисунок 9 – Главный интерфейс программы моделирования с оптимальным законом изменения глубины резания

На рис.10, а показано состояние интерфейса в начале моделирования на втором проходе шлифовального круга. Здесь на экран осциллографа выведено пятно контакта шлифовального круга с заготовкой в поперечном направлении (4 на рис.10, а). На рис.10, б представлен интерфейс после окончания моделирования технологической операции. Траектории движения центра округления шлифовального круга (линии 5) расположены с переменным расстоянием в соответствии с оптимальным законом управления глубиной резания. График изменения дуги контакта (линия 4 на рис.10, б) показывает, что ее величина уменьшается к окончанию процесса и на последнем проходе является меньше, чем при шлифовании с постоянной глубиной резания (сравните с рис.9, б). Тем самым обеспечивается требуемое качество поверхности детали. Время всего цикла обработки при оптимальном управлении составляет около 220 с.

Выводы

1. Для выполнения операции шлифования внутренней сферической поверхности подшипника опоры конвертора целесообразно использовать шлифовальный станок с ЧПУ, а формообразование проводить по предложенной схеме.

2. Для технологической подготовки операции шлифования и подготовки промежуточного файла управления станка с ЧПУ необходимо использовать разработанную программу моделирования, с предварительным расчетом геометрических параметров исходной инструментальной поверхности шлифовального круга.

3. Оптимизация процесса шлифования с управлением по глубине резания позволяет увеличить производительность обработки примерно в 2 раза по сравнению с традиционным шлифованием с постоянной на всех проходах глубиной резания.

Литература:

- [1] Петраков Ю.В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням. УкрНДІАТ, Київ-2004, 384с.
- [2] Петраков Ю.В., Пасічник В.А. Проектування формоутворюючих рухів для оброблення складних 3-D поверхонь на верстатах з ЧПУ. Сб. Вестник НТУУ «КПІ», Машиностроение, №50, 2007, с. 118-130.

УДК 621.9.04

Михайлов А.Н., Гитуни А., Лахин А.М.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

СИНТЕЗ СТРУКТУРЫ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОСТРАНСТВЕННО-МОДИФИЦИРОВАННЫХ ЗУБЬЕВ МУФТ С ЛИНЕЙНЫМ КОНТАКТОМ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

In the given work features of synthesis of structure of technological process of manufacturing of the spatially-modified teeth gear coupler depending on conditions of a warp of axes of connected shaft are considered. Researches of deviations of geometrical parameters of the spatially-modified teeth gear couplers from nominal values are executed. Variants of structures of technological process of manufacturing of teeth gear couplers depending on conditions of a warp of axes of shaft are resulted and recommendations about their compilation are given.

Введение

В машиностроении, зубчатые муфты предназначены для компенсации погрешностей осей соединяемых ими валов. Они обычно работают в сложных тяжело нагруженных условиях при высокой частоте вращения [1]. В настоящее время разработано множество различных вариантов геометрии зубьев муфт, которые решают свои функциональные задачи. Наиболее эффективной геометрией рабочих поверхностей зубьев является пространственно-модифицированная геометрия зубьев, обеспечивающая выравнивание нагрузки в зацеплении зубьев и линейный контакт зубьев [2, 3, 4] по углу поворота муфты.

Для изготовления пространственно-модифицированной геометрии зубьев муфты разработано множество способов и методов обработки пространственно-модифицированных зубьев муфты [4, 5, 6, 7]. Эти методы позволяют изготавливать пространственно-модифицированную геометрию зубьев муфты для определенных углов перекося осей элементов зубчатой муфты. При этом нет общих рекомендаций по проектированию структурных вариантов технологических процессов для общего диапазона перекося элементов зубчатой муфты. Рациональное структурирование вариантов технологических процессов особенно важно для снижения себестоимости изготовления зубчатых муфт и повышения качества их изготовления.

Цель работы

Целью данной работы является снижение себестоимости изготовления зубчатых муфт с пространственно-модифицированной геометрией зубьев и повышение качества их изготовления за счет синтеза рациональной структуры технологического процесса для заданного предела перекося осей элементов муфты путем последовательного приближения параметров процессов обработки ко 2-му способу Оливье.

Основная часть

Второй способ Оливье изготовления пространственных зацеплений с линейным касанием поверхностей зубцов основывается на двух условиях [1]:

1. Нарезание поверхности зубцов одного из звеньев механизма (зубчатой муфты) должен производиться инструментальной поверхностью, полностью совпадающей с поверхностью другого звена в передаче (зубчатой муфты).

2. При изготовлении зубьев муфты на технологической системе структура относительных движений инструмента и заготовки должна быть такая же, какая имеется в зубчатом механизме (зубчатой муфте) при эксплуатации.

В соответствии с поставленной целью в работе определены следующие задачи: рассмотреть особенности синтеза структуры технологического процесса изготовления пространственно-модифицированных зубьев муфты в зависимости от условий перекоса осей соединяемых валов; выполнить исследования отклонений геометрических параметров пространственно-модифицированных зубьев муфт от номинальных значений; разработать варианты структур технологического процесса изготовления зубьев муфты в зависимости от условий перекоса осей валов и дать рекомендации по их составлению.

Для выполнения синтеза структуры технологического процесса для изготовления пространственно-модифицированных зубьев муфты в зависимости от условий перекоса осей соединяемых валов разработана универсальная структура технологического процесса представленная на рис. 1. Эта структура содержит следующие операции:

1 Предварительная обработка (фрезерование методом копирования со структурой движения модульной дисковой фрезы по специальной линии исходного контура);

2. Черновая обработка (фрезерование методом обкатки со структурой движения модульной червячной фрезы по специальной линии исходного контура);

3. Полуцистловая обработка (фрезерование методом копирования модульной дисковой фрезой или обкаткой модульной червячной фрезой, обработка с обеспечением полной идентичности кинематической структуры, выполнение 2-го условия 2-го способа Оливье);

4. Чистовая обработка (операция протягивания методом обкатки специальной зубчатой протяжкой, обработка с обеспечением полной идентичности геометрии инструмента, выполнение 1-го условия 2-го способа Оливье);

5. Финишная обработка (операция хонингования методом пространственной обкатки с помощью зубчатого хона внутреннего зацепления, выполнение 2-х условий 2-го способа Оливье);

6. Доводочная обработка (операция доводки методом пространственной обкатки с помощью специального инструмента, выполнение 2-х условий 2-го способа Оливье);

С помощью этой общей универсальной структуры технологического процесса можно составлять частные варианты рациональных технологических процессов для определенных пределов углов перекосов осей элементов муфты. Так как, например, для малых углов перекосов осей элементов муфты не требуются все операции универсального технологического процесса, а только необходимо частичная их реализация. Поэтому здесь, необходимы дополнительные исследования в этом направлении. Для выполнения этих исследований сначала определим значения приращений координат реальных поверхностей по отношению к номинальным.

Пусть в системе координат π_{01} задана номинальная инструментальная поверхность

$$\vec{r}_{01,H} = \vec{r}_{01,H}(u, v). \quad (1)$$

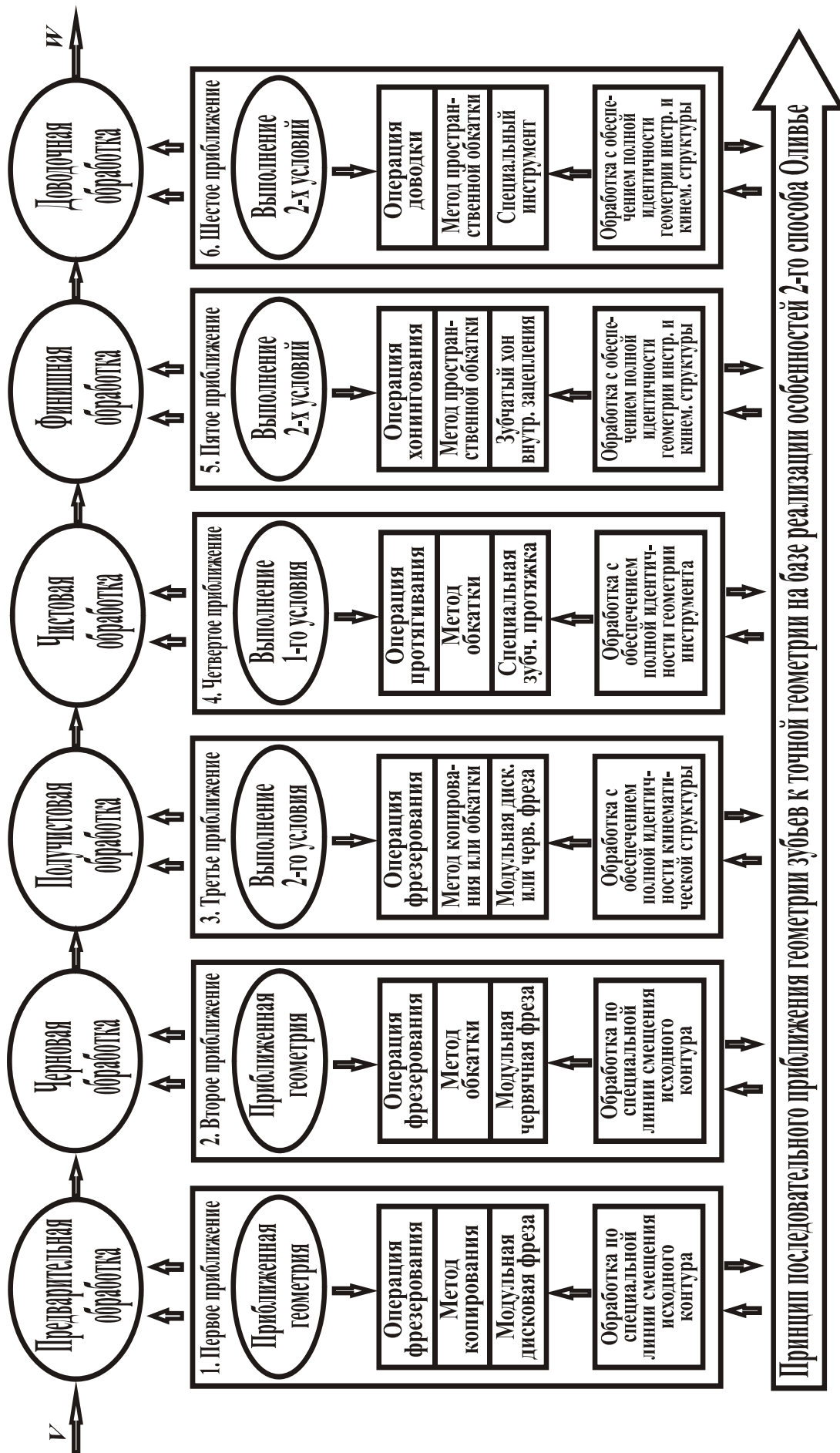


Рисунок 1 – Схема последовательного приближения геометрии зубьев муфты к точной пространственно-модифицированной геометрии по операциям технологического процесса (общая универсальная структура технологического процесса)

Тогда координаты реальной инструментальной поверхности, с учетом погрешностей, описываемых приращением радиус-вектора $\Delta \vec{r}_{01}$, будет следующее

$$\vec{r}_{01,p} = \vec{r}_{01,H} + \Delta \vec{r}_{01}. \quad (2)$$

Семейство поверхностей зубьев определим уравнением такого вида:

$$\vec{r}_{02,p} = \vec{r}_{02,p}(u, v, \Delta \vec{r}_{01}, \varphi, \psi), \quad (3)$$

где φ и ψ - независимые параметры движения.

При последовательном фиксированном значении параметров φ и ψ , уравнения (3) определяют реальную поверхность инструмента в системе π_{02} . Линия контакта инструмента с поверхностью пространственно-модифицированной геометрии зубьев будет найдена, если определить зависимость между параметрами такого вида:

$$u = u(\varphi, \psi); \quad (4)$$

$$v = v(\varphi, \psi). \quad (5)$$

Уравнения (3) и (4), (5) рассмотренные совместно при последовательном фиксированном значении φ или ψ , определяют в системе π_{02} семейство линий контакта взаимоогibaемых поверхностей.

Для определения уравнений (2) и (3), воспользуемся тем, что взаимоогibaемые поверхности имеют общую касательную плоскость. Касательная плоскость к огibaющей поверхности определяется векторами [1]:

$$\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u} \frac{\partial u}{\partial \varphi} + \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial \varphi} + \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \varphi}, \quad (6)$$

$$\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u} \frac{\partial u}{\partial \psi} + \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v} \frac{\partial v}{\partial \psi} + \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \psi}. \quad (7)$$

Касательная плоскость к поверхности зубьев, параметрами которой являются u и v , определяется векторами $\partial \vec{r}_{02,p} / \partial u$ и $\partial \vec{r}_{02,p} / \partial v$. Для того, чтобы векторы находились в касательной плоскости, необходимо, чтобы они были компланарны и смешанное произведение всех векторов было бы равно нулю. Отсюда следует:

$$\left[\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u}, \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v}, \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \varphi} \right] = 0, \quad (8)$$

$$\left[\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u}, \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v}, \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \psi} \right] = 0. \quad (9)$$

Из уравнений (8) и (9) находятся искомые зависимости (4) и (5).

Уравнения (8) и (9) можно истолковать следующим образом:

$$\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \varphi} \left(\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u} \times \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v} \right) = v_{02}^{(01,02,\varphi)} n_{02} = v_{02}^{(02,01,\varphi)} n_{02} = 0, \quad (10)$$

$$\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial \psi} \left(\frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u} \times \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v} \right) = v_{02}^{(01,02,\psi)} n_{02} = v_{02}^{(02,01,\psi)} n_{02} = 0. \quad (11)$$

В этих выражениях $v_{02}^{(01,02,\varphi)}$ и $v_{02}^{(02,01,\varphi)}$ - скорость движения соответственно инструмента относительно пространственно-модифицированной геометрии зубьев и пространственно-модифицированной геометрии зубьев относительно инструмента при фиксированном значении параметра движения ψ . Аналогично

$v_{02}^{(01,02,\psi)}$ и $v_{02}^{(02,01,\varphi)}$ - соответствующие скорости относительного движения звеньев при фиксированном значении параметра движения φ . Вектор нормали к поверхности пространственно-модифицированной геометрии зубьев в системе π_{02} будет следующий

$$n_{02} = \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial u} \times \frac{\partial \vec{r}_{02,p}}{\partial v}. \quad (12)$$

Уравнения (10) и (11) остаются справедливыми, если векторы нормали и векторы скоростей относительного движения будем рассматривать не в системе π_{02} , а в системе π_{01} , связанной с инструментом, или в системе π_i , связанной с номинальной системой координат зубьев. В этом случае можно записать [1]:

$$n_r v_r^{(01,02,\varphi)} = n_r v_r^{(02,01,\varphi)} = 0; \quad (13)$$

$$n_r v_r^{(01,02,\psi)} = n_r v_r^{(02,01,\psi)} = 0, \quad (14)$$

где $r = 01; 02$.

В ряде случаев, выражения (10) и (11) облегчают определение геометрических параметров реальной поверхности пространственно-модифицированной геометрии зубьев.

В координатной записи уравнение реальной поверхности пространственно-модифицированной геометрии зубьев при $r = 01$ выглядит следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} x_{02,p} &= x_{02,p}(u, v, \Delta \vec{r}_{01}, \varphi, \psi); \\ y_{02,p} &= y_{02,p}(u, v, \Delta \vec{r}_{01}, \varphi, \psi); \\ z_{02,p} &= z_{02,p}(u, v, \Delta \vec{r}_{01}, \varphi, \psi); \\ n_{x01} v_{x01}^{(01,02,\varphi)} + n_{y01} v_{y01}^{(01,02,\varphi)} + n_{z01} v_{z01}^{(01,01,\varphi)} &= 0; \\ n_{x01} v_{x01}^{(01,02,\psi)} + n_{y01} v_{y01}^{(01,02,\psi)} + n_{z01} v_{z01}^{(01,01,\psi)} &= 0. \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

Выражения n_{x01} , n_{y01} , n_{z01} проекции вектора нормали зависят лишь от вида заданной поверхности инструмента.

Проекции вектора скорости относительного движения звеньев определяются по выражениям:

$$\left. \begin{aligned} v_{x01}^{(01,02,\varphi)} &= \frac{\partial x_{01,p}}{\partial \varphi}, \\ v_{y01}^{(01,02,\varphi)} &= \frac{\partial y_{01,p}}{\partial \varphi}, \\ v_{z01}^{(01,02,\varphi)} &= \frac{\partial z_{01,p}}{\partial \varphi}, \end{aligned} \right\}, \quad \left. \begin{aligned} v_{x01}^{(01,02,\psi)} &= \frac{\partial x_{01,p}}{\partial \psi}, \\ v_{y01}^{(01,02,\psi)} &= \frac{\partial y_{01,p}}{\partial \psi}, \\ v_{z01}^{(01,02,\psi)} &= \frac{\partial z_{01,p}}{\partial \psi}. \end{aligned} \right\}.$$

Здесь векторы относительной скорости $v_{01}^{(01,02,\varphi)}$ и $v_{01}^{(01,02,\psi)}$ определяются расположением систем координат и параметрами движения и, само собой разумеется, от вида боковой поверхности не зависит.

Из полученных общих уравнений (15) реальных поверхностей пространственно-модифицированной геометрии зубьев вытекают частные случаи уравнений реальных поверхностей всех существующих схем обработки.

Выражение (15) можно представить следующим образом:

$$\left. \begin{aligned} x_{02,p} &= x_{02,p}(\varphi, \psi, \vec{\Delta}_{II}, \vec{\Pi}); \\ y_{02,p} &= y_{02,p}(\varphi, \psi, \vec{\Delta}_{II}, \vec{\Pi}); \\ z_{02,p} &= z_{02,p}(\varphi, \psi, \vec{\Delta}_{II}, \vec{\Pi}), \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

где $\vec{\Delta}_{II}$ - вектор приведенных первичных ошибок;

$\vec{\Pi}$ - вектор номинальных геометрических параметров структуры движений.

Используя выражение (16), положив $\vec{\Delta}_{II} = 0$, можно получить уравнения номинальных поверхностей пространственно-модифицированной геометрии зубьев (рис. 2):

$$\left. \begin{aligned} x_{02,H} &= x_{02,H}(\varphi, \psi, \vec{\Pi}); \\ y_{02,H} &= y_{02,H}(\varphi, \psi, \vec{\Pi}); \\ z_{02,H} &= z_{02,H}(\varphi, \psi, \vec{\Pi}), \end{aligned} \right\} \quad (17)$$

где $x_{02,H}, y_{02,H}, z_{02,H}$ - координаты номинальной поверхности пространственно-модифицированной геометрии зубьев.

Подставив реальные значения геометрических параметров эвольвентных зубьев и кинематики формообразования, уравнения пространственно-модифицированной поверхности зубьев муфты в координатной записи будет следующее [2, 3, 4]:

$$\left. \begin{aligned} x_{02,H} &= x_{01,H} + 2A_1 r_b \cos \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ y_{02,H} &= y_{01,H} + 2A_1 r_b \sin \psi \sin^2 \frac{\omega}{2}, \\ z_{02,H} &= A_2 - (x_{01,H} \cos \psi + y_{01,H} \sin \psi) \sin \omega. \end{aligned} \right\} \quad (18)$$

Здесь

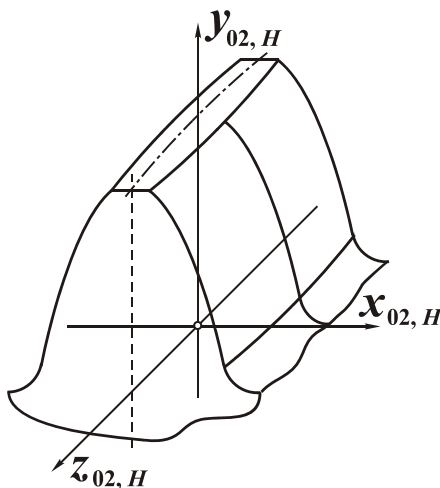


Рисунок 2 - Номинальная пространственно-модифицированная геометрия зуба муфты

Здесь

$$\begin{aligned} A_1 &= \cos(\psi + \varphi - \varphi_c) [\operatorname{ctg}(\psi + \varphi - \varphi_c) + \varphi], \\ A_2 &= \frac{r_b \cos \omega \operatorname{tg} \frac{\omega}{2}}{\sin(\psi + \varphi - \varphi_c)}. \end{aligned}$$

В выражении (18) значения $x_{01,H}$ и $y_{01,H}$ определяются из системы уравнений (19) и являются параметрами эвольвентного профиля зубьев втулки:

$$\left. \begin{aligned} x_{01,H} &= r_b [\sin(\varphi - \varphi_c) - \varphi \cos(\varphi - \varphi_c)], \\ y_{01,H} &= r_b [\cos(\varphi - \varphi_c) + \varphi \sin(\varphi - \varphi_c)], \\ z_{01,H} &= r_b \operatorname{tg} \vartheta. \end{aligned} \right\} \quad (19)$$

где r_b - радиус основного цилиндра инструмента; φ - параметрический угол эвольвенты; ν - параметрический угол точки в продольном сечении.

$$\varphi_c = \frac{\pi}{2z} + inv\alpha_w,$$

где z – число зубьев;

$inv\alpha_w$ - эвольвентный угол, соответствующий точке профиля на делительном цилиндре.

На основе уравнений (17) и (18) вычисляются приращения координат реальных поверхностей пространственно-модифицированной геометрии зубьев по отношению к номинальным поверхностям:

$$\left. \begin{aligned} \Delta x_{02,H} &= x_{02,p} - x_{02,H}; \\ \Delta y_{02,H} &= y_{02,p} - y_{02,H}; \\ \Delta z_{02,H} &= z_{02,p} - z_{02,H}; \end{aligned} \right\} \quad (20)$$

где $\Delta x_{02,p}, \Delta y_{02,p}, \Delta z_{02,p}$ - приращения координат реальных поверхностей по отношению к номинальным.

Определив значения параметров приращения координат реальных поверхностей пространственно-модифицированной геометрии зубьев по отношению к номинальным значениям, можно перейти к определению взаимосвязей между этими приращениями и нормируемыми погрешностями пространственно-модифицированной геометрии зубьев, а также к разработке методов снижения погрешностей изготовления пространственно-модифицированной геометрии зубьев.

На рис. 3 представлена зависимость приращения $\Delta x_{02,H}$ координаты реальной $x_{02,p}$ и номинальной $x_{02,H}$ поверхности зуба по операциям N при $z = 22, m = 5,5 \text{ мм}, \omega = 1,5^\circ, B = 20 \text{ мм}$.

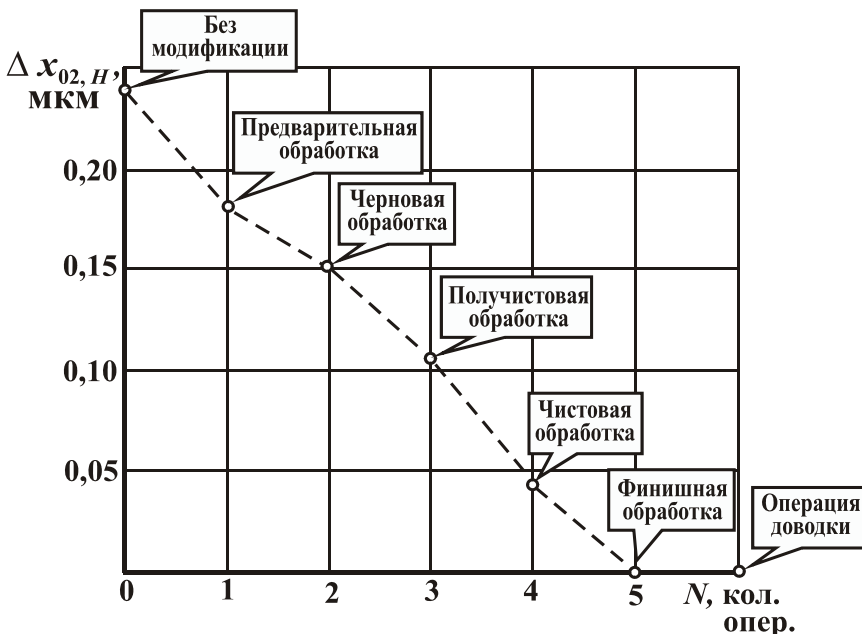


Рисунок 3 – Зависимость приращения $\Delta x_{02,H}$ координаты реальной $x_{02,p}$ и номинальной $x_{02,H}$ поверхности зуба по операциям N при $z = 22, m = 5,5 \text{ мм}, B = 20 \text{ мм}, \omega = 1,5^\circ$ технологических процессов для различных значений относительно обоймы.

Выполнив анализ зависимостей приращения $\Delta x_{02,H}$ координаты реальной $x_{02,p}$ и номинальной $x_{02,H}$ поверхности зуба по операциям N для различных углов перекосов осей элементов муфты можно дать рекомендации по составлению структуры технологических процессов. Эти рекомендации сведены в таблицу.

В таблице представлены варианты структур перекосов осей втулки

Таблиця 1 – Структура технологических процессов в зависимости от перекосов осей

| № п/п | Значения перекосов осей втулки относительно обоймы, град. | Номера технологических операций | Структура технологического процесса |
|-------|---|---------------------------------|---|
| 1 | $0^{\circ} < \omega \leq 0,25^{\circ}$ | 5 | $\Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow$ |
| 2 | $0,25^{\circ} < \omega \leq 0,5^{\circ}$ | 5, 6 | $\Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow \textcircled{6} \Rightarrow$ |
| 3 | $0,5^{\circ} < \omega \leq 0,75^{\circ}$ | 4, 5, 6 | $\Rightarrow \textcircled{4} \Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow \textcircled{6} \Rightarrow$ |
| 4 | $0,75^{\circ} < \omega \leq 1,0^{\circ}$ | 3, 4, 5, 6 | $\Rightarrow \textcircled{3} \Rightarrow \textcircled{4} \Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow \textcircled{6} \Rightarrow$ |
| 5 | $1,0^{\circ} < \omega \leq 1,5^{\circ}$ | 2, 3, 4, 5, 6 | $\Rightarrow \textcircled{2} \Rightarrow \textcircled{3} \Rightarrow \textcircled{4} \Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow \textcircled{6} \Rightarrow$ |
| 6 | $1,5^{\circ} < \omega \leq 2,0^{\circ}$ | 1, 2, 3, 4, 5, 6 | $\Rightarrow \textcircled{1} \Rightarrow \textcircled{2} \Rightarrow \textcircled{3} \Rightarrow \textcircled{4} \Rightarrow \textcircled{5} \Rightarrow \textcircled{6} \Rightarrow$ |

Заключение

В заключение можно отметить, что в данной работе рассмотрены особенности синтеза структуры технологического процесса изготовления пространственно-модифицированных зубьев муфты в зависимости от условий перекоса осей соединяемых валов. Выполнены исследования отклонений геометрических параметров пространственно-модифицированных зубьев муфт от номинальных значений и построен конкретный график зависимости приращения координаты реальной и номинальной поверхности пространственно-модифицированной поверхности зуба по операциям. А также разработаны рациональные варианты структур технологического процесса изготовления зубьев муфты в зависимости от условий перекоса осей валов и даны рекомендации по их составлению.

Литература:

- [1] Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений. - М.: Наука, 1968. - 584 с. 2. А.с. 1425374 (СССР) МКИ F16D 3/18. Зубчатая муфта / Михайлов А.Н. – Оpubл. в БИ № 35, 1988. – 5 с.
- [2] Гитуни А. Синтез новой геометрии зубьев муфт // Материалы седьмого научно-практического семинара «Практика и перспективы развития партнерства в сфере высшей школы». – Донецк: ДонНТУ, 2007. С. 624-626.
- [3] Михайлов А.Н., Гитуни А. Основы синтеза пространственно-модифицированных зубьев муфт // Автоматизация: Проблемы, идеи, решения: Материалы международной научно-техн. конф. 16 – 17 октября 2006 г. – Тула: ТулГУ, 2006. С. 11 – 13.
- [4] Михайлов А.Н., Гитуни А., Грубка Р.М. Упрочняющая термомеханическая обработка зубьев втулок зубчатых муфт // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. Вип. 33. С. 146-153.
- [5] 80. Патент Туниса № SN 08289. Outil De Poulissage / Guitouni Ahmed, Mikhailov Alexander Nikolaiivitch. 30 Juin 2008. - 8 p.
- [6] Михайлов А.Н., Гитуни А., Лахин А.М., Грубка Р.М., Михайлов Д.А. Синтез структуры и технологического обеспечения изготовления пространственно-модифицированных зубьев муфт // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2008. Вип. 35. С. 136-151.

УДК 621:681.5(075.8)

Залога В.А., Дядюра К.А., Залога О.А.
СумГУ, г. Сумы, Украина

К ВОПРОСУ ОПТИМАЛЬНОГО УПРАВЛЕНИЯ КОНФИГУРАЦИЕЙ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ИЗДЕЛИЯ НА ЭТАПАХ ЕГО ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА

The questions of the use on the machine-building enterprises of technologies of continuous informative support of life cycle of good are considered. The task of optimum management of good configuration is formulated in the most general view.

Введение

Машиностроение является основным источником создания инструментов, машин, оборудования и влияет на рост производительности труда в других отраслях и сферах экономики, в том числе и полиграфическом производстве.

В современных условиях формирование заданных свойств машиностроительного изделия и его элементов во многом будет зависеть от технической и технологической оснащенности предприятия, его внутренних и внешних связей, согласованной работы на всех без исключения этапах жизненного цикла (ЖЦ) выпускаемой продукции: проектирования, производства, эксплуатации и реализации.

При существующей рыночной конкуренции и быстро изменяющихся требованиях потребителей необходимы структурные инновации, которые связаны как с обновлением номенклатуры выпускаемой продукции и повышением ее качества при снижении себестоимости, так и с реорганизацией проектно-конструкторских работ, технологической подготовки, производственных процессов и сбыта готовой продукции.

Это в свою очередь требует наличия специальной системы информационного обеспечения. Основными принципами ее формирования являются: создание интегрированной обработки данных, упорядочение и централизация хранения информации и ее обновления; агрегация данных в зависимости от уровня принятых решений; постоянное наращивание емкости информационной базы и числа пользователей.

Использование на машиностроительных предприятиях концепции CALS (Continuous Acquisition and Life cycle Support) – технологии непрерывной информационной поддержки ЖЦ продукта является необходимым условием их конкурентоспособности. Это позволяет обеспечивать взаимосвязанные направления развития организационно-производственных процессов.

К сожалению, в настоящее время на отечественных предприятиях отсутствует единая стратегия создания информационного пространства для взаимодействия промышленных автоматизированных систем.

Внедрение CAE/CAD/CAM/PDM/ERP/MES и других автоматизированных систем носит локальный, а зачастую и хаотический характер. Как правило, этим занимаются различные подразделения предприятий для различных целей в условиях ограниченности ресурсов на приобретение необходимых технических средств и программных продуктов и, часто, при отсутствии четкого понимания их функционального назначения.

Особенно острой становится проблема совместного комплексного использования автоматизированных систем для задач оптимального управления информационными, материальными, энергетическими, трудовыми, финансовыми и др. ресурсами на соответствующих этапах ЖЦ выпускаемой продукции.

В наиболее общем случае решение задачи оптимального управления состоит из следующих этапов:

- формирование функционала качества;
- выбор критерия оптимизации;
- установление оптимального закона управления;
- определение структуры оптимально-управляющей подсистемы.

При этом выбор критериев оптимизации, используемых при формировании оптимального управления, достаточно сложен, тем более для всех этапов ЖЦ изделия.

Цели, которые ставятся при проектировании, изготовлении и эксплуатации изделия, как правило, противоречивы, например, обеспечение минимальной себестоимости и максимальной надежности или высокого качества. Рассмотрим задачу оптимального управления конфигурацией изделия на этапах его ЖЦ.

Постановка задачи

В наиболее общем виде в соответствии с моделью состояния управляемый объект на этапе ЖЦИ в каждый момент времени может характеризоваться двумя наборами переменных $x(k) = \{x_1(k), \dots, x_n(k)\}$ и $u(k) = \{u_1(k), \dots, u_r(k)\}$. Векторы $x(k)$ определяют состояние объекта управления на k -м этапе и называются переменными состояния. Вектор $u(k)$ определяет управляющее воздействие на k -м этапе.

Вектор $x(k)$ является элементом n -мерного пространства состояний, которое можно обозначить через X_k .

$$x(k) \in X_k \quad (k=0, 1, \dots, N) \quad (1)$$

Вектор $u(k)$ может принимать значения из некоторого заданного подмножества U_k .

$$u(k) \in U_k \quad (k=0, 1, \dots, N-1) \quad (2)$$

При этом могут быть учтены ограничения на вектор состояний и управлений. Обычно множества X_k и U_k задаются набором неравенств соответственно [1]:

$$h_j(x(k), k) \geq 0 \quad (j=1, \dots, s_k; k=0, 1, \dots, N) \quad (3)$$

$$g_i(u(k), k) \geq 0 \quad (i=1, \dots, m_k; k=0, 1, \dots, N-1) \quad (4)$$

Ограничения могут задаваться совместно на переменные управления и состояния

$$g_i(x(k), u(k), k) \geq 0 \quad (j=1, \dots, m_k; k=0, 1, \dots, N-1) \quad (5)$$

В общем случае управляемый объект представляет собой нелинейную динамическую систему состояния, которую можно описать дифференциальным уравнением вида [1, 2]:

$$\frac{dx(t)}{dt} = f(x(t), u(t), t), \quad x(t_0) = x_0, \quad (6)$$

где $u(t)$ и $x(t)$ - векторы функции, определенные на заданном интервале ($0 \leq t \leq T$) и удовлетворяющие ограничениям

$$g_i(x(t), u(t), t) \geq 0 \quad (i=1, \dots, m; 0 \leq t \leq T), \quad (7)$$

а так же обеспечивающие функционалу качества вида

$$J = \Phi(x(T)) + \int_{t_0}^T f_0(x(t), u(t), t) dt \quad (8)$$

наибольшее значение.

Функция $u(t)$ - кусочно-непрерывна, а функции f_i , g_i , Φ - непрерывны вместе со своими частными производными первого порядка.

Структура функционала качества (8) определяется, как правило, постановкой конкретной задачи, а его параметры - требованиями к устойчивости, качеству и точности процессов управления.

В инженерной практике наиболее широкое применение получил функционал в квадратичном виде [3]:

$$J = [x(t) - x^{np}(t)] \cdot K_t [x(t) - x^{np}(t)] + \int_{t_0}^T \{ [x(t) - x^{np}(t)] \cdot L_t \cdot [x(t) - x^{np}(t)] + u(t) W_t \cdot u(t) \} dt, \quad (9)$$

где K_t , L_t , W_t - заданные, соответственно, положительно определенные матрицы размера $(q \times q)$; $x^{np}(t)$ - требуемый программный вектор фазовых координат системы (для упрощения расчетов принимают $x^{np}(t)=0$).

Для технологического процесса данная модель может быть интерпретирована, как [4]:

$$[H_i]_j = [S_i]_j \cdot [H_i]_{j-1} + \sum_{l=1}^{l=j-1} [k_i]_l \cdot [H_i]_l \quad (10)$$

где $[S_i]_j \cdot [H_i]_{j-1}$ - слагаемое, характеризующее степень влияния на результирующие значения показателя качества собственно технологического метода и условий реализаций; $\sum_{l=1}^{l=j-1} [k_i]_l \cdot [H_i]_l$ - слагаемое, характеризующее степень влияния на результирующие значения показателя качества технологической предыстории (наследственности); $[H_i]_j [H_i]_{j-1}$; $i=1, \dots, n$ - вектор-столбец значений показателей качества изделия после выполнения $(j-1)$ -го и j -го этапов технологического процесса; $[S_i]_j$ - матрица коэффициентов изменения свойств вследствие прямого технологического воздействия среды j -го этапа (среды уровня операции); $[H_i]_l$ - вектор-столбец значений показателей качества изделия, сформированных на l -м этапе технологического процесса; $[k_i]_l$ - матрица коэффициентов сохранения свойств изделия с учетом влияния значений показателей качества, сформированных на этапе l ($1 \leq l \leq j-1$), на значение показателей качества, формируемых на этапе j .

Целью данной работы является рассмотрение возможности использования методов оптимального управления при решении задач формирования управляющих воздействий на соответствующих этапах ЖЦ изделия.

Результаты исследований

Состояние технического объекта любого уровня сложности на различных этапах ЖЦ может характеризоваться определенной конфигурацией. Согласно [5], конфигурацией (configuration) называется совокупность функциональных, физических и эксплуатационных свойств (характеристик) предполагаемого к разработке, разрабатываемого или существующего изделия, отвечающего установленным требованиям, сгруппированных в соответствии с его структурой и отображаемых в различных информационных моделях.

На разных стадиях своего ЖЦ изделие может существовать в разных формах (состояниях): при разработке и проектировании в форме спецификаций и комплекта конструкторской и технологической документации, при изготовлении обретает материальное воплощение с конкретными функциональными, физическими и эксплуатационными свойствами.

Задача управления конфигурацией УК может быть сформулирована следующим образом: машиностроительное изделие находится на этапе проектирования и разработки и имеет проектную конфигурацию ($M^{Pr} = [\cup(m_i^{pr}, m_j^{pr}, m_l^{pr} \dots)_k]$ [6]), необходимо перевести его на этап эксплуатации с параметрами конфигурации $M^{Ph} = [\cup(m_i^{ph}, m_j^{ph}, m_l^{ph} \dots)_k]$ (рис. 1). Решение задачи сводится к поиску минимального пути в графе (переходы показаны стрелками). Цифры, стоящие в узлах графа, соответствуют определенной конфигурации изделия, цифры под стрелками соответствуют значению критерия оптимального управления. В этом контексте УК выглядит как многоступенчатый процесс формирования и анализа многообразных требований к свойствам и структуре изделия, а также многократное подтверждение того, что эти требования выполняются на разных стадиях ЖЦ изделия.

В качестве критерия оптимального управления может быть выбран минимум времени, необходимый для перевода объекта из начального x_0 в требуемое, конечное, состояние x_k . В свою очередь, этот показатель может быть связан, например, с технологической трудоемкостью производства. На основе этой величины могут быть определены [7]: величины производственной мощности, необходимое количество технологического оборудования, потребность в рабочей силе и другие важные технико-экономические показатели для различных стадий и подразделений производства.

Необоснованные нормы технологической трудоемкости отрицательно влияют на конкурентоспособность продукции. Снижение величины технологической трудоемкости во многом будет зависеть от уровня механизации и автоматизации производственных процессов.

При формировании оптимального управления текущее значение функционала (8) принимается за дополнительную координату состояния $x_{r+1}(t) = J(t)$. Дифференциальное уравнение для этой величины имеет вид:

$$\dot{x}_{r+1}(t) = 1, \quad x_{r+1}(t_0) = t_0 \quad (11)$$

Задача нахождения условного экстремума относительно управления, как правило, сводится на основании известного метода Лагранжа к отысканию безусловного экстремума выражения

$$\Pi(t_k) = x_{r+1}(t_k) + \sum_{j=1}^s \lambda_j \cdot Q_j[x_1(t_k), \dots, x_r(t_k)] \quad (12)$$

где λ_j – неопределенные множители Лагранжа; $Q_j[x_1(t_k), \dots, x_r(t_r)]$ - ограничения на вектор конечных состояний объекта; Q_j – произвольные дифференциальные функции.

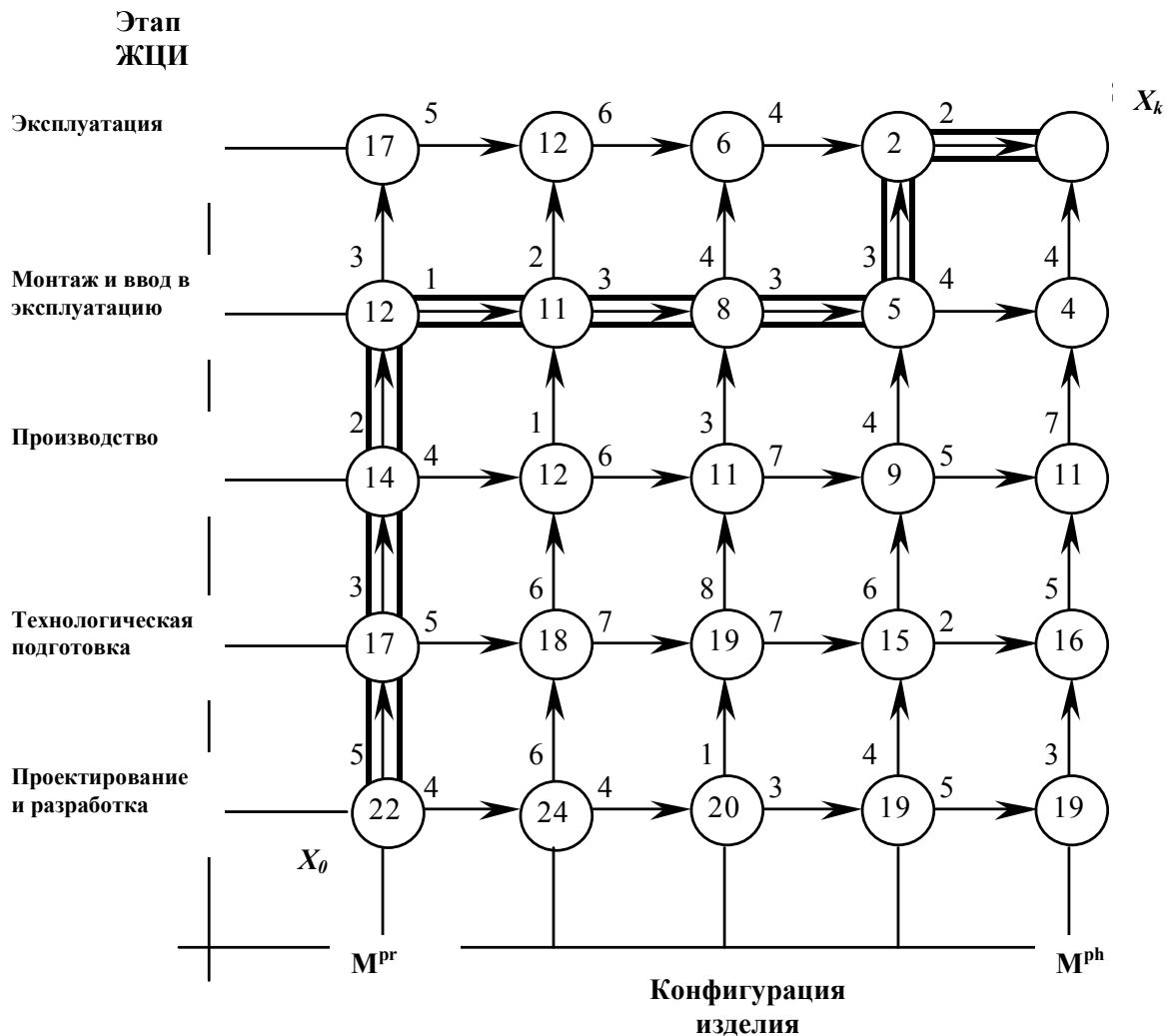


Рисунок 1 – Состояние машиностроительного изделия на этапах ЖЦ

Динамику системы можно представить как последовательное изменение фазовых точек, т.е. как движение этих точек в фазовом пространстве. Траектории движения фазовых точек называются фазовыми траекториями или фазовыми кривыми.

В основу подхода к описанию динамики физических систем положены уравнения Гамильтона, представляющие собой систему обыкновенных дифференциальных уравнений [8]

$$\dot{q}_i = \frac{dH}{dp_i}, \quad \dot{p}_i = -\frac{dH}{dq_i}, \quad (13)$$

где $i=1,2,\dots,n$ и при $t=t_0$ выполняются начальные условия $q_i(t_0)=q_i^0$, $p_i(t_0)=p_i^0$; n – число степеней свободы; q_i, p_i – соответственно обобщенные координаты и обобщенные импульсы; $H = H(q, p)$ – функция Гамильтона или гамильтониан.

В механике предполагают, что функция Гамильтона не зависит явно от времени (является интегралом движения). В этом случае гамильтониан является полной энергией системы (потенциальной и кинетической).

Из физических соображений следует, что оптимальное управление в динамической системе может быть получено, если обеспечить максимум энергии (гамильтониана) в ней с учетом ограничений на управляющие сигналы.

С учетом изложенного согласно принципу максимума оптимальное управление доставляет максимум апостериорному среднему гамильтониана [3]:

$$\hat{H}_\psi = M \left\{ \sum_{i=1}^{r+1} \psi_i \dot{x} \right\} \Big| y_{t_0}^t, \quad (14)$$

где ψ_i – вспомогательные переменные $y(t)$ – вектор возможных реализаций процесса.

В процессе управления осуществляется измерение вектора $y(t)$ в соответствии с уравнением наблюдения

$$y(t) = C_t \cdot x(t) + \lambda(t), \quad (15)$$

где C_t – симметричная постоянная матрица.

Практическое применение технологии УК зависит от конкретной организационно-производственной ситуации.

Выводы

Таким образом, рассмотренные математические средства являются алгоритмической основой для оптимального управления конфигурацией машиностроительного изделия на этапах его ЖЦ при решении задач формирования интегрированной информационной среды и совместного использования технологий и программного комплекса автоматизированных систем.

Литература:

- [1] Элементы теории оптимальных дискретных процессов. А.И. Пропой. Гл. ред. физ.-мат. литературы изд-ва «Наука», 1973, 256 с.
- [2] Акаев А.Б. Проектирование и моделирование нелинейной динамики технологических процессов в машиностроении. Москва: МГТУ «Станкин», 1999, 222 с.
- [3] Городецкий А.Я. Информационные системы. Вероятностные модели и статистические решения. Учеб. пособие. СПб: Изд-во СПбГПУ, 2003. 326 с.
- [4] Васильев А.С., Дальский А.М., Золотаревский Ю.М., Кондаков А.И. Направленное формирование свойств изделий машиностроения / Под ред. д-ра техн. Наук А.И. Кондакова. М.: Машиностроение, 2005. 352 с.
- [5] ISO 10007^95 Quality management – Guidelines for configuration management.
- [6] Залого В.А., Дядюра К.А. К вопросу о выборе стратегии отечественных машиностроительных предприятий в отношении конкурентоспособности продукции // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ «ХПІ». – Харків, 2007. – Вип. 2(15). – С. 91-96.
- [7] Абрамян В.Г. Снижение технологической трудоемкости многономенклатурного машиностроительного производства как основная стратегия повышения производительности труда, эффективности производства и конкурентоспособности корпорации // Известия вузов. М.: Машиностроение, 2007. – С. 70-76.
- [8] Лоскутов А.И., Михайлов А.С. Введение в синергетику: учеб. руководство. – М.: Наука, 1990. – 272 с.

УДК 621.91.02

Мироненко Е.В., Шаповалов В.Ф., Клочко А.А., Колесник А.В.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ НАПРАВЛЕНИЯ ЗУБООБРАБОТКИ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗАКАЛЕННЫХ КОЛЕС

New technological directions of treatment of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels are resulted in the article. The special rigging and module gear cutting instrument is developed.

Введение

Увеличение твердости рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес является одним из наиболее эффективных и актуальных путей повышения нагрузочной способности и долговечности зубчатых передач и редукторов при одновременном снижении их габаритов и массы. Результаты исследований неоднократно свидетельствуют, что повышение твердости зубьев колес с 32HRC₃ до 57HRC₃ позволяет вдвое уменьшить габариты редуктора и в 3 раза уменьшить массу редуктора.

Вместе с тем, существенное повышение твердости зубьев зубчатых колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления: повышаются требования к жесткости зубообрабатывающего оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но низкопроизводительных зубошлифовальных станках. Существенно повышаются затраты на эксплуатацию и обслуживание оборудования.

Для зубчатых колес мелкого и среднего модуля ($m=3\div 10$ мм) обеспечить параметры норм кинематической точности, плавности и бокового зазора при степени точности 6-7ГОСТ1643-81 после химико-термической обработки возможно при создании технологических баз на круглошлифовальных и карусельных станках и выполнения операции зубошлифования. Для крупномодульных закаленных колес ($m=12\div 65$ мм), особенно косозубых с углом наклона зубьев до $\beta_d=28^\circ$, длиной зуба 400÷800мм, наружным диаметром до $\phi 8000$ мм, параметрами шероховатости $R_a=0,8\div 3,2$ мкм обеспечение параметров точности 6÷7 ГОСТ1643-81 известными технологическими путями значительно усложняется по причине термических макродеформаций зубьев (1,5÷2,5мм), а следовательно и высокой трудоемкости операций зубошлифования при условии наличия крупногабаритных зубошлифовальных станков.

Основная часть

Рациональное построение технологического процесса зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Обеспечить высококачественное изготовление крупномодульных цементированных и закаленных до твердости HRC₃ 50..55 колес можно при рациональном построении технологического процесса зубообработки, применением специального нестандартного спецоснащения и зубообрабатывающего инструмента.

Для устранения повышенной деформации зубьев после цементации и закалки колес и уменьшения припуска под окончательную чистовую обработку

разработана гамма конструкций крупномодульных червячных твердосплавных фрез $m=10..36$ мм одностороннего и двухстороннего резания, оснащенных неперетачиваемым поворотными пластинками из сплавов BK10-OM , BK10 – XOM.

Преимуществом разработанной гаммы фрез является то, что в диапазоне модулей $m=10\div 65$ мм фрезы оснащаются одинаковыми по размерам твердосплавными пластинками, т.е. пластинки с фрезы модуль $m=10$ мм устанавливаются на любую фрезу из ряда гаммы фрез до модуля $m=65$ мм. Применение стандартных унифицированных режущих пластинок, сравнительно малых размеров, позволяет обработать весь диапазона модулей и существенно экономить твердый сплав.

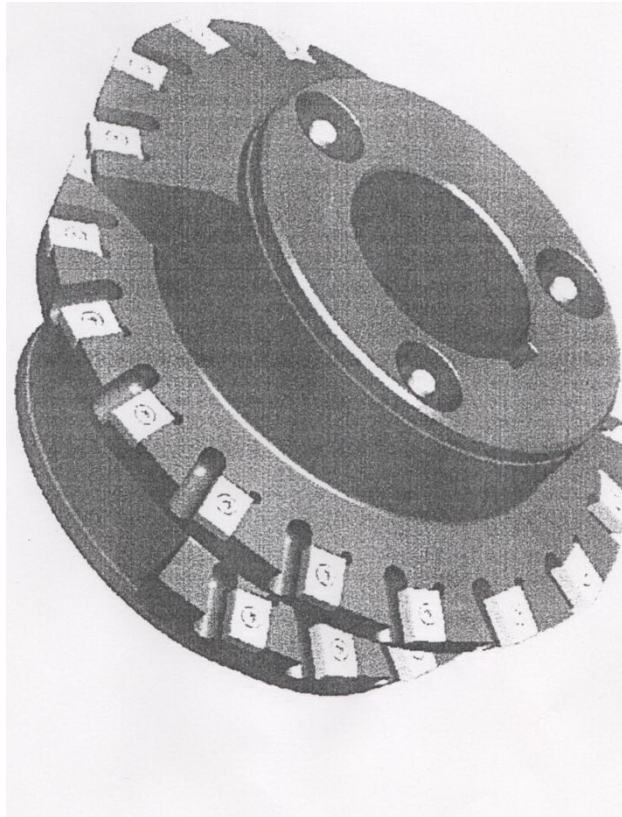


Рисунок 1 - Правый корпус червячной фрезы $m=16$ мм одностороннего резания

Фрезы одностороннего резания (рис. 1) состоят из двух корпусов: левого и правого с конической винтовой нарезкой одного направления.

Каждый из корпусов фрезы, в свою очередь, выполнен из двух одинаковых частей для обеспечения удобства фрезерования гнезд под твердосплавные поворотные пластинки, расположенные из условия тангенциального резания.

Обработка колеса осуществляется за два прохода: вначале левым корпусом фрезы обрабатывают левые боковые поверхности зубьев колеса, а затем, после смены корпусов на зубофрезерной оправке, правым корпусом обрабатывают правые боковые поверхности зубьев или наоборот [1].

Обработку обеих боковых поверхностей зубьев колеса целесообразно производить за два прохода только одним правым или левым корпусом фрезы, переустанавливая его на зубофрезерной оправке со смещением влево или вправо, относительно станочной оси. При этом на втором проходе изменяются направление вращения фрезы и колеса на противоположные, по сравнению с

первым проходом [2].

Для обеспечения полной обработки обеих боковых поверхностей зубьев колеса за один проход разработана однокорпусная конструкция червячной фрезы (рис.2) двухстороннего резания.

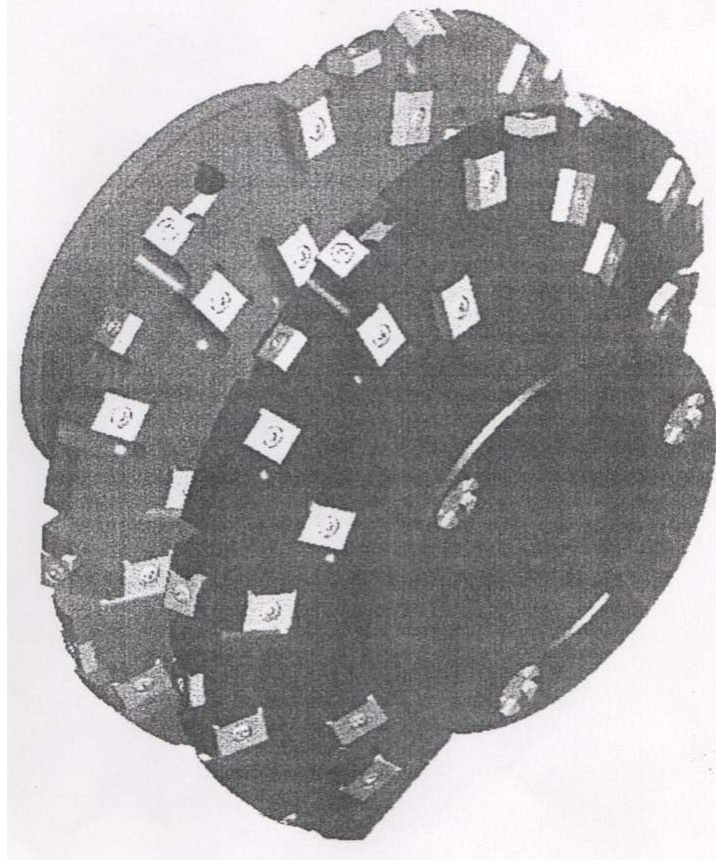


Рисунок 2 - Червячная фреза $m=20$ мм двухстороннего резания

Так же, как и у фрезы одностороннего резания, корпус выполнен из двух одновитковых частей, скрепленных шпильками и гайками, но поворотные твердосплавные пластинки и крепежные винты размещены на обеих боковых поверхностях цилиндрических витков корпуса. При этом, пластинки располагаются только вдоль линий станочного зацепления инструмента, или в $1 \div 3$ ряда с перекрытием, продлевая, таким образом, боковую режущую кромку. На вершине витков также расположены твердосплавные пластинки, что позволяет производить такими фрезами предварительное формообразование зубьев.

Такая конструкция фрезы позволяет обрабатывать обе боковые поверхности зубьев колеса за один проход, т.е. в два раза производительней, чем фрезой одностороннего резания. Вместе с тем, фреза одностороннего резания более экономична по расходу твердосплавных пластинок, т.к. в диапазоне модулей $m=10..36$ мм для одного корпуса требуется только 29 пластинок.

Технологические процессы зубообработки крупномодульных закаленных зубчатых колес фрезами рассмотренных конструкций внедрены на машиностроительных предприятиях Украины и РФ.

Зубофрезерование закаленных колес в редукторном цехе завода ОАО «НКМЗ» на станках мод.5В375 ОАО «Коломенский ЗТС» (г.Коломна) и ZFWZ-3150/30 фирмы «Модуль» (ФРГ) осуществляется без применения охлаждения, встречным или попутным фрезерованием, при следующих режимах резания :

$t=0,5..1,5\text{мм}$; $S=1,5..2\text{мм/об}$; $V=0,25\text{м/сек}$.

На станках мод. P1200/1600 (рис.3) фирмы “Gleason-Pfauter ” (ФРГ) и при оснащении фрез твердым сплавом фирмы “Fette” (ФРГ) скорость резания увеличивается до $V=0,65\text{м/сек}$.

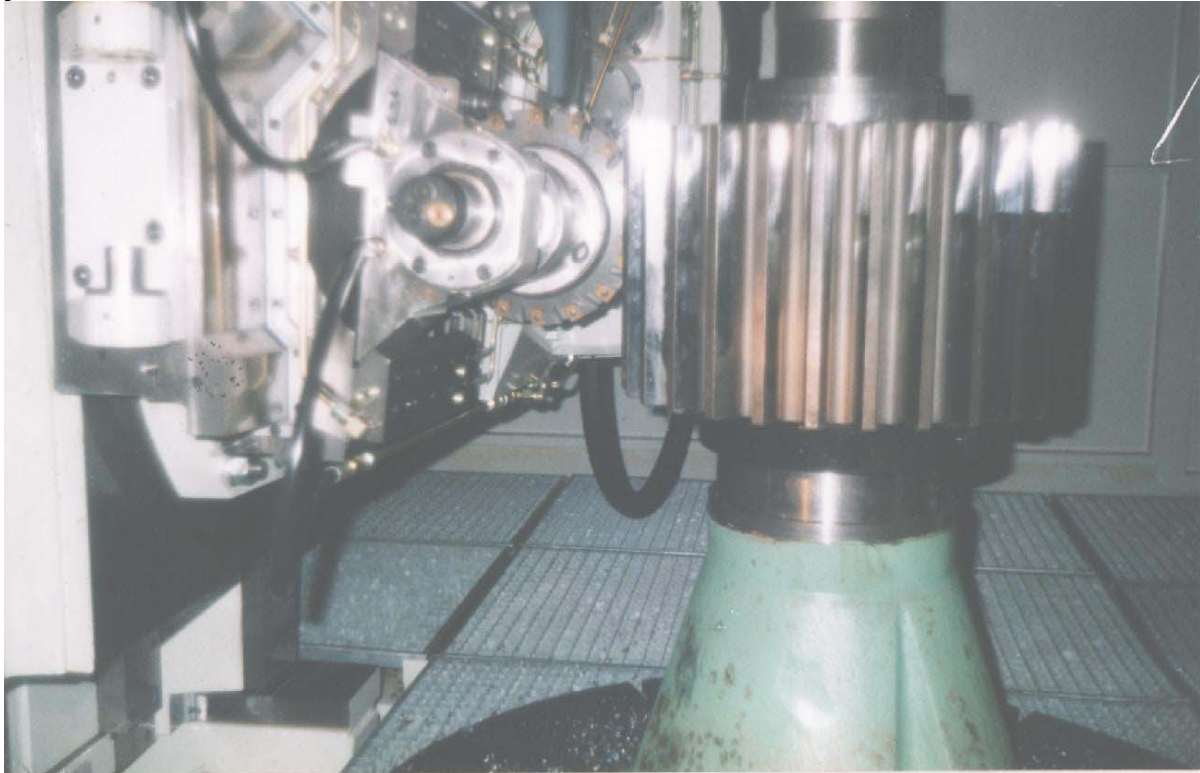


Рисунок 3 - Обработка закаленного зубчатого колеса $m=16\text{мм}$, $z=41$ на станке Gleason-Pfauter

Специальная оснастка и модульный зуборезный инструмент.

В производственных условиях ОАО “НКМЗ” расчет и проектирование червячных твердосплавных фрез осуществляется в электронном виде с получением твердотельной модели в программе SOLID WORKS. Далее производится разработка управляющей программы для обработки пазов под тангенциально расположенные пластинки на станке с ЧПУ фирмы “Ferrari” (Италия). Машинное время фрезерования пазов одного корпуса фрезы составляет $T_{\text{маш}}=16\div 20\text{н.час}$.

В связи с тем, что тяжелые зубофрезерные станки, изготовленные ОАО “Коломенский ЗТС” (г.Коломна), по жесткости и быстроходности не предназначены для работы методом обкатки твердосплавными червячными фрезами, а также из-за сравнительно невысокой стойкости используемых отечественных твердых сплавов, производственный опыт ряда заводов показал, что точность обработки крупномодульных колес $m>12\text{мм}$, закаленных HRC₃, 50-55 червячными твердосплавными фрезами рассмотренных выше конструкций по нормам плавности и контакта не превышает 9-10-й степеней точности по ГОСТ1643-81.

Поэтому для чистовой зубообработки колес крупного модуля предложен метод прерывистого обката с использованием дисковых немодульных фрез (размеры фрезы не зависят от модуля), оснащенных керамическими пластинками, и специальных фрезерных суппортов [3].

Метод прерывистого обката используются на зубострогальных и

зубошлифовальных станках и обладает тем преимуществом, что в момент рабочего хода инструмента заготовка колеса совершает незначительный поворот, т.е. обработка протекает, по сравнению с методом обкатки, в более жестких условиях .

Кроме того, при этом методе частота вращения инструмента не связана кинематически с частотой вращения заготовки, что позволяет использовать в качестве режущего материалов керамику и сверхтвердые материалы т.е. увеличить скорость резания в 3-4 раза (до 5-8 м/сек) и обеспечить повышение производительности обработки при высоком качестве обработанной поверхности зубьев. Обработка проходит при увеличенном по сравнению с червячной фрезой, количестве резцов, профилирующих эвольвентную поверхность зубьев, что формирует высокую их точность и низкую шероховатость .

Реализация новой технологии зубообработки закаленных колес может осуществляться как с помощью несложных по конструкции фрезерных суппортов устанавливаемых на зубострогальных станках фирмы 'MAAG' (Швейцария), так и путем модернизации тяжелых зубофрезерных станков отечественного производства.

На зубострогальных станках взамен суппорта, несущего гребенку устанавливается спецсуппорт, состоящий из корпуса с основанием, электродвигателя, шпинделя и дисковой фрезы с керамическими пластинками. Возможен вариант установки скоростного электрошпинделя.

ОАО «Коломенский ЗТС» разработал техническую документацию и освоил производство специальных фрезерных суппортов к серийным вертикально-зубофрезерным станкам мод.5А342 и мод.5343 [4].

На (рис.4) показана принципиальная конструкция спецсуппорта к станку 5А342[5].

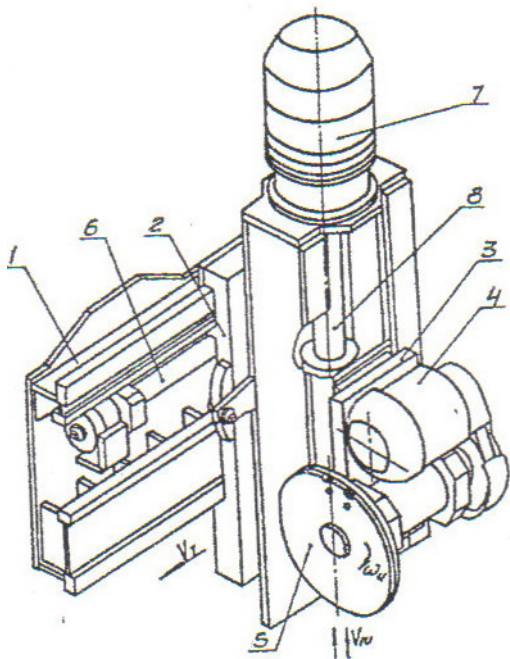


Рисунок 4 – Суппорт для нарезания зубьев закаленных крупномодульных колес к станку мод. 5А342

Суппорт состоит из основания 1, присоединяемого к колонне станка поперечной траверсы 2, на которой размещена инструментальная каретка 3, с индивидуальным приводом 4 и дисковой фрезой 5.

Тангенциальное перемещение V_m траверсы 2 осуществляется с помощью ходового винта 6, а возвратно-поступательные перемещения вверх –вниз $V_{и}$ каретки 3 с инструментом осуществляется с помощью высокомоментного электродвигателя и шариковой винтовой пары (ШВП) 8.

Суппорт позволяет обрабатывать закаленные зубчатые колеса с модулем зубьев $m=14-36$ мм, наружным диаметром $D_a=1500$ мм, длиной зубьев до 1500мм и углом наклона зубьев до $\beta_d=15^\circ$. Отличительными особенностями спецсуппорта к станку мод.5343 [6] является

наличие двух шпинделей, расположенных по отношению к основанию под углом $\alpha_{ш}=20^{\circ}$, также увеличенная длина направляющих траверсы, позволяющая обрабатывать зубчатые колеса с длиной зуба до $b=1500\text{мм}$.

Суппорт позволяет обрабатывать закаленные зубчатые колеса с модулем зубьев до $m=50\text{мм}$, углом наклона зубьев до $\beta_d=15^{\circ}$ и диаметром до $D_a=1500\text{мм}$.

Используемые на спецсуппортах дисковые фрезы обрабатывают только боковые поверхности зубьев закаленных колес, поэтому черновое нарезание зубьев осуществляется до термообработки специальными червячными, дисковыми или пальцевыми модульными фрезами с “протуберанцем”.

В разработанных конструкциях фрез одностороннего и двухстороннего резания используются керамические пластинки формы 03131 по ГОСТ25003-81, материал ВОК-71 по ГОСТ 26630-85.

Отличительной особенностью фрезы (рис. 5) двухстороннего резания [7] является наличие второго ряда режущих пластин, смещенных относительно первого ряда на половину окружного шага.

Такая конструкция дисковой фрезы позволяет сократить номенклатуру зуборезного инструмента и сэкономить вспомогательное время на его переустановку.

Специальный суппорт к станку мод.5А342 (рис. 6) внедрен в производство на ОАО “СЗТМ” (г. Сызрань), не имеющем зубошлифовальных станков, при изготовлении закаленных зубчатых колес $m=20\text{мм}$; $Z=29$; $L=420\text{мм}$; $\beta_d=5^{\circ}38'$, сталь 45, HRC, 55..58.

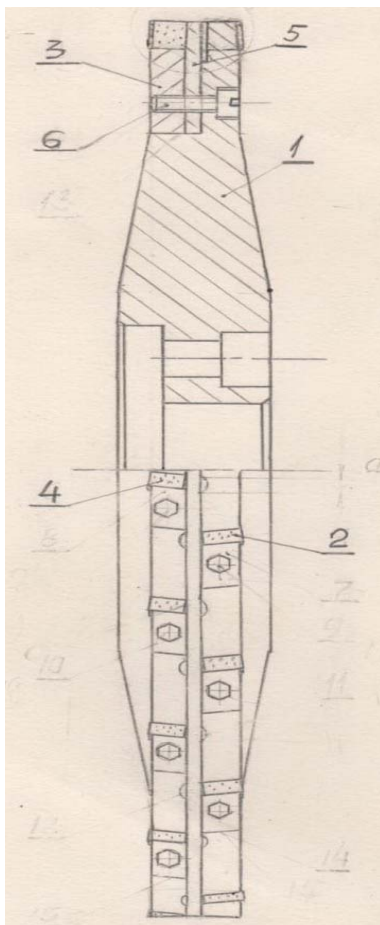


Рисунок 5 – Дисковая фреза двухстороннего резания

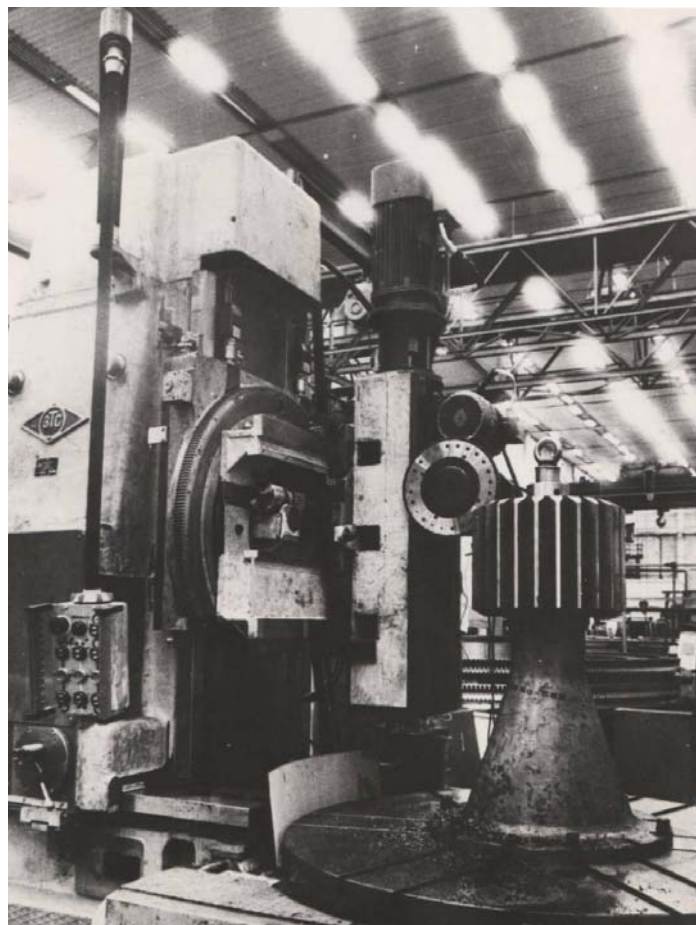


Рисунок 6 – Специальный суппорт к станку мод.5А342

Режимы резания при чистовой зубообработке применяются следующие: глубина резания $t=0,25-0,35\text{мм}$; частота вращения фрезы $n_{\text{фр}}=4^{\text{сек}^{-1}}$; скорость резания $V=5\text{м/сек}$; число двойных ходов инструмента $n_{\text{дв.х}}=80$. В табл. 1 представлены точностные параметры обработки колес.

Таблица 1 - Точностные параметры обработки колес

| № пп | Измеряемые параметры | Отклонения параметра, мкм | Степень точности по ГОСТ1643-81 |
|------|----------------------|---------------------------|---------------------------------|
| 1 | Окружной шаг зубьев | 9-12 | 5 |
| 2 | Шаг зацепления | 27-32 | 7 |
| 3 | Профиль зубьев | 22-29 | 7 |
| 4 | Направления зубьев | 30-34 | 7 |
| 5 | Шероховатость зубьев | 0,6-0,8 | 8 |

В табл. 2 приведены для сравнения параметры точности обработки закаленного зубчатого колеса $m=20\text{мм}$; $Z=36$; $L=300\text{мм}$; $\beta_d=0^0$, сталь 40ХН, HRC₅51..54. Зубья обрабатывались различными способами: зубофрезерованием червячной твердосплавной фрезой на станке мод. ZFWZ-3150 фирмы «Модуль», дисковой фрезой, оснащенной минералокерамикой, на станке мод. SH-450/500 фирмы «МАОГ», зубошлифованием – на станке мод. ZSTZ-2500.

Контроль параметров точности произведен с использованием приборов мод. PCFU-1600 фирмы «Клингельнберг» и мод. ТМС $m=16-36\text{мм}$.

Таблица 2 - Параметры точности обработки закаленного зубчатого колеса при различных способах обработки.

| № пп | Контролируемый параметр, мкм | Вид обработки | | | Допуск по ГОСТ 1643-81 | |
|------|-----------------------------------|----------------------------|-------------------------------------|----------------|------------------------|----|
| | | Червячн. твердоспл. фрезой | дисковой фрезой, осн. минер. керам. | зубошлифование | Степень точности | |
| | | | | | 6 | 7 |
| 1 | Отклонение окружного шага зубьев | 34-41 | 4-8 | 6-10 | 25 | 36 |
| 2 | Отклонение шага зацепления зубьев | 46-52 | 16-22 | 24-28 | 24 | 34 |
| 3 | Погрешность профиля зубьев | 58-69 | 24-36 | 12-16 | 24 | 36 |
| 4 | Погрешность направления зубьев | 42-50 | 32-40 | 28-35 | 25 | 28 |
| 5 | Шероховатость поверхности зубьев | 1,8-2,3 | 0,4-0,56 | 0,8-1,4 | | |

Как видно из представленных в табл.2 данных, точность обработки дисковой фрезой закаленного колеса на 2-3 степени точности выше, чем при зубофрезеровании червячной твердосплавной фрезой, а по отклонению окружного шага и шага зацепления зубьев точность выше чем при зубошлифовании.

Выводы

Промышленное внедрение новых технологий зубообработки позволяет в 3-4 раза снизить трудоемкость изготовления крупномодульных закаленных колес, а также исключает необходимость приобретения дорогостоящих и малопроизводительных зубошлифовальных станков. При этом качество обработанной поверхности зубьев выше, чем в случае зубошлифования, т.к. исключаются присущие ему дефекты, такие как: прижоги, микротрещины, а в поверхностном слое образуются благоприятные напряжения сжатия.

Необходимо отметить, что несмотря на успешное промышленное внедрение, новая технология зубообработки требует дальнейшего глубокого изучения на предмет совершенствования как конструкций спецоснащения, так и применяемых инструментов. Это позволит закрепить достигнутое и расширить перспективы дальнейшего применения прогрессивной технологии обработки закаленных крупномодульных колес.

Литература:

- [1] А.С.№897428, МКИ В23F5/22 .Способ чистовой обработки зубчатых колес методом обката червячной фрезой “Победа”/ Шаповалов В.Ф., Сидоренко А.К., Иноземцев Г.Г., Коновалов А.Д., 15.02.1982.Бюл.№2.
- [2] Декларативный патент на изобретения №53967А,7В23F5/22.Способ чистовой обработки зубчатых колес метод обката червячной фрезой “Победа”/ Шаповалов В.Ф., Колесник В.Ф., Давиденко Ю.Н., 17.02.2003.Бюл.№2 .
- [3] Шаповалов В.Ф., Печеный В.И. и др. Лезвийная обработка крупномодульных закаленных колесах инструментом , оснащенным керамикой .- Вестник машиностроения 1991,№2 ,С. 51-53.
- [4] Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Аристархов Н.И., и др. Расширения технических возможностей тяжелых зуборезных станков .- Вестник машиностроения .1994,№6,С.30-31.
- [5] Патент Российской федерации № 2064376.Зубообрабатывающий Станок / Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Ключко А.А., Аристархов Н.И., и др.27.06.1996.
- [6] Патент Российской федерации №2082567. Зубообрабатывающий Станок / Шаповалов В.Ф., Печеный В.И., Ключко А.А., Аристархов Н.И., и др.27.06.1997.
- [7] Решение о выдачи патента Российской федерации по заявлению №4931120/081034987. Сборная зуборезная фреза .23.04.91.

УДК 621.923

Матюха П.Г., Стрелков В.Б.
ДонНТУ, г. Донецьк, Україна

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ ШЛИФОВАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

In the paper the technique of determination of optimum modes of grinding of firm alloys by criterion of the minimal specific cost price of the machining is offered. The technique is based on the data on change in time of the current limited cutting capacity of wheel.

Введение

Повышение эффективности производства является одной из основных задач обработки материалов. Это достигается за счет использования прогрессивных инструментальных материалов, способов обработки и оптимизации процесса. Традиционно оптимизация условий обработки производится с помощью решения системы уравнений, описывающих технические ограничения, удовлетворяющего оценочной функции, которая определяет цель оптимизации. Среди технических ограничений, накладываемых на режим обработки требованиями к качеству обработанной поверхности, инструментом и станком немаловажную роль играют ограничения, накладываемые на процесс предельно допустимой температурой на поверхности инструмента [1]. Основным недостатком известных методов является высокая трудоемкость определения уравнений технических ограничений.

В настоящее время для оптимизации процесса шлифования нами [2] предложен критерий – текущая лимитированная режущая способность круга, представляющая собой мгновенную производительность обработки, удовлетворяющую лимитирующему техническому ограничению.

Целью работы является разработка методики определения режимов шлифования, базирующейся на использовании в качестве технического ограничения текущей лимитированной режущей способности круга, исключающей окисление алмазов.

Основная часть

Закон изменения текущей лимитированной режущей способности круга в процессе шлифования по упругой схеме используется для определения времени шлифования между периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК. Режимы шлифования, обеспечивающие требуемые параметры шероховатости обработанной поверхности, определяются аналитическим способом.

Для оптимизации режимов шлифования твердого сплава необходимо решить следующие задачи:

- определить продольную скорость стола V_{cm} , м/мин, удовлетворяющую требованиям по параметру R_a на обработанной поверхности;
- рассчитать усилие поджима образца к РПК P_n , Н, по температуре окисления алмазов;
- определить закон изменения во времени текущей лимитированной режущей способности круга;
- найти время шлифования между периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК при шлифовании по упругой схеме, обеспечивающее минимальную удельную себестоимость обработки.

Рассмотрим более подробно решение поставленных задач.

Определение продольной скорости стола V_{cm} . Предельную скорость стола, определим по заданной на чертеже высоте неровностей профиля шлифованной поверхности $R_{a\ m.c}$. Для расчета продольной скорости стола воспользуемся методикой для определения V_{cm} при обработке стали Р6М5Ф3, когда параметр шероховатости формируются в результате копирования формы режущей части зерна [3], так как при обработке твердого сплава при образование единичного среза не происходит копированием формы режущей части зерна. Представим параметр шероховатости при обработке стали Р6М5Ф3 через параметр шероховатости твердого сплава,

$$R_{a.б.с.} = \frac{R_{a.m.c.}}{\kappa}$$

Зная значения коэффициента κ (табл. 1,[4]), определим отношение скоростей $60V_{\kappa}/V_{cm}$, обеспечивающее поперечное перекрытие срезов на интервале

$$N = \frac{4R_{a.н.м.}}{\Delta R} = \frac{4R_{a.m.c.}}{\Delta R \cdot \kappa}$$

Таблица 1 – Значения коэффициентов, отражающих отношение параметров шероховатостей, сформированных при обработке твердых сплавов и быстрорежущей стали Р6М5Ф3

| Сравниваемые материалы | | Значения коэффициента κ при скорости продольного хода V_{∂} , м/мин | | | | |
|------------------------|------|---|-------|-------|-------|---------------|
| | | 3 | 6 | 9 | 12 | $\kappa_{ср}$ |
| Р6М5Ф3 | ВК6 | 0,894 | 0,945 | 0,913 | 0,891 | 0,91 |
| | ВК8 | 0,946 | 0,950 | 0,945 | 0,934 | 0,94 |
| | ВК15 | 0,992 | 0,972 | 0,956 | 0,942 | 0,97 |

При плоском врезном шлифовании [3]

$$\frac{60V_{\kappa}}{V_{cm}} = \frac{S_{зн} \cdot 10^3}{2\sqrt{2R_{\kappa}\Delta R} \cdot 10^{-3} \sum_{i=1}^N F(i\Delta R) \sum_{N_1=1}^i (\sqrt{N_1} - \sqrt{N_1 - 1}) b'[(N - i - N_1 + 2)\Delta R]}, \quad (1)$$

где N – номер исследуемого интервала; i – номера интервалов, входящих в N ; $i = 1, 2, \dots, N$; N_1 – участки поверхности круга, обрабатывающие i -е интервалы; N_1 изменяется внутри i от 1 до $N - i + 1$; $F(i\Delta R)$ – вероятность попадания вершин алмазных зёрен в i -й интервал; $b'(i\Delta R)$ – ширина среза на i -м интервале; ΔR – величина интервала, мкм.

Величины, входящие в формулу (1), рассчитываются по следующим зависимостям [3]:

$$F(i\Delta R) = \begin{cases} 1 - \exp\left(-\frac{\Delta R^m}{x_0}\right) & \text{при } i = 1; \\ \exp\left\{-\frac{[(i-1)\Delta R]^m}{x_0}\right\} - \exp\left[-\frac{(i\Delta R)^m}{x_0}\right] & \text{при } i > 1, \end{cases}$$

$$b'[(N - i - N_1 + 2)\Delta R] = \begin{cases} 2\sqrt{2\rho[(N - i - N_1 + 2)\Delta R] - [(N - 1 - N_1 + 2)\Delta R]^2} & \text{при} \\ (N - 1 - N_1 + 2)\Delta R < a'_z; \\ 2\sqrt{2\rho a'_z - a'^2_z} + [(N - i - N_1 + 2)\Delta R - a'_z] \tan(\varepsilon / 2) & \text{при} \\ (N - 1 - N_1 + 2)\Delta R \geq a'_z, \end{cases}$$

где $a'_z = \rho \left(1 - \sin \frac{\varepsilon}{2} \right)$; ρ – радиус округления режущих выступов зёрен, мкм; ε – угол заострения режущих выступов зёрен.

После расчёта по специальной программе на ПЭВМ отношения $60V_k/V_{cm}$, по скорости шлифовального круга на станке рассчитывают продольную скорость стола V_{cm} . Найденная таким образом скорость V_{cm} обеспечивает требуемый параметр шероховатости R_a .

При шлифовании с поперечной подачей, подача S_n назначается, исходя из условий максимальной производительности обработки. В связи с тем, что найденная выше продольная скорость стола V_{cm} обеспечивает параметр Ra в условиях врезного шлифования, то поперечная подача назначается максимально возможной на станке, но не более $0,8 \cdot V_k$.

Определение усилия поджима заготовки к рабочей поверхности круга P_n .

При определении усилия поджима образца к РПК используются следующие исходные данные:

- геометрические параметры круга и заготовки: радиус круга R_k , мм, высота круга B_k , мм; ширина образца b , мм;

- параметры алмазных зерен и рабочей поверхности круга – угол заострения зерна ε° , радиус округления режущих выступов зерен ρ , мкм (рассчитываются по регрессионным зависимостям из [5]), расстояние между зернами на поверхности круга S_{zn} , мм, параметры распределения закона Вейбулла - m , X_0 [3], описывающего разновысотность зерен относительно наиболее выступающего на РПК зерна;

- теплофизические свойства компонентов алмазоносного слоя круга и образца: коэффициент теплопроводности алмаза λ_1 , Вт/(м·К) [6], коэффициент теплопроводности связки М2-01 – λ_c , Вт/(м·К) [7], коэффициент теплопроводности твердого сплава λ_2 , Вт/(м·К) [8], коэффициент температуропроводности алмаза ω_1 , м²/с [6].

Допустимую температуру на зерне, ограниченную температурой начала окисления алмаза $T_{ок}$, К, находим по рекомендациям работы [9]. Силовые параметры шлифования – коэффициент, учитывающий неравномерность удельных сил на зернах δ принимаем по рекомендациям работы [9], коэффициент шлифования $K_{ш}$ принимаем по результатам проведенных нами исследований [10].

На первом этапе определим предельно допустимую силу поджима образца к кругу, используя максимально допустимую величину тангенциальной составляющей силы резания на круге $P_{зк}$, ограниченную температурой начала окисления алмаза [11],

$$P_{зк} = \frac{0,95 \cdot (T_{ок} - 293) \cdot (\lambda_1 + 2,25 \cdot \lambda_2 \cdot A^* \cdot \sqrt{F_0}) \cdot \pi \cdot n_p \cdot d^2 \cdot \sqrt{l} \cdot b}{4,52 \cdot A^* \cdot \delta \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot V_k}}, \text{ Н},$$

На втором этапе максимально допустимую силу поджима образца к РПК найдем по составляющей $P_{зк}$ с помощью коэффициента шлифования:

$$P_{ук} = P_{зк} / K_{ш}, \text{ Н}. \quad (2)$$

Определение допустимой силы поджима образца к РПК осуществляется на ПЭВМ по разработанной нами программе.

Определение закона изменения во времени текущей лимитированной режущей способности круга.

Закон изменения текущей лимитированной режущей способности круга во времени находится экспериментально и описывается экспоненциальной зависимостью вида:

$$Q_1(\tau) = Q_{1уcm} + \Delta Q_1 \cdot \exp(\beta_Q \cdot \tau), \quad (3)$$

где $Q_1(\tau)$, $Q_{1исx}$, $Q_{1уcm}$ - соответственно текущая, исходная, установившаяся текущая лимитированная режущая способность круга, мм³/мин;

$\Delta Q_1 = Q_{1исx} - Q_{1уcm}$ - амплитуда снижения интенсивности, мм³/мин;

β_Q - эмпирический коэффициент, мин⁻¹;

τ - продолжительность шлифования, мин.

Установившуюся производительность шлифования $Q_{1уcm}$ и исходную - $Q_{1исx}$ определяли по данным табл. 2, при этом за исходную производительность $Q_{1исx}$ принимали производительность за первую минуту шлифования, а за установившуюся – производительность шлифования на 30-й минуте, после которой снижение производительности является несущественным.

Эмпирический коэффициент β_Q , амплитуду снижения интенсивности ΔQ_1 и установившуюся производительность шлифования в уравнении (3) для исследованных марок твердых сплавов рассчитывали, используя данные эксперимента. Изменение во времени текущей лимитированной режущей способности круга, определенной экспериментально и по уравнению (3), показано на рис 1, а, б, в.

Значение составляющих формулы (3), описывающей изменение во времени текущей лимитированной режущей способности круга АС6 100/80-4М2-01 при алмазном шлифовании по упругой схеме исследованных марок твердых сплавов ВК6, ВК8, ВК15, приведены в таблице 2.

Таблица 2 – Значения составляющих формулы (3)

| Марка обрабатываемого материала | Исходная текущая лимитированная режущая способность круга $\Delta Q_{1исx}$, мм ³ /мин | Установившаяся текущая лимитированная режущая способность круга $Q_{1уcm}$, мм ³ /мин | Эмпирический коэффициент β_Q , мин ⁻¹ |
|---------------------------------|--|---|--|
| ВК15 | 344 | 115 | - 0,134 |
| ВК8 | 340 | 101 | - 0,127 |
| ВК6 | 329 | 109 | - 0,163 |

Определение времени шлифования между периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК при шлифовании по упругой схеме.

Периодические электроэрозионные воздействия на РПК осуществляются на максимальных для используемой модели источника технологического тока электрических режимах. Поэтому удельная себестоимость обработки будет зависеть от времени между периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК. Время шлифования между периодическими электроэрозионными воздействиями, обеспечивающее минимальную удельную себестоимость обработки, определяли по методике подробно изложенной в работе [12].

По описанной выше методике были определены оптимальные режимы обработки при плоском врезном шлифовании сплава ВК6 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01 на станке 3Д711АФ1. Размеры образца: длина 86 мм, ширина 15,7 мм. Параметр шероховатости обработанной поверхности $R_a = 0,63$ мкм, температура окисления алмазных зерен $T_{ок} = 775^\circ \text{C}$.

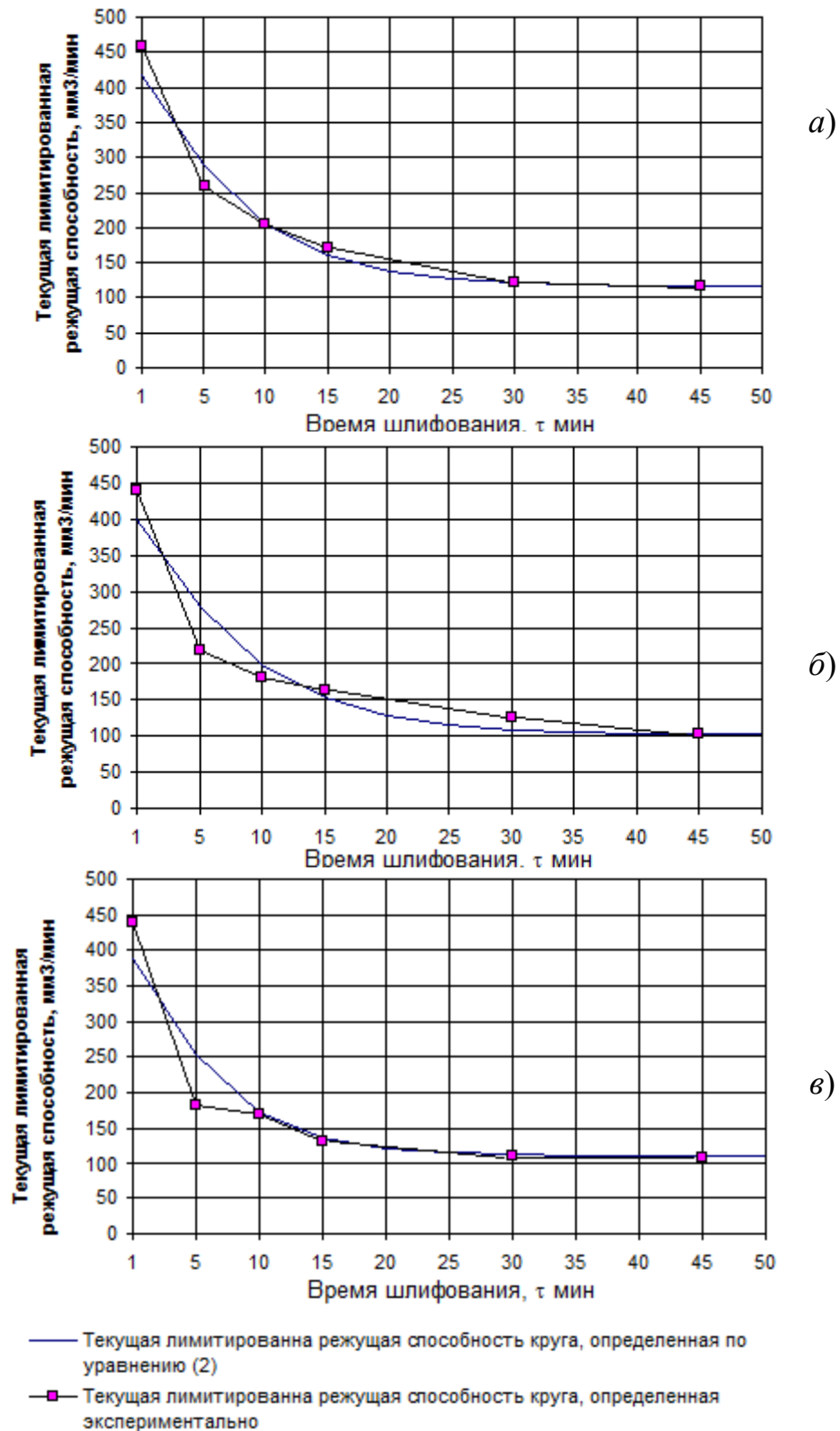


Рисунок 1 – Влияние времени обработки кругом AC6 100/80-4-M2-01 на текущую лимитированную режущую способность круга при плоском врезном шлифовании по упругой схеме твердых сплавов ВК15 (а), ВК8 (б), ВК6 (в)

В результате были получены оптимальные механические режимы шлифования: скорость круга $V_k = 35$ м/с, скорость стола $V_{cm} = 6$ м/мин, сила поджима образца к рабочей поверхности круга, $P_n = 86$ Н и режимы электроэрозионных воздействий: напряжение холостого хода $U_{xx} = 50$ В, средний ток $I_{cp} = 8$ А. Время электроэрозионных воздействий одновременно со

шлифованим деталями 14 минут, время между периодическими электроэрозионными воздействиями $T = 24,2$ мин.

Время между периодическими электроэрозионными воздействиями при плоском шлифовании будет изменяться в зависимости от длины шлифуемой поверхности, так как на время контакта образца с кругом влияет количество проходов.

Определим время между электроэрозионными воздействиями на РПК при различных длинах обрабатываемого образца (длина образцов изменяется от 100 до 320 мм) с учетом следующих допущений:

- режущая способность круга не зависит от длины обрабатываемого образца;
- величина перебега при шлифовании образцов различной длины одинакова.

Коэффициент $k_{пер}$, учитывающий долю времени перебегов в суммарном времени шлифования образца длиной 86 мм будет равен:

$$k_{пер} = \frac{l_{пер}}{L} = \frac{10}{86} = 0,116.$$

Здесь $l_{пер}$ – величина перебегов ($l_{пер} = 10$ мм).

Суммарное время контакта образца с кругом τ_k между периодическими электроэрозионными воздействиями за время шлифования образца длиной 86 мм

$$\tau_k = \frac{\tau}{1 + 2 \cdot k_{пер}} = \frac{24}{1 + 2 \cdot 0,116} = 19,5 \text{ мин.}$$

Суммарное время перебегов $\tau_{пер}$, в этом случае, составит:

$$\tau_{пер} = \tau - \tau_k = 24 - 19,48 = 4,5 \text{ мин.}$$

В основу определения времени между электроэрозионными воздействиями на РПК при шлифовании образцов различной длины положим равенство суммарного времени контакта образца с кругом при любой длине образца, определяющего суммарную длину обработки за это время. Тогда время между электроэрозионными воздействиями на РПК

$$\tau = \tau_k + \tau_{пер}, \text{ мин.} \quad (4)$$

Время между электроэрозионными воздействиями на РПК при шлифовании образцов из сплава ВК6 различной длины приведено в таблице 3.

Таблица 3 – Время между электроэрозионными воздействиями на РПК при шлифовании образцов различной длины из сплава ВК6 шириной $b = 15,7$ мм

| Длина образца, L , мм | Суммарное время обработки с кругом, τ_k , мин | Путь обработки, $L_{сум}$, м | Количество проходов, i | Путь перебегов, $L_{пер}$, м | Время, затрачиваемое на перебеги, $\tau_{пер}$, мин | Время между ЭЭВ, τ , мин |
|-------------------------|--|-------------------------------|--------------------------|-------------------------------|--|-------------------------------|
| 86 | 19,5 | 144 | 1358,5 | 27,2 | 4,5 | 24,0 |
| 100 | | | 1200,0 | 24,0 | 4,0 | 23,5 |
| 120 | | | 1028,6 | 20,6 | 3,4 | 22,9 |
| 140 | | | 900,0 | 18,0 | 3,0 | 22,5 |
| 250 | | | 533,3 | 10,7 | 1,8 | 21,3 |
| 320 | | | 423,5 | 8,5 | 1,4 | 20,9 |

Для определения усилия поджима образца к РПК при шлифовании образцов иной ширины, рассчитаем усилие поджима, приходящееся на 1 мм ширины обрабатываемой поверхности, воспользовавшись значением усилия поджима образца к РПК, определенного по формуле (2) при шлифовании образца шириной 15,7 мм кругами различных зернистостей. По усилию, приходящемуся на 1 мм ширины обрабатываемой поверхности (табл. 4), усилие поджима образца другой ширины к рабочей поверхности круга, найдем, умножив его на ширину образца.

Таблица 4 – Усилие поджима образца к РПК, приходящееся на 1мм ширины обрабатываемой поверхности при шлифовании твердых сплавов марки ВК6 кругами различных характеристик

| Характеристика круга | Усилие поджима образца к РПК при шлифовании образца из твердого сплава ВК6 шириной 15,7мм, P_n , Н | Усилие поджима образца к РПК, приходящееся на 1 мм обрабатываемой поверхности, $P_{n,уд.}$, Н/мм |
|-------------------------------------|--|---|
| 1A1 250×76×15×5 AC6-100/80-4-M2-01 | 86 | 5,5 |
| 1A1 250×76×15×5 AC6-160/125-4-M2-01 | 45 | 2,9 |
| 1A1 250×76×15×5 AC6-250/200-4-M2-01 | 52 | 3,3 |

Заключение

1. Использование текущей лимитированной режущей способности круга при оптимизации режимов обработки позволяет снизить их трудоемкость за счет сокращения количества уравнений технических ограничений, налагаемых на режим обработки.

2. Предложены методики, позволяющие расширить область применения найденных режимов шлифования $P_n \tau$ на обработку поверхностей иных размеров.

Перечень ссылок

- [1] Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279с.
- [2] Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавец В.В. Определение режимов плоского врезного шлифования твердых сплавов с использованием нового понятия о текущей лимитированной режущей способности круга // Сверхтвердые материалы/ - 2004, № 3, С. 67-73.
- [3] 3.Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: Автореф. дис... докт. техн. наук: 05.03.01/ХГПУ – Харьков, 1996. – 48 с.
- [4] Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б. Исследование влияния марки обрабатываемого материала на параметр шероховатости обработанной поверхности/ Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Междунар. сб. науч. трудов. – Донецк: ДонНТУ, 2003. – Вып. 24. – С. 98-102.
- [5] Лукин Л.Н. Элементы теории алмазно-абразивного инструмента и процесса резания-царапания моделью алмазного зерна: Автореф. дис. ... канд. техн. наук. – Томск, 1968. – 19 с.
- [6] Резников А.Н., Резников Л.А. Тепловые процессы в технологических системах. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
- [7] Загребин Л.Д., Свитковский Ф.Ю. Определение некоторых теплофизических параметров металлических связей алмазных кругов // Физика и химия формирования поверхностного слоя. – 1977. – Вып. 1. – С. 53 – 57.
- [8] Мальцев М.В. Вакуумная металлургия тугоплавких материалов и твердых сплавов. К.: Наукова Думка, 1973. – 237 с.
- [9] Резников А.Н. Теплофизика резания. М.:Машиностроение, 1969. – 288 с.
- [10] Матюха П.Г., Стелков В.Б., Цокур В.П. Влияние времени обработки на коэффициент шлифования твердого сплава ВК15. /Физические и компьютерные технологии. Труды 13-й Международной научно-технической конференции, 19-20 апреля 2007г. – Харьков. ХНПК «ФЭД», 2007. – С. 172-179
- [11] Матюха П.Г., Стрелков В.Б. Определение силы поджима образца к кругу, ограниченной температурой графитизации алмазных зерен. Наукові праці Донецького національного університету. Серія : Машинобудування і машинознавство. Вип. 71. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. С. 41-46.
- [12] Матюха П.Г., Полтавец В.В., Стрелков В.Б. Определение оптимального интервала времени между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга при алмазном шлифовании твердого сплава. Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. Наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – Вип.. 31. С. 203-209.

УДК 621.921

Калафатова Л.П., Сергеечева Е.С.

ДонНТУ, г.Донецк, Украина

**ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ДОВОДКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ
КЕРАМИКИ НА ОСНОВЕ ЧИСЛЕННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ
ПРОЦЕССА КОНТАКТИРОВАНИЯ АЛМАЗНЫХ ЗЕРЕН И ПРИТИРА**

The subject of lap unevenness influence along with the sizes of diamond grains on the effectiveness of the ceramics adjustment process was researched.

Введение

Обеспечение высокого качества поверхности точных керамических деталей – сложная техническая задача. Наряду с низкой шероховатостью, ограниченной долями микрометров, специфическим требованием, обеспечивающим заданные эксплуатационные характеристики деталей, является отсутствие дефектов поверхности в виде сколов, микротрещин, микровыколов. В связи с этим возрастает роль финишной операции - алмазной доводки. Доводка [1] обеспечивает получение высоких чистоты и точности размеров поверхностей обрабатываемых деталей.

Абразивная способность применяемых паст и суспензий зависит от всего комплекса факторов процесса доводки и, в частности, от вида абразивного материала, зернистости абразивных зерен, зернового состава по содержанию фракции в микропорошках, свойств неабразивных составляющих пасты или суспензии, материала детали и притира, шероховатости инструмента-притира, рабочего давления p и скорости относительного движения заготовки и притира.

На данный момент практически отсутствуют сведения о влиянии соотношения шероховатости инструмента-притира и зернистости суспензии, изменяющего условия контакта зерен с поверхностями инструмента и заготовки, на эффективность процесса доводки керамики. Кроме этого для исключения влияния износа алмазных зерен суспензии на качество и производительность доводки необходимо определить допустимые технологические нагрузки на алмазное зерно суспензии, обеспечивающие требуемые точность и качество операции доводки.

Поставленная задача относится к категории технических задач, не поддающихся аналитическому решению либо требующих значительных затрат на реализацию решения экспериментальным путем. Зачастую единственной возможностью экспрессного анализа инженерной проблемы является компьютерное математическое моделирование. Вопрос о влиянии соотношения между шероховатостью инструмента–притира и зернистостью суспензии на процесс обработки, обеспечивающего повышение точности и снижение себестоимости операции доводки остается открытым вследствие недостаточной изученности и трудоемкости при определении нагрузок на отдельных зернах, работающих в разных условиях. Возможный вариант решения этой задачи - на основе численного микромоделирования состояния системы притир – алмазная суспензия, которое может быть реализовано в среде ANSYS, чему и посвящена представляемая работа.

Основная часть

Для прогнозирования технологических возможностей доводки деталей из хрупких неметаллических материалов, в частности, технической керамики на

основе численного моделирования процесса контакта алмазных зерен – элементов абразивной суспензии и притира, рассмотрим, как влияют условия взаимодействия притира и зерна на процесс резания. Возможны три варианта условий взаимодействия зерен суспензии с шероховатой поверхностью притира, определяемых соотношением размеров зерна суспензии (ее зернистостью) и микронеровностей поверхности притира. Первый вариант – размер зерна соизмерим с микронеровностями притира (рис. 1, а, б - I), при этом зерно удерживается притиром и в благоприятных условиях обрабатывает поверхность изделия; второй вариант - зернистость алмазной суспензии значительно меньше шероховатости притира (см. рис. 1, а, б - II), вследствие чего доводка детали будет вестись не суспензией, а самим притиром, что, в свою очередь, может сказаться на качестве поверхности детали; третий вариант – шероховатость притира значительно меньше зернистости суспензии (см. рис. 1, а, б - III), из-за чего возможно нарушение сплошности поверхности притира, вызванное высокими напряжениями, возникающими при малой площади контакта зерна и притира, что также отрицательно скажется на процессе доводки, прежде всего - ее точности из-за смятия микронеровностей притира.

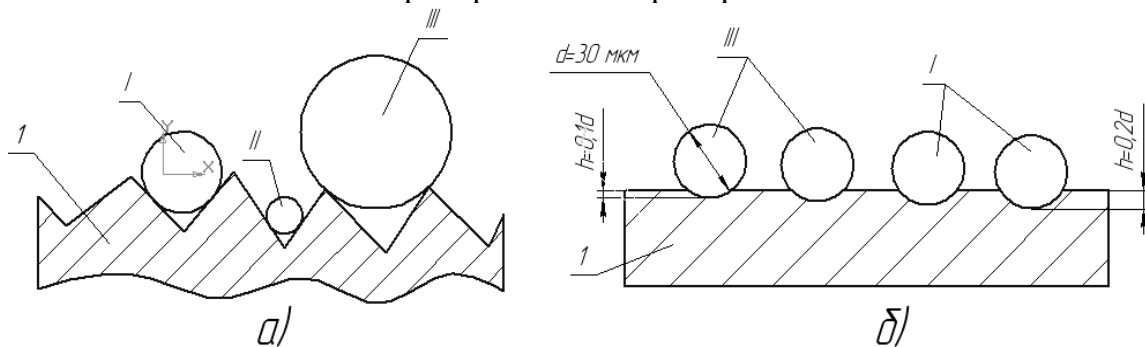


Рисунок 1 – Схема взаимодействия алмазных зерен разной зернистости с притиром 1: а) реальная модель; б) математическая модель; I, II, III – варианты соотношения размеров алмазных зерен и шероховатости притира

Так как реальный микропрофиль поверхности притира довольно сложно численно смоделировать, то для решения данной задачи в программе ANSYS принимаем поверхность притира ровной, а его шероховатость при моделировании будем учитывать за счет предполагаемой разной глубины h внедрения алмазного зерна в инструмент при доводке (см. рис. 1, б).

В качестве исходных данных для решения задачи являются: физико-механические свойства материалов притира и алмазного зерна; давление в зоне обработки, равное $p=0,11$ МПа и полученное на основе рекомендуемых режимов доводки керамики на станке СПШ-1 [2]. Обрабатываемый материал – техническая антифрикционная керамика. В качестве исследуемого инструмента был взят чугунный притир.

Доминирующим фактором, влияющим на качество (шероховатость) и производительность процесса доводки свободным абразивом, является размер зерна алмазного порошка. При увеличении зернистости давление в зоне обработки на единицу зерна увеличивается, зерна глубже внедряются в формируемую поверхность детали, что ведет к повышению ее шероховатости. Зависимость уровня микронеровностей поверхности, подвергаемой доводке, и размеров зерен суспензии имеет вид [2] $R_a \approx (0,01 \dots 0,02)d_3$.

Как показывает анализ литературных источников [1], в общем виде форму

зерна можно рассматривать как реализацию случайной функции, представляющей собой совокупность синусоид различных частот со случайными амплитудами и фазами. Вместе с тем, при теоретических расчетах сложная геометрическая форма реальных алмазных зерен заменяется упрощенным геометрическим телом: шаром, прямоугольным параллелепипедом, цилиндром. В качестве алмазного зерна будем использовать сплошной шар определенного радиуса.

Для прогнозирования технологических возможностей доводки деталей из ХНМ и ее эффективности рассмотрим влияние зернистости алмазной суспензии и шероховатости чугунного притира на напряженное состояние зоны их контакта. Будем исследовать изменения напряжений и заглубления зерен в притир при обработке (его шаржирование), изменяя такие параметры, как зернистость абразива и шероховатость притира, выраженную условно через глубину расположения зерна h по отношению к поверхности притира (табл.1).

Таблица 1 – Исходные данные для исследования

| Размер зерна d_3 , мкм | Заглубление h , мкм, имитирующее шероховатость притира | | | |
|-----------------------------|--|------------|-----------|------------|
| | $0,1 d_3$ | $0,15 d_3$ | $0,2 d_3$ | $0,25 d_3$ |
| 35 | 3,5 | 5,25 | 7 | 8,75 |
| 40 | 4 | 6 | 8 | 10 |
| 45 | 4,5 | 6,75 | 9 | 11,25 |
| 50 | 5 | 7,5 | 10 | 12,5 |

На основе вышеприведенных данных необходимо создать модель контакта алмазного зерна и притира с рабочей поверхностью разной степени шероховатости, определяемой величиной h (рис.2).

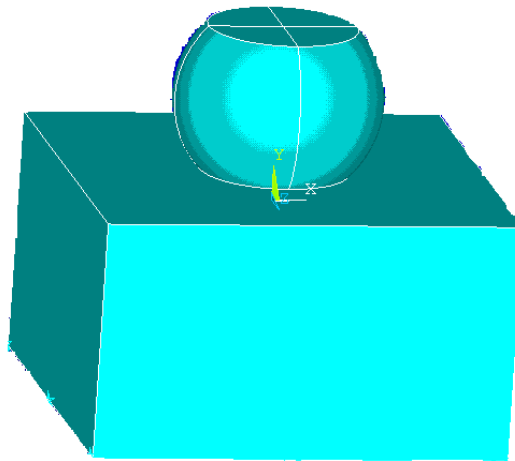


Рисунок 2 – Модель контакта зерна и притира, имитирующая наличие шероховатости разного уровня на поверхности притира по заданной величине исходного заглубления h

Эта модель позволяет отслеживать величину площади зоны контакта зерна и притира, влияющую на ее напряженное состояние в процессе доводки при приложенном известном рабочем давлении p и на величину шаржирования зерна в притир k (рис.3). Условно принято, что рабочая нагрузка p распределена по площади зерна, равной площади его контакта с притиром.

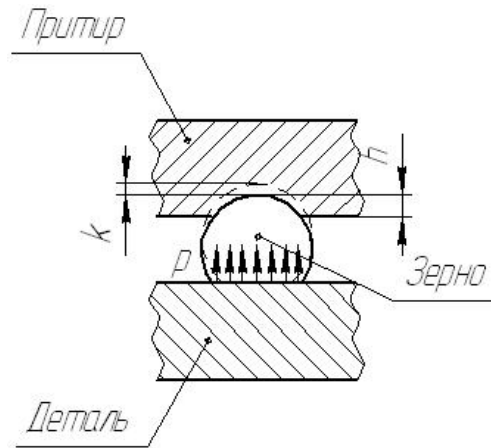


Рисунок 3 – Схема влияния шероховатости притира, выраженной величиной h , на заглубление зерна в притир k в процессе доводки под действием силы резания

В основе численного анализа напряженной ситуации в зоне контакта методом конечных элементов лежит принцип разбиения сплошной непрерывной среды на конечные элементы, характер взаимодействия которых известен. Критерием оптимизации при решении задачи является минимум потенциальной энергии тела [4].

В процессе решения конечно-элементных задач по исследованию напряженного состояния зоны контакта «зерно – рабочая поверхность притира различной шероховатости» в ANSYS были получены эпюры напряженного состояния алмазных зерен различных размеров (d_3) в зоне контакта с притиром (рис. 4) и распределение их заглублений в притир k в процессе доводки (рис. 5).

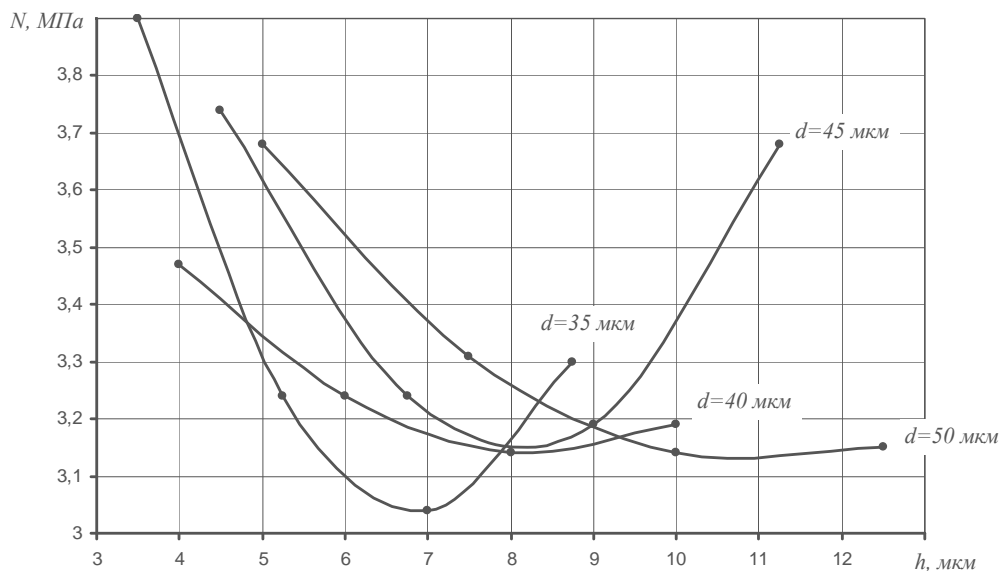


Рисунок 4 – График влияния шероховатости притира, выраженной через параметр h , на напряженное состояние зоны контакта для разной величины размеров зерен d_3

Анализируя данные графиков, можно заключить следующее. Вне зависимости от размеров зерна абразивной суспензии (рис. 4) наиболее рациональной, с точки зрения уровня напряжений в зоне контакта, является шероховатость рабочей поверхности притира, соответствующая соотношению $h \approx 0,2d_3$. При этом с уменьшением размера зерна зависимость $N = f(h)$ имеет все более ярко выраженный экстремальный вид. При использовании суспензий с

зернистостью в диапазоне $d_3=(40 - 50)$ мкм увеличение шероховатости за пределы $h \approx 0,2d_3$ не приводит к существенному увеличению напряженного состояния в зоне обработки. Однако при доводке мелкозернистой суспензией важно правильно выбирать соотношение между шероховатостью притира и размером абразивных зерен - $h \approx (0,15 - 0,25)d_3$. Влияние диаметра алмазного зерна и шероховатости притира (исходя из глубины проникновения зерна в притир) не однозначно. Так при минимальной шероховатости притира, выраженной величиной h , напряжения максимальные, так как больший объем зерна давит на площадку контакта.

В целом, увеличение размера зерен приводит к увеличению напряжений на зерне и росту величины шаржирования зерна в притир k (см. рис. 5). Причем увеличение шероховатости притира сопровождается ростом k в процессе доводки, что связано с изменением площади контакта зерна и притира и скажется на точности и качестве обработки.

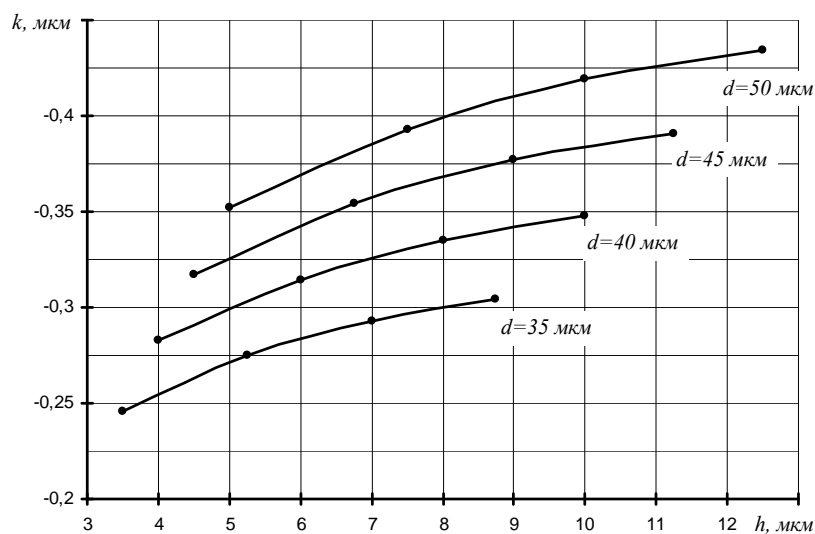


Рисунок 5 – График влияния шероховатости притира, выраженной величиной h , на заглубление зерна в притир в процессе доводки

Выводы

Для повышения эффективности доводки плоских деталей из керамики необходимо учитывать следующее. На разных стадиях доводки (черновая и чистовая доводка) использовать алмазные суспензии разной зернистости – уменьшение размеров зерен по мере повышения требований к качеству обрабатываемой поверхности. При этом желательно соблюдать соотношение между зернистостью суспензии и шероховатостью притира в диапазоне $h \approx (0,15 - 0,25)d_3$, что позволит уменьшить напряжения в зоне контакта и снизить износ зерен суспензии и притира.

Литература:

- [1] Орлов П.Н. Технологическое обеспечение качества деталей методами доводки. – М.: Машиностроение, 1988. – 384 с.
- [2] Алмазная обработка технической керамики. Л., «Машиностроение» (Ленингр.отд-ние), 1976. – 160 с.
- [3] Басков К. А. ANSYS в примерах и задачах / под. ред. Д. Г. Красковского. – М.: Компьютер Пресс, 2002 – 224 с.
- [4] Метод конечных элементов: Учебное пособие для вузов / Под ред. П.М. Варвака.– Киев: Вища школа. Головное изд-во, 1981.– 176 с.

УДК 621.9

Витренко А.В.

ВНУ им В.Даля, г.Луганск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗГОТОВЛЕНИЯ КОСОЗУБЫХ ВИНТОВЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЁС

Principally new technology of multi-entry helical teeth wheels production has been presented. Helical gear with linear teeth contact and small gear ratio has been obtained.

Введение

В промышленности всего мира есть потребность в создании зубчатых колёс для винтовой передачи с линейным характером касания и с малым передаточным отношением. Из теории и практики проектирования зубчатых передач известно, что невозможно создать зубчатую винтовую передачу с линейным характером касания зубьев у которой передаточное отношения меньше восьми. Поэтому исследователи создают различные механизмы с большим количеством зубчатых колёс которые могут передавать крутящие моменты на скрещающихся валах. Существующие зубчатые передачи на пересекающихся осях имеют точечный характер касания, так например такие передачи в буровых машинах, работают при повышенных температурах, шумят и очень быстро изнашиваются. Такое положения объясняется тем, что зубчатые колёса изготавливаются в плоском станочном зацеплении, а работают в пространственном. Следовательно, схема формообразования таких зубчатых колёс не соответствует схеме работы этих колёс в механизме.

Основное содержание работы

В представленной работе предлагается получать винтовые зубчатые колёса в пространственном станочном зацеплении на заготовках выполненных в виде однополостного гиперболоида. Известные схемы изготовления винтовых зубчатых колёс имеют недостаток, заключающийся в том, что эти колёса имеют индивидуальную геометрию и могут зацепляться с зубчатыми колёсами определённой геометрии.

Для устранения перечисленных выше недостатков предлагается принципиально новая схема формообразования косозубых винтовых зубчатых колёс с линейным характером касания зубьев. Эта схема заключается в том, что изготавливаемое зубчатое колесо в своём относительном движении при его изготовлении описывает зубчатую рейку. На практике очень сложно воспроизвести такой процесс, поэтому была предложена принципиально новая схема изготовления таких колёс на серийном зубофрезерном станке которая представлена на рис.1.

Суть метода нарезания винтовых зубчатых колёс заключается в том, что при нарезании зубьев, скрещают оси нарезаемого зубчатого колеса и зуборезного инструмента, придают им угловые скорости обратно пропорциональные количеству их зубьев и дают нарезаемому колесу одновременно две подачи: вдоль оси инструментального колеса и вдоль оси нарезаемого винтового зубчатого колеса. В результате такого сложного движения нарезаемое винтовое зубчатое колесо в своём относительном

движении описывает зуборезную рейку. Для получения винтовых косозубых зубчатых колес дополнительно настраивают гитару дифференциала зубофрезерного станка.

С целью повышения производительности нарезания зубьев и устранения предшествующей механической обработки, на оправку стола станка, вместе с инструментальным колесом, одновременно устанавливают круглый резец.

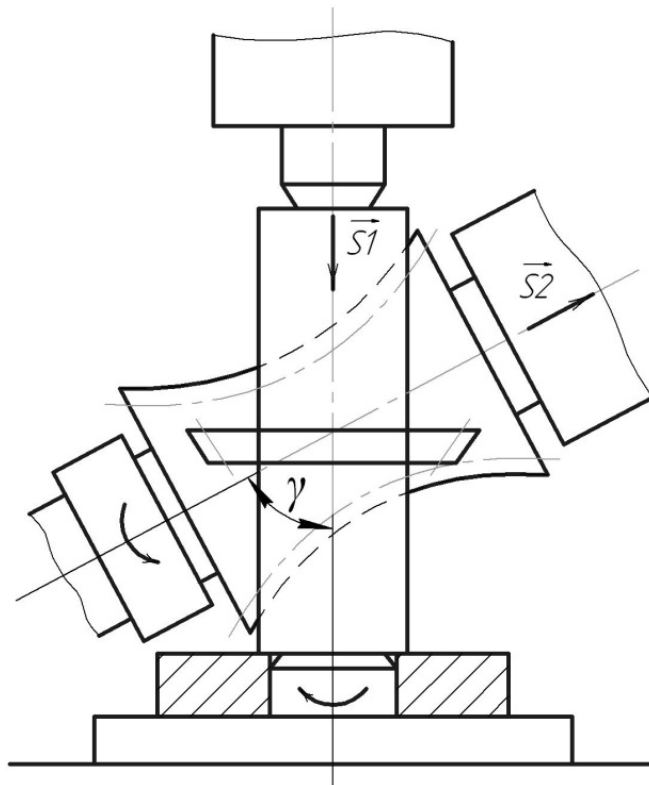


Рисунок 1 – Схема изготовления винтовых зубчатых колёс

По предложенной схеме были изготовлены винтовые зубчатые колёса модулем 1.5мм, с числом зубьев $z = 6, 10, 14$. Высота нарезаемого зуба равна $h = 2.25 m = 3.375\text{мм}$. В качестве осевой подачи была выбрана подача $S1 = 1.8$ мм/мин, а в качестве подачи протяжного суппорта была выбрана подача $S2 = 3.7$ мм/мин. Геометрические размеры таких колёс меняются в широких пределах.

Для получения возможности управления межосевым расстоянием в винтовой передаче, а также углом скрещивания осей в представленной работе были изготовлены косозубые винтовые зубчатые колёса. Нарезание таких колёс производилось при помощи настройки гитары деления и гитары дифференциала. Настройка гитары дифференциала осуществлялась по следующей зависимости:

$$u = 7,95775 \sin\gamma / m_n K$$

здесь: γ - угол наклона зуба; m_n - модуль нормальный.

При нарезании винтовых зубчатых колёс с косым зубом были получены колёса угол наклона зуба которых менялся от 7° до 38° , при этом диаметр этих колёс уменьшился в 2 и более раз, что видно из рис.2. Нарезание таких зубчатых колес производилось при помощи инструментального зубчатого колеса с числом зубьев $Z = 68$. Ширина таких зубчатых колес составляла 10м. Экспериментальные исследования показали, что зубья зубчатых колес, полученных при помощи нового способа изготовления не имеют заострения.



Рисунок 2 – Винтовые зубчатые колёса

Выводы

1. Предложен новый способ изготовления косозубых винтовых зубчатых колёс на серийном зубообрабатывающем оборудовании.
2. Отработана технология изготовления косозубых винтовых зубчатых колёс.
3. Изготовлены зубчатые колёса имеющие линейный характер касания зубьев с цилиндрическим зубчатым колесом.
4. Получена возможность управлять габаритными размерами винтовой зубчатой передачи.

Литература:

- [1] Гавриленко В.А. Зубчатые передачи в машиностроении / В.А. Гавриленко. – М.: Машгиз, 1962. – 532 с.
- [2] Гавриленко В.А. Основы теории эвольвентной зубчатой передачи / В.А. Гавриленко. – М.: Машиностроение, 1969. – 432 с.
- [3] Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием / П.Р.Родин. – К.: Вища школа, 1977. – 192 с.
- [4] Производство зубчатых колес: [Справочник под общей редакцией Б.А.Тайца. 3-е изд. перераб. и доп.]. – М.: Машиностроение, 1990. – 464 с.
- [5] Кириченко И.А. Повышение эффективности процессов отделочной обработки зубьев цилиндрических колёс: дис. на соискание уч. ст. кандидата тех. наук: 05.03.01 / Кириченко Ирина Алексеевна. – Луганск, 1996. – 187 с.

Новосёлов Ю.К., Левченко Е.А.
СевНТУ, г. Севастополь, Украина

ВЫБОР И ОБОСНОВАНИЕ ПРИМЕНЕНИЯ СПОСОБОВ РАЗРЕЗКИ ТРУБ

An analysis of the different ways of cutting pipes with a view to selecting the most effective and provide the required surface quality and accuracy of processing of machined surface cut.

Введение

Разрезка труб – до сих пор наиболее сложный, трудоемкий и наименее механизированный процесс металлообрабатывающего производства, который требует глубокого и детального изучения. Чаще всего в процессе обработки тонкостенной трубы наблюдается заклинивание инструмента и трение его боковых сторон о торцовую поверхность трубы. Данное явление приводит к нагреву стенок трубы, что влечет за собой структурные изменения в сечении реза (заусенцы, неровности, деформирование материала и т.п.), приводящие к необходимости дальнейшей обработки. Устранение этих недостатков является актуальной проблемой, и решение этих вопросов требует дальнейшего исследования.

Целью настоящей работы является выбор и обоснование применения наиболее эффективного способа разрезки труб, обеспечивающего необходимые показатели качества и точности обработки торцовых поверхностей реза.

Основная часть

В последнее время широкое распространение получили физико-химические и механические способы разрезки труб (рис. 1) [1, 2].

Сущность физико-механических способов разрезки труб состоит в том, что при обработке материал заготовки в зоне резания подвергается интенсивному пластическому деформированию, приводящему к недопустимому изменению формы сечения трубы. Например, в случае разрезки труб с помощью газовой и плазменно-дуговой обработки металл, расплавленный пламенем плазменной или газовой горелки, выдувается из места резки направленной струей газа или воздуха. Способы весьма просты и удобны в эксплуатации, но им присущи такие недостатки, как дорогостоящее оборудование, низкая производительность (15 – 30 резов в час) и значительный отход (ширина реза достигает 10 мм), низкое качество поверхностей реза, неровный рез, наплавления, окалины и прочее.

Кроме того, происходит закаливание торцов заготовки, что затрудняет их последующую обработку, вызывая быстрый износ, а нередко и поломку инструмента.

Обрабатываемость при анодно-механической разрезке различная. Достоинство анодно-механической разрезки – высокая точность, но способ имеет ряд и недостатков, таких как: низкая производительность (30 – 50 резов в час), повышенный расход инструмента и ухудшение условий труда.

Что касается электроннолучевой и светолучевой разрезки труб, то следует отметить, что способы весьма эффективны и основаны на тепловом воздействии лучевого излучения. Это в свою очередь потребует немалых материальных затрат на приобретение оптической системы и дорогостоящего оборудования в целом. Рассматривая качество поверхности резов после обработки, следует учесть, что при разрезании углеродистых и нержавеющей сталей, титановых и алюминиевых сплавов характерно образование грата, что значительно снижает качество разрезки лучом.

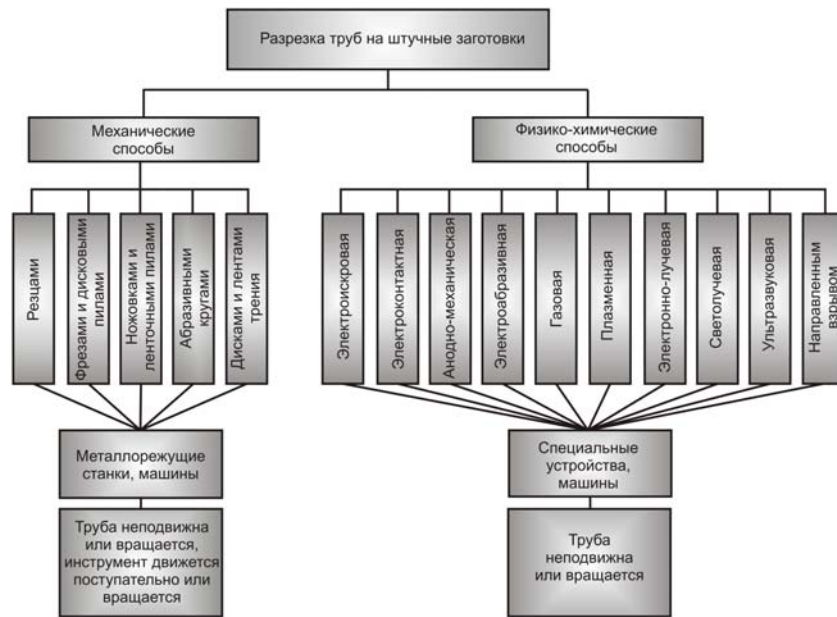


Рисунок – 1 Схема способов разрезки труб

Ультразвуковая разрезка требует специального оборудования, что вызывает сложности применения данного способа. Качество поверхности обрабатываемых торцов зависит от свойств материала заготовки. Обычно средняя высота микронеровностей колеблется в пределах $R_z = 2,7...21,4$ мкм. Из диапазона полученных значений показателя шероховатости следует отметить недостаточно высокое качество поверхности, что потребует дополнительной финишной обработки, а это в свою очередь существенно снизит производительность и эффективность применения данного способа.

Электроискровая, электроконтактная и электроабразивная разрезка труб отличается нагревом в зоне резания электрическим током, что в свою очередь ускоряет разогрев материала заготовки в зоне разрезки до пластического состояния, но приводит к искажению профиля трубы, что следует отнести к недостаткам способа обработки.

Разрезка с помощью взрыва предназначена для обработки высоколегированных сталей и сплавов на основании использования механических импульсов высокой энергии. Этот способ дает возможность обрабатывать крупногабаритные заготовки из труднообрабатываемых материалов, но обладает ограниченной энергоемкостью и требует изготовления сложных установок.

Наряду с физико-химическими способами разрезки труб очень широко в производстве используются и механические. К ним относятся: разрезка резцами; фрезами и дисковыми пилами; ножовками и ленточными пилами; дисками и лентами трения, а также абразивными кругами.

Один из распространенных способов разрезки труб – это обработка резцами. Общие преимущества данного способа – высокая точность, универсальность и небольшие затраты, легкость и простота в обслуживании. Но способ также имеет и ряд значительных недостатков: невозможность разрезки заготовок некруглого профиля и необходимость обеспечения люнетами при обработке длинных заготовок; значительный расход металла в стружку, вызванный большой шириной реза (толщиной режущего инструмента); низкая производительность и ограниченная стойкость режущего инструмента.

При разрезке стальных труб фрезами и дисковыми пилами наблюдаются следующие процессы: нагрев зоны резания до температуры плавления; образование мелкой сливной стружки; нагрев сечения трубы, особенно

непосредственно прилегающего к зоне резания. Указанные процессы позволяют сделать вывод, что в основе процесса резания металлов фрезами и дисковыми пилами лежит тепловой процесс нагрева металла в зоне резания вследствие трения о разрезаемый материал.

Дисковые пилы довольно быстро изнашиваются и износ имеет различный характер. Наиболее опасно появление трещин в радиальном направлении. Способы обработки фрезами и дисковыми пилами имеют ряд недостатков, а именно: необходимость частого приобретения режущего инструмента вследствие его быстрого износа; переналаживание оборудования, что в свою очередь снизит производительность труда; процессы вызывают нагрев зоны резания до температуры плавления, что повлечет за собой деформирование заготовки.

Разрезка труб на станках с помощью ножовочных полотен осуществляется при неподвижной заготовке в приспособлении с возвратно-поступательным движением резания. Разрезка ножовочными полотнами самая низкопроизводительная (15 – 20 резов в час). Хотя ширина реза трубы (0,8...3,5 мм) меньшая по сравнению с другими методами разрезки, сам разрезанный торец получается перекошенным, что снижает целесообразность использования данного способа.

Обработка труб дисками трения отличается весьма интенсивным нагревом заготовки в зоне реза, что влечет за собой деформирование заготовки. К достоинствам разрезки дисками трения следует отнести предельную простоту конструкции отрезного станка и изготовление дисков из обычных конструкционных сталей (стали марок 50Г, 65Г и т.п.), недостаткам – шум, создаваемый диском в процессе работы, образование наплывов на торцах сечения труб, для удаления которых приходится вводить дополнительную операцию.

Разрезка с помощью лент трения осуществляется на ленточно-отрезных станках. Производительность таких станков в 5 – 6 раз выше ножовочных и в 1,5 – 2 раза – фрезерно-отрезных станков. Для разрезки труб применяют также ленту толщиной до 1 мм, но трудность изготовления и невысокая стойкость ограничивают ее применение. Существенным недостатком данного способа является маломощное оборудование, что ограничивает их применение для разрезки материалов, предел прочности которых превышает 600 МПа.

Несмотря на многообразие способов разрезки труб, выбор наиболее оптимального из них затруднителен. Проблема во многом усложняется отсутствием систематизированного аналитического обзора по данному вопросу. Многие сведения отсутствуют или носят противоречивый характер. Положительным результатом такого анализа мог бы быть не только выбор эффективного способа разрезки, но и дальнейшее развитие и совершенствование предложенного способа. К такому способу следует отнести процесс разрезки труб абразивными кругами.

Интенсивность использования основных способов разрезки приведена на рис. 2.

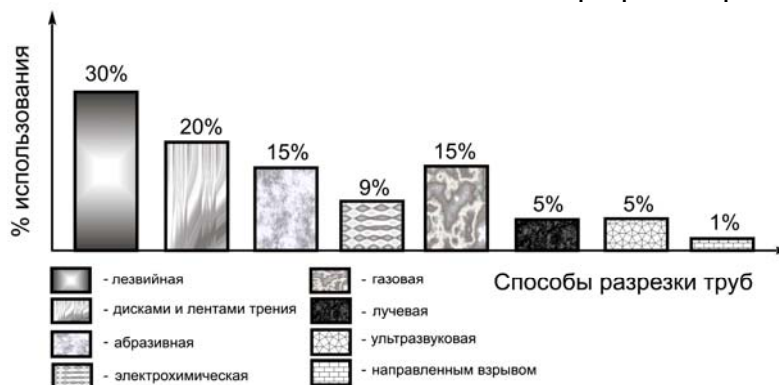


Рисунок – 2 Интенсивность применения способов разрезки труб

Способ резки труб с помощью абразивных кругов является наиболее экономичным из всех существующих [3, 4]. Одним из его достоинств является экономия разрезаемого материала посредством минимальной ширины реза, которая составляет 0,5...5 мм, отклонение от перпендикулярности плоскости среза обычно не превышает 0,05 мм, а высота микронеровностей с учетом оптимальной зернистости круга и режима резки составляет 0,002 мм. Резка стальных труб с помощью абразивных кругов гораздо дешевле (3 – 6 раз) по сравнению с другими способами, а это немаловажный фактор, влияющий на выбор способа резки. Обработка отрезными абразивными кругами имеет очень высокую производительность (120 – 200 резов в час), обеспечивает получение поверхности, которая не нуждается в последующей обработке и особенно эффективен для резки труднообрабатываемых материалов. Существенной и очень важной особенностью резки труб абразивными кругами является то, что при обработке не возникает интенсивного нагрева с выделением большого количества теплоты, вызывающего деформирование обрабатываемого материала, а происходит почти мгновенный нагрев и быстрое охлаждение малых объемов металла, что является преимуществом данного процесса и представляет огромный интерес для дальнейшего исследования.

При резке абразивный инструмент должен обеспечивать на заданных режимах получение предусмотренных техническими условиями параметров шероховатости поверхности, физико-механического состояния поверхностного слоя, параметров точности. Высокая производительность процесса, исключение деформации тонкостенных труб, ровный с небольшими заусенцами рез и простота оборудования способствуют широкому применению абразивного резания. Эффективность этого метода снижается из-за низкой стойкости абразивных кругов, необходимости мощной вентиляции рабочей зоны вследствие высокой ее запыленности и загазованности, а также необходимости удаления абразива, недопустимого на поверхности высококачественных труб.

Вывод

Проведенный анализ способов резки труб показал, что применение обработки абразивными кругами является наиболее перспективным в современном производстве заготовок из различных материалов, в том числе и труднообрабатываемых. Это обусловлено тем, что данный способ позволяет повысить производительность труда в 2-2,5 раза, сократить расход дорогостоящего режущего инструмента в 1,5-2 раза, уменьшить себестоимость обработки и расширить область рационального использования новых труднообрабатываемых конструкционных материалов. Внедрение процесса резки труб абразивными кругами связано с решением ряда задач по оптимизации режимов резания и нагрева обрабатываемого материала, сокращению времени на дальнейшую обработку, механизации производственных процессов и техники безопасности.

Литература:

- [1] Технология и оборудование для резки сортового проката/ Под ред. В.М. Новикова, Ю.Ф. Суринова. – Воронеж: ОНТИЭНИКМАШ, 1982. – 83 с.
- [2] Кузнецов Ю.М. Відрізання прутків і труб: теорія і практика: монографія/ Ю.М. Кузнецов, С.В. Чікін, Р.І. Мачуга; під ред. Ю.М. Кузнецова. – К: - ТОВ «ГНОЗІС», 2008. – 333 с.: іл.
- [3] Веселовский С.И. Резка материалов. М.: «Машиностроение», 1973. – 360 с.
- [4] Новосёлов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. –Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1979. – 232 с.

УДК 621.923

Сидорко В. И., Пегловский В. В., Ляхов В. Н., Поталыко Е. М.
НТАК "Алкон" НАН Украины, г. Киев

**ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОДЕРЖАНИЯ ОКСИДОВ КАЛЬЦИЯ И
МАГНИЯ В ХИМИЧЕСКОМ СОСТАВЕ ПРИРОДНЫХ КАМНЕЙ НА ИХ
ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ
ШЛИФОВАНИЯ.**

Maintenance influence oxides calcium and magnesium in chemical structure of natural stones on them strength properties and productivity of diamond grinding is investigated

Введение

Значительные запасы природного камня в Украине и прежде всего гранитов, лабрадоритов и габбро [1], также большой объем импорта других видов декоративных природных камней, определяют развитие высокоэффективных процессов шлифования изделий из природного камня с применением алмазно-абразивного инструмента.

Известно, что прочностные свойства природного камня оказывают основополагающее влияние на основные технологические показатели изделий, в первую очередь, на производительность и энергоемкость [2].

Установленное ранее [3, 4] влияние некоторых компонентов химического состава природных камней (оксидов кремния, алюминия и железа) на их прочностные свойства и производительность шлифования не в полной мере характеризует особенности алмазно-абразивной обработки этих материалов. В составе природных камней присутствуют и другие компоненты влияющие на эти свойства и производительность шлифования.

В данной работе исследовано влияние наличия оксидов кальция и магния в составе природных камней на прочностные свойства и производительность их алмазного шлифования, что является актуальной задачей для повышения надежности алмазно-абразивного инструмента и производственных процессов шлифования природного камня этим инструментом.

Методика исследований

Для изготовления строительных [5] и декоративно-художественных изделий [6] в соответствии с принятой в Украине классификацией используются природные полудрагоценные и декоративные камни [7].

К основным свойствам, которые являются существенными у полудрагоценных камней, относят следующие: твердость по шкале Мооса, плотность, спайность, излом, формы выделения (структура), степень прозрачности, светопреломление и двупреломление.

Из перечисленных свойств полудрагоценных камней, свойствами, влияющими на процесс их алмазной обработки, являются твердость по шкале Мооса (T_M) и плотность (ρ_0), которые определяются в соответствии с методиками [8].

Для декоративных природных камней свойствами, оказывающими влияние на их обрабатываемость являются [9]: предел прочности при одноосном сжатии ($R_{сж}$) и средняя плотностью горной породы (ρ_0).

Характеризуя обрабатываемость природных камней, некоторые авторы значительное внимание уделяют показателю микротвердости (твердости по

Викерсу – H) [10] или истираемости [11], которые определяются в соответствии с методиками [9].

Из всех перечисленных показателей в данных исследованиях рассмотрены как основные следующие свойства полудрагоценных и декоративных камней: предел прочности при сжатии ($R_{сж}$) и твердость по шкале Мооса (T_M).

Из всего многообразия компонентов состава природных камней, по Е. В. Киевленко, основными являются, оксиды: кремния, железа, алюминия, кальция и магния [12]. В дополнение к данным о влиянии на прочностные свойства и производительность шлифования первых трех из них, полученным ранее [3, 4], в данной статье рассматривается влияние оксидов кальция (CaO) и магния (MgO).

Для исследований были отобраны 9 видов природных камней, отличающихся содержанием исследуемых компонентов: кварцит, яшма, лабрадорит, мрамор (два вида), лазурит, офиокальцит, лиственит и мраморный оникс (см. табл. 1).

Указанные виды камней ранжированы в порядке возрастания содержания рассматриваемых компонентов, а исследуемые прочностные свойства камней определены по опубликованным ранее данным (табл. 1) [10-12]. Изменение содержания указанных компонентов соответствует равным интервалам, например для оксида кальция – 5 %, что примерно соответствует ряду: 0, 5, 10, ... 55 %. (табл. 1 столб. 2), а для оксида магния – 4 %, что соответствует ряду: 0, 8, 16, ... 20, 26 (табл. 1 столб. 3).

Для исследований производительности шлифования указанных материалов образцы размерами 100 × 100 × 20-25 мм., обрабатывались на шлифовально-полировальном станке модели ЗШП-320, на котором реализована схема притира с нижним расположением инструмента. В качестве инструмента был использован алмазный круг формы 6А2П, диаметром 150 мм. со следующими характеристиками алмазоносного слоя А1 1000/800-150 М10-01.

Настройки станка соответствовали способу определения обрабатываемости природных камней [13], который предусматривает прохождение образцами установленного пути трения равного 1000 м при удельном давлении 60 кПа [9].

Таблица 1 – Содержание компонентов (оксидов кальция и магния) в химическом составе природных камней

| Название природного камня (месторождение или торговая марка) | Содержание, % | |
|---|---------------|----------|
| | CaO | MgO |
| 1 | 2 | 3 |
| Кварцит (Овручский Украина) | 0,3 (1) | 0,4 (1) |
| Яшма (Орская, Россия) | 3,6 (2) | 1,4 |
| Лабрадорит (Головинский, Украина) | 10,5 (3) | – |
| Мрамор (TISD, Индия) | 14,6 (4) | 22,8 |
| Лазурит (Россия) | 19,6 (5) | 8,0 (2) |
| Офиокальцит (Россия) | 24,6 (6) | 20,4 (4) |
| Мраморный оникс (Карлюкский, Казахстан) | 56,0 (7) | – |
| Лиственит (Россия) | 6,8 | 25,8 (5) |
| Мрамор (Белогорский, Россия) | 22,4 | 16,1 (3) |

Примечание. В скобках указаны порядковые номера выбранных материалов для определения влияния оксидов кальция и магния

Производительность шлифования рассчитывалась в соответствии с объемным износом образцов. Объемный износ определялся из выражения: $\Delta Q = \Delta m / \rho_o$, где: ΔQ , Δm – соответственно объемный и массовый износ образцов, ρ_o – средняя плотность исследуемого образца. Массовый износ и плотность определялись в соответствии с методикой [9].

Полученные результаты

На рис. приведены зависимости, которые иллюстрируют снижение твердости по Моосу (1) и предела прочности при сжатии (2) от содержания в химическом составе природных камней оксидов кальция (а) и магния (б).

Эти зависимости, аппроксимированны линейными функциями вида $Y = \kappa X + b$ с использованием метода наименьших квадратов и применением программного пакета «Mathcad 2000 Pro» [14]

Данные о коэффициентах уравнений регрессий (κ и b) и средних ошибках аппроксимаций (Δ) для зависимостей, представленных на рис. приведены в таблице 2.

Экспериментальные данные о производительности алмазного шлифования для выбранных видов природных камней, средних квадратичных отклонениях (σ) и средних ошибках определения производительности (Δ_G). приведены в таблице 3.

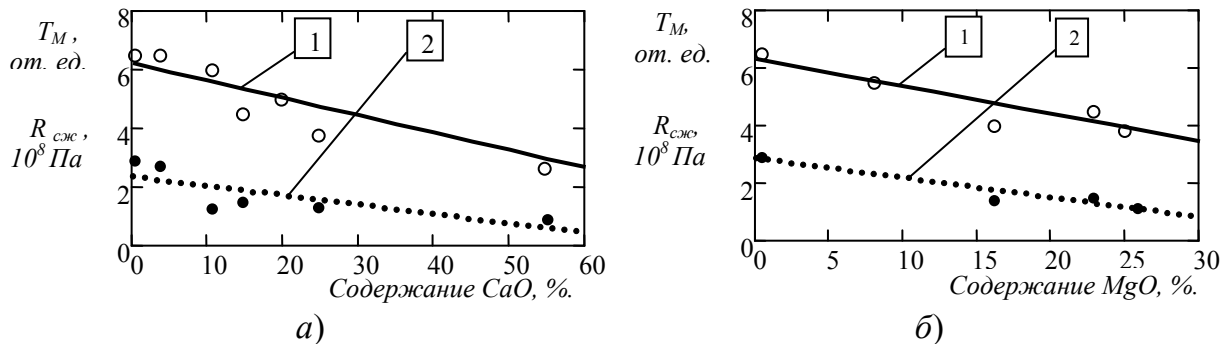


Рисунок 1 – Зависимость твердости по Моосу (1) и предела прочности при сжатии (2) природных камней от наличия в их составе оксидов: а) кальция; б) магния

Таблица 2 – Значения коэффициентов регрессий и средние ошибки аппроксимации рассматриваемых линейных зависимостей

| № п./п., компоненты | κ | b | Δ , % | |
|---------------------|----------|--------|--------------|------|
| CaO | 1 | -0,059 | 6,17 | 11,7 |
| | 2 | -0,032 | 2,34 | 19,5 |
| MgO | 1 | -0,094 | 6,28 | 7,1 |
| | 2 | -0,068 | 2,82 | 10,9 |

Все построенные зависимости с достаточной точностью (до 20 %) описывают влияние содержание рассматриваемых компонентов на основные прочностные свойства выбранных для исследований видов природных камней.

Очевидно, что увеличение содержание оксидов кальция и магния в составе природных камней до 56 и 26 % соответственно оказывает существенное влияние на производительность алмазного шлифования, которая может возрастет на два-три порядка.

Кроме того, если сравнивать производительность шлифования кварцита, практически не содержащего указанных компонентов (0,3 и 0,4 %) и офиокальцита содержащего примерно равное количество этих компонентов (24,6 и 20,4 % соответственно), то производительность шлифования последнего больше в 300 раз.

Таблица 3 – Производительность шлифования природных камней с различным содержанием рассматриваемых оксидов

| Наименование. Происхождение | Q, мм ³ /мин | ± σ | Δ _c , % |
|---|-------------------------|------|--------------------|
| Кварцит (Овручский Украина) | 1,04 | 0,37 | 21 |
| Яшма (Орская, Россия) | 2,60 | 0,93 | 36 |
| Лабрадорит (Головинский, Украина) | 54,9 | 19,4 | 30 |
| Мрамор (TISD, Индия) | 146 | 48,4 | 30 |
| Лазурит (Россия) | 218 | 74,2 | 22 |
| Офиокальцит (Россия) | 313 | 107 | 31 |
| Мраморный оникс (Карлюковский, Казахстан) | 1403 | 247 | 12 |

Выводы

В результате проведенных исследований установлено, что при назначении технологических режимов шлифования, выборе камнеобрабатывающего инструмента, определении технологических показателей изделий из камня необходимо учитывать содержание оксидов кальция и магния в природных камнях.

Прочностные свойства природных камней: твердость по Моосу и предел прочности при сжатии у природных камней с меньшим содержанием оксидов кальция и магния выше примерно в 2-3 раза, а производительность шлифования таких камней ниже более чем в 300 раз.

Литература:

- [1] Гелета О. Л. Огляд експортно-імпортних операцій з декоративним камінням України у 2007 році. // Коштовне та декоративне каміння. Інформаційно-довідкове видання. – Київ: Вид. ДГЦ МФУ, – 2008. – 2. № 52, С 3 – 11.
- [2] ДСТУ Б В.2.7-16-95. Строительные материалы. Материалы стеновые каменные. Номенклатура показателей качества. Введ. 01.05.1995..
- [3] Изучение влияния минералогических составляющих природного камня на его прочностные свойства / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технологии его изготовления и применения. - Вып. 10. - Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля. - 2007. - С. 482-487.
- [4] Исследование влияния компонентов химического состава природных камней на их прочностные свойства и производительность шлифования / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Резание и инструмент в технологических системах. - МНТС Вып. 75. - Харьков: НТУ «ХПИ». - 2008. – С 356-361.
- [5] ДСТУ Б В.2.7-37-95.Строительные материалы. Плиты и изделия из природного камня. Технические условия. Введ. 01.01.1996.
- [6] Изделия камнерезные ТУУ 26.7-23504418-001:2007. Введ. 01.05.2007.
- [7] Постановление Кабинета Министров Украины «Об общей классификации и оценке стоимости природного камня» от 27 июля 1994 г., № 512.
- [8] Индутная Т. В. Полудрагоценные камни: Метод. руководство по диагностике и экспертизе. – К.: Изд-во ГГЦ МФУ, 1997. – 44 с.
- [9] ГОСТ 30629-99. Материалы и изделия облицовочные из горных пород. Методы испытаний. Введ. 01.01.2001.
- [10] Добыча и обработка природного камня: Справочник / Под ред. А. Г. Смирнова. – М.: Недра, 1990. – 446 с.
- [11] Митрофанов Г. К., Шпанов И. А. Облицовочные и поделочные камни СССР. ГКГСА Госстроя СССР. М.: Недра, 1970. – 200 с.12. Григорович М.Е. Методические указания по поиску и перспективной оценке месторождений цветных камней. – Вып.
- [12] Декоративно-облицовочные камни. / Под ред. Е.А. Киевленко. – М.: ЦСПХП Мингеологии СССР ВГФ, 1977 – 90 с.
- [13] Пат. 33227 Украина, МПК (2006). В28D 1/00, Способ определения обрабатываемости камня / В. И. Сидорко, В. В. Пегловський, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько. – Заявл. 21.02.08; Опубл. 10.06.08, Бюл. № 11.
- [14] Кудрявцев Е.М. Mathcad 2000 Pro. – М.: АМК, 2001. – 571 с.

УДК 621.91.02

Сорока Е.Б.

ИПП им. Г.С.Писаренко НАН Украины, г. Киев, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ ДИСКРЕТНОЙ ТОПОГРАФИИ PVD-ПОКРЫТИЙ ИЗ УСЛОВИЯ ПРЕДОТВРАЩЕНИЯ РАЗРУШЕНИЯ ПОКРЫТИЯ ВЫПУЧИВАНИЕМ

Discontinuous architecture of coating allows to avoid coating failure under the conditions of longitudinal compression due to compressive residual stresses. An ultimate length is determined in terms of the theory of elastic stability. It is also shown that the reduction of residual stresses in discontinuous surface is an additional reserves to ensure coating stability.

Введение

В современном производстве практически уже невозможно найти режущий и штамповый инструмент без поверхностной модификации. Все чаще создание поверхностной упроченной зоны применяется в деталях трения. Одним из наиболее популярных и эффективных методов создания износостойкой твердой поверхности является нанесение покрытий методами физического осаждения PVD. Вакуум–плазменным покрытиям (PVD) присущ значительный уровень остаточных напряжений сжатия, с которыми связывают также повышение трещиностойкости, износостойкости и коррозионной стойкости [1-3]. Вместе с тем, остаточные напряжения сжатия приводят к выпучиванию покрытия с последующим растрескиванием (рис.1).



Рисунок 1 – Разрушение покрытия под воздействием остаточных напряжений сжатия

Исходя из значений прочности сцепления во избежание разрушения отрывом и выпучиванием, в работе [4] предлагается ограничить величину остаточных напряжений сжатия в покрытии. Существуют различные методы ограничения слишком высокого уровня напряжений сжатия: создание тонких промежуточных и буферных металлических слоев, нанесение многослойных, в том числе нанослойных наноструктурированных покрытий, градиентных покрытий [5-8]. Эти методы связаны с технологическими трудностями и значительными затратами.

В Институте проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины под руководством проф. Б.А.Ляшенко был разработан новый концептуальный подход создания прерывистой (дискретной) топографии поверхности [9]. Было показано, что, по сравнению со сплошным покрытием, покрытие дискретного типа является более стойким к адгезионному и когезионному разрушению. Очевидно, что дискретизация покрытия позволит решить проблему

устойчивости участка покрытия под действием остаточных напряжений сжатия с двух сторон: за счет ограничения протяженности участка и за счет уменьшения общего уровня остаточных напряжений в дискретном покрытии по сравнению со сплошным.

Целью исследования является обеспечение прочности поверхности деталей с покрытиями путем создания дискретной топографии с параметрами, определенными из условия устойчивости покрытия под действием остаточных напряжений сжатия.

Определение предельной протяженности участков PVD-покрытий из условия устойчивости

Считается, что выпучивание на плоской поверхности будет иметь место при наличии исходного местного нарушения адгезии [10], когда напряжения сжатия в покрытии $\sigma^{\text{ост}}$ достигают критической величины. Форма, которую приобретет покрытие в результате потери устойчивости, соответствует форме потерявшего устойчивость стержня с заделанными концами. Поэтому критическое значение остаточного напряжения $\sigma_{\text{кр}}^{\text{ост}}$ может быть представлено формулой [11]

$$\sigma_{\text{кр}}^{\text{ост}} = \frac{\pi^2 E_n}{3} \left(\frac{h_n}{l} \right)^2, \quad (8)$$

где h_n ; l - толщина и протяженность участка покрытия; E_n – модуль упругости первого рода материала покрытия.

Таким образом, логично найти максимально допустимую протяженность участка D , исходя из недопущения потери устойчивости (выпучивания) при действии остаточных напряжений сжатия в покрытии

$$D = l \leq \frac{\pi}{h_n} \sqrt{\frac{E_n}{3\sigma_{\text{кр}}^{\text{ост}}}} \quad (9)$$

Величины протяженности дискретных участков для различных толщин покрытий TiAlN были рассчитаны по формуле (9) с использованием значений остаточных напряжений $\sigma^{\text{ост}}$, полученных нами экспериментально-расчетным методом гибкого образца [12] для сплошных PVD-покрытий TiAlN на основе из быстрорежущей стали Р6М5 (рис.2).

Установлено, что остаточные напряжения в PVD-покрытиях являются алгебраической суммой структурной и термической составляющих [13]. В ряде работ указывается, что структурная составляющая не зависит от материала основы, а общий различный уровень остаточных напряжений в покрытиях определяется термической составляющей, обусловленной различием коэффициентов температурного расширения материалов основы α_0 и покрытия α_n [14,15]. По методике [16] путем фиксации прогиба гибкого образца с покрытием при нагреве до температуры нанесения покрытия и, исходя из суммарной величины остаточных напряжений для покрытия на стальной основе, рассчитали коэффициент температурного расширения материала покрытия TiAlN, который составил $\alpha_n = 7,7 \times 10^{-6} \text{ K}^{-1}$ и выделили структурную и термическую составляющие $\sigma^{\text{ост}}$. Это позволило найти суммарную величину $\sigma^{\text{ост}}$ в том же покрытии для основ из различных материалов. Расчеты были проведены для покрытия TiAlN на основах из безвольфрамового твердого сплава ТН-20, вольфрамокобальтового твердого сплава ВК8, режущей керамики Силинита-Р, поликристаллического сверхтвердого материала (ПСТМ) на основе

кубического нитрида бора (КНБ). Подстановка полученных величин $\sigma^{\text{ост}}$ в (9) дала возможность определить предельную протяженность участков покрытия TiAlN на основах из различных материалов (рис.2).

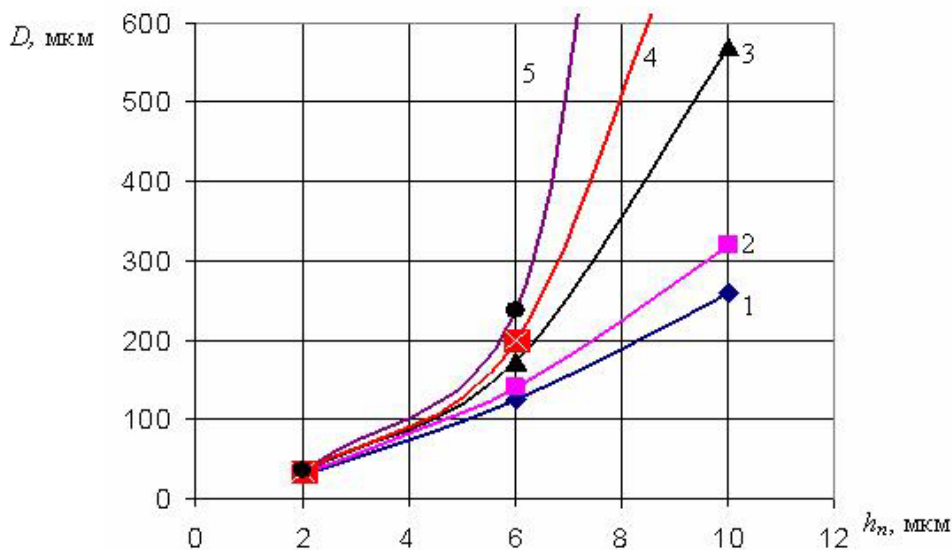


Рисунок 2 – Зависимость максимально допустимой протяженности дискретного участка D покрытия TiAlN от толщины для основ из различных материалов Р6М5 (1), ТН-20(2) ВК8(3) Силинит-Р (4) и ПСТМ на основе КНБ(5)

Анализ полученной зависимости показывает, что предельная протяженность устойчивого к вспучиванию участка того же покрытия возрастает с уменьшением толщины покрытия и зависит от материала основы. При этом, минимальный предельный размер участка характерен для основ из стали, возрастает для основ из твердых сплавов, керамики и максимален для ПСТМ на основе КНБ.

Устойчивость дискретных участков PVD-покрытий

По нашим данным [12], дискретизация покрытий приводит к уменьшению остаточных напряжений. При этом, уровень остаточных напряжений в дискретном слое зависит от геометрических параметров дискретных участков. Поэтому логично провести расчет предельных значений протяженности дискретных участков покрытия TiAlN на стальной основе с учетом полученных $\sigma^{\text{ост}}$ для различных толщин и размеров участков (рис.3а, кривые 1).

Нами было также показано [13], что для покрытий дискретного типа доля термической составляющей остаточных напряжений та же, что и в сплошном покрытии той же толщины, нанесенном на основу из того же материала. Это дает возможность провести расчет предельных значений протяженности дискретных участков покрытия TiAlN с предварительной оценкой остаточных напряжений сжатия также для основы из твердого вольфрамкобальтового сплава ВК8 (рис.3б, кривые 1). Таким образом, открывается возможность проанализировать, как формируемые нами на поверхности изделия дискретные участки покрытия соответствуют условиям устойчивости.

Анализ полученных зависимостей показывает, что для более тонких покрытий (толщиной 2мкм), которым соответствуют высокие значения остаточных напряжений сжатия, приемлемыми, как для стальной основы, так и для основы из твердого сплава, с точки зрения сохранения устойчивости, являются участки покрытия протяженностью 40 мкм. Возрастание толщины

покрытия с одновременным уменьшением уровня остаточных напряжений делает стойкими покрытия толщиной 6 мкм с протяженностью участков до 100 мкм для стальной основы, а для основы из твердого сплава допустимая протяженность участка увеличивается почти до 250 мкм. Покрытия толщиной 10 мкм устойчивы для всех значений протяженности сформированных дискретных участков для обоих видов основы. Разность величин максимально допустимой протяженности участков D (рис.3, точки кривых 1) и размеров реальных дискретных участков (рис.3, точки ■) соответствует запасу устойчивости участка покрытия за счет уменьшения в нем величины остаточных напряжений в результате дискретизации.

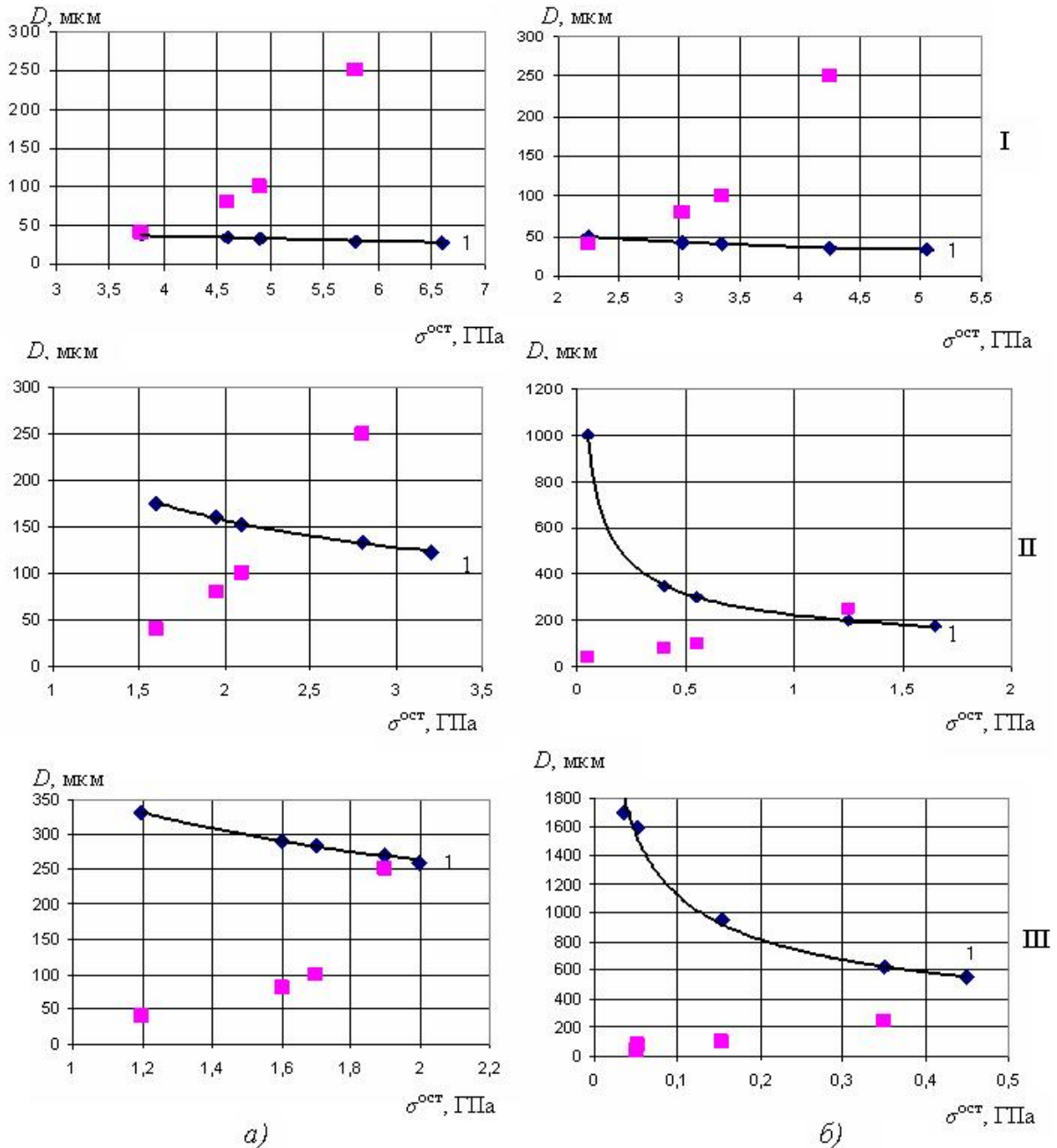


Рисунок 3 – Зависимость максимально допустимой протяженности дискретного участка D покрытия TiAlN (а) и WC8(б) от остаточных напряжений сжатия для толщины покрытия 2мкм (I), 6мкм(II), 12мкм(III). Точки ■ соответствуют реально сформированным размерам дискретных участков с соответствующими им остаточными напряжениями.

Выводы

Показано, что предотвратить разрушение покрытия, находящегося в условиях продольного сжатия под воздействием остаточных напряжений, можно путем создания дискретной топографии поверхности. При этом, предельную протяженность дискретного участка покрытия предлагается рассчитывать на основе теории устойчивости упругих систем. Наименьшая предельная протяженность участка характерна для основ из стали, возрастает для основ из твердых сплавов, керамики и максимальна для ПСТМ на основе КНБ. Показано также, что уменьшение остаточных напряжений сжатия за счет дискретизации является дополнительным резервом в обеспечении устойчивости покрытия.

Литература:

- [1] Lamastra F.R., Leonardi F., Montanan R., Casadei F. and Valente T. X-ray residual stress analysis on CrN/Cr/CrN multilayer PVD coatings deposited on different steel substrates // *Surface & coatings technology*. –2006. –**200**, № 22-23. –С. 6172-6175.
- [2] Klocke F. and Krig T. Coated Tools for Metal Cutting – Features and Applications // *CIRP Annals - Manufacturing Technology*. –1999. –**48**, № 2. –С.515-525.
- [3] Табаков В.П., Смирнов М.Ю., Циркин А.В. Механизм разрушения износостойких покрытий режущего инструмента в процессе резания // *Упрочняющие технологии и покрытия*. –2006. –№ 6. –С.41-45.
- [4] Ляшенко Б.А., Ришин В.В., Шаривкер С.Ю., Зильберберг В.Г., Жук А. П. К анализу напряженного состояния покрытий // *Жаростойкие и теплостойкие покрытия: Труды 4-го всесоюзного совещания*. –Ленинград: Наука. –1969. –С.454-456.
- [5] Interdependence between stress and texture in arc evaporated Ti-Al-N thin films / C.V. Falub, A. Karimi, M. Ante and W. Kalls // *Surface and Coatings Technology*. – 2007. – **201**, № 12. – С. 5891–5898.
- [6] Gerth J. and Wiklund U. The influence of metallic interlayers on the adhesion of PVD TiN coatings on high-speed steel // *Wear*. –2008. –**264**, № 9-10. –С.885-892.
- [7] Kim G.S., Lee S.Y., Hahn J.H., Lee B.Y., Han J.G. Effects of the thickness of Ti buffer layer on the mechanical properties of TiN coatings // *Surface and Coatings Technology*. –2002. –**171**, № 1-3.–С.83-90.
- [8] Андреев А.А., Саблев Л.П., Шулаев В.М., Григорьев С.Н. Вакуумно-дуговые устройства и покрытия. – Харьков: ННЦ ХФТИ, 2005. –235 с.
- [9] Верещака А.С., Карпушевски Б., Дюбнер Л.Г. Анализ основных аспектов проблемы применения многослойно-композиционных нано-структурированных функциональных покрытий для режущего инструмента // *Сучасні технології в машинобудуванні*. –Харків: НТУ “ХПІ”, 2008. –Вип.2. –С.87-100.
- [10] Ляшенко Б.А., Мовшович А.Я., Долматов А.И. Упрочняющие покрытия дискретной структуры // *Технологические системы*. 2001, № 4 (10).–С.17-25.
- [11] Teixeira V. Residual stress and cracking in thin PVD coatings // *Vacuum*. –2002. –**64**, № 3-4. – С.393-399.
- [12] С.П.Тимошенко. Устойчивость упругих систем // Государственное издательство технико-теоретической литературы. Москва, 1955 г.
- [13] О снижении остаточных напряжений в вакуум-плазменных покрытиях дискретной структуры / Б.А. Ляшенко, В.С. Антонюк, Е.Б. Сорока, А.В. Рутковский // *Сверхтвердые материалы* – 2005, № 2. –С.72-75.
- [14] Сорока Е.Б., Копейкина М.Ю., Антонюк В.С., Клименко С.А. Остаточные напряжения в вакуум-плазменной покрытии (TiAl)N // *Вісник ДДМА*. – 2007. – № 3(9). – С. 230 – 232.
- [15] Interdependence between stress and texture in arc evaporated Ti-Al-N thin films / C.V. Falub, A. Karimi, M. Ante and W. Kalls // *Surface and Coatings Technology*. – 2007. – **201**, № 12. – С. 5891–5898.
- [16] Vijgen R.O.E. and Dautzenderg J.H. Mechanical measurement of the residual stress in thin PVD films // *Thin Solid Films*. –1995. – **270**, № 2. – С.264–269.
- [17] Пат. № 28383, Україна, МПК G01L 1/06 Антонюк В.С., Сорока О.Б., Клименко С.А., Копейкіна М.Ю. / Спосіб визначення залишкових напружень в покриттях Заявка № u 200707507 від. 04.07.2007 р. Опубл. 10.12.2007. – Бюл. 20. 4 с.

УДК 621.9

Воронцов Б.С., Бочарова И.А., Витренко В.А, Воронцов С.Б.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЕДИНИЧНОГО ПРОИЗВОДСТВА СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Problems of teeth wheels solid computer models creation and analysis, their production when repairing and modernizing imported equipment have been investigated. The use of computer technologies and numerically controlled machine-tools has allowed to increase effectiveness of single-part production of gear wheels having complex geometry.

Введение

В настоящее время на Украине эксплуатируется большое количество импортного оборудования, детали которого требуют замены или модернизации. Изготовление таких деталей традиционными методами в единичном количестве экономически нецелесообразно. Выходом из этой ситуации является использование современных компьютерных технологий и оборудования с ЧПУ.

Одним из видов деталей, широко используемых в различных узлах импортного оборудования, являются сложнопрофильные зубчатые колеса. Вопросам изготовления таких деталей с использованием современных компьютерных технологий посвящены работы как отечественных, так и зарубежных ученых. При этом в основе проектирования и производства лежит разработка и анализ твердотельных компьютерных моделей. Это рассмотрено в работах [1, 2].

На основании полученных компьютерных моделей готовое изделие можно получить двумя способами. К первому способу можно отнести интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления [3]. Эти технологии базируются не на отделении объемов, составляющих припуск, а на послойном наращивании объектов до достижения требуемых их характеристик. Примеры изготовления зубообрабатывающих инструментов этим способом приведены в работе [4].

Ко второму способу можно отнести технологии, при которых по компьютерным моделям генерируются управляющие программы для станков с ЧПУ, а последующее изготовление ведется традиционными способами. Изготовление колес с арочными зубьями таким способом изложено в работе [5].

Целью данной работы является разработка эффективного способа твердотельного компьютерного моделирования и изготовления сложнопрофильных зубчатых колес в условиях единичного производства.

Основная часть

При моделировании и изготовлении зубчатых колес был использован программный комплекс PowerSolution компании Delcam plc.

На первом этапе для получения исходной информации было проведено ручное сканирование оригинальных зубчатых колес на КИМ типа рука «MicroScribe G2» (рис.1). Обработка полученных данных осуществлялась в системе CoreCAD, которая широко используется для реверсивного инжиниринга.

Профиль зуба, полученный в торцевом сечении зубчатого колеса аппроксимирован кривыми Безье [6], а поверхности контактирующих зубьев преобразованы к виду:



Рисунок 1 – Использование КИМ MicroScribe G2

$$\begin{aligned} x_i &= [f_1(\lambda, x_0, x_1, x_2, x_3) \pm R_i] \cos \varphi_i \pm \Omega_1 \cos \beta \sin \varphi_i; \\ y_i &= [R_i \pm f_1(\lambda, x_0, x_1, x_2, x_3)] \sin \varphi_i - \Omega_1 \cos \beta \cos \varphi_i; \\ z_i &= \mu \cos \beta - f_2(\lambda, y_0, y_1, y_2, y_3) \sin \beta. \end{aligned}$$

Здесь x_0, y_0, x_3, y_3 - координаты опорных точек P_0, P_3 ; x_1, y_1, x_2, y_2 - координаты управляющих точек P_1, P_2 кривой Безье третьего порядка.

С помощью программного комплекса «СИНТЕЗ» [7] были проанализированы полученные результаты и внесены коррективы в геометрию компьютерных моделей зубчатых колес.

Разработанные и отредактированные в PowerSHAPE компьютерные модели зубчатых колес были переданы в систему PowerMILL для генерации и дальнейшего анализа управляющих программ для станка с ЧПУ.

На рис. 2 и 3 показаны примеры компьютерного моделирования и анализа процесса фрезерования зубчатых колес.

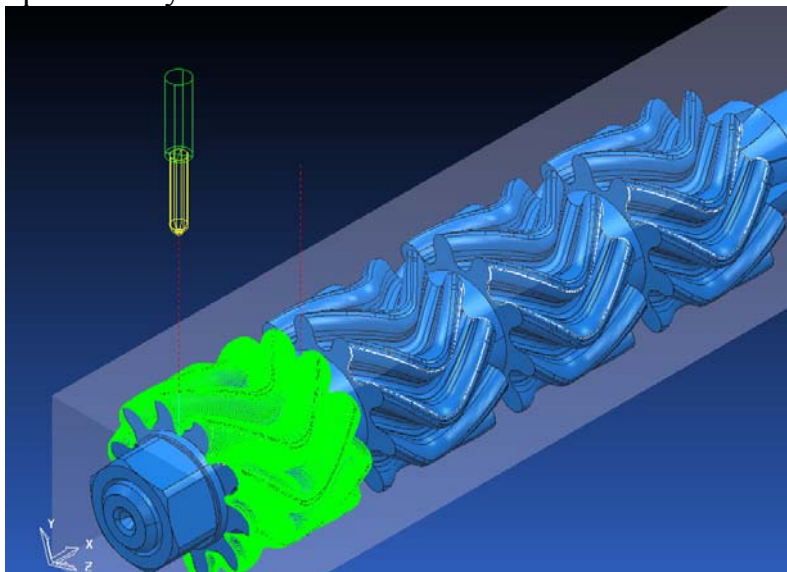


Рисунок 2 – Компьютерная модель обрабатываемых колес

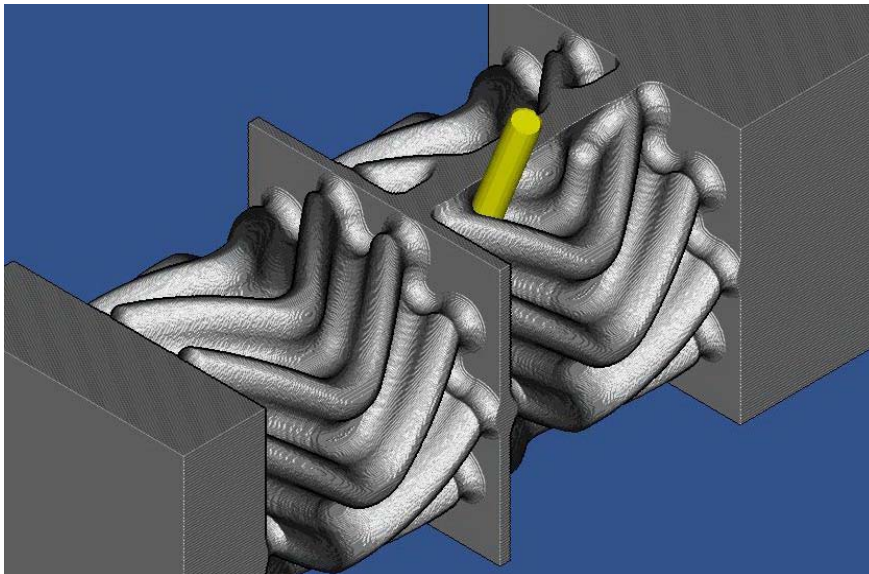


Рисунок 3 – Моделирование процесса удаления материала

Зубчатые колеса были изготовлены на модернизированной системой ЧПУ HEIDENHAIN 355 копировально – фрезерном двухшпиндельном станке Starrag KF-200 (рис.4). Вращение заготовки осуществлялось с помощью оснащенной шаговым двигателем делительной головки по управляющей программе.

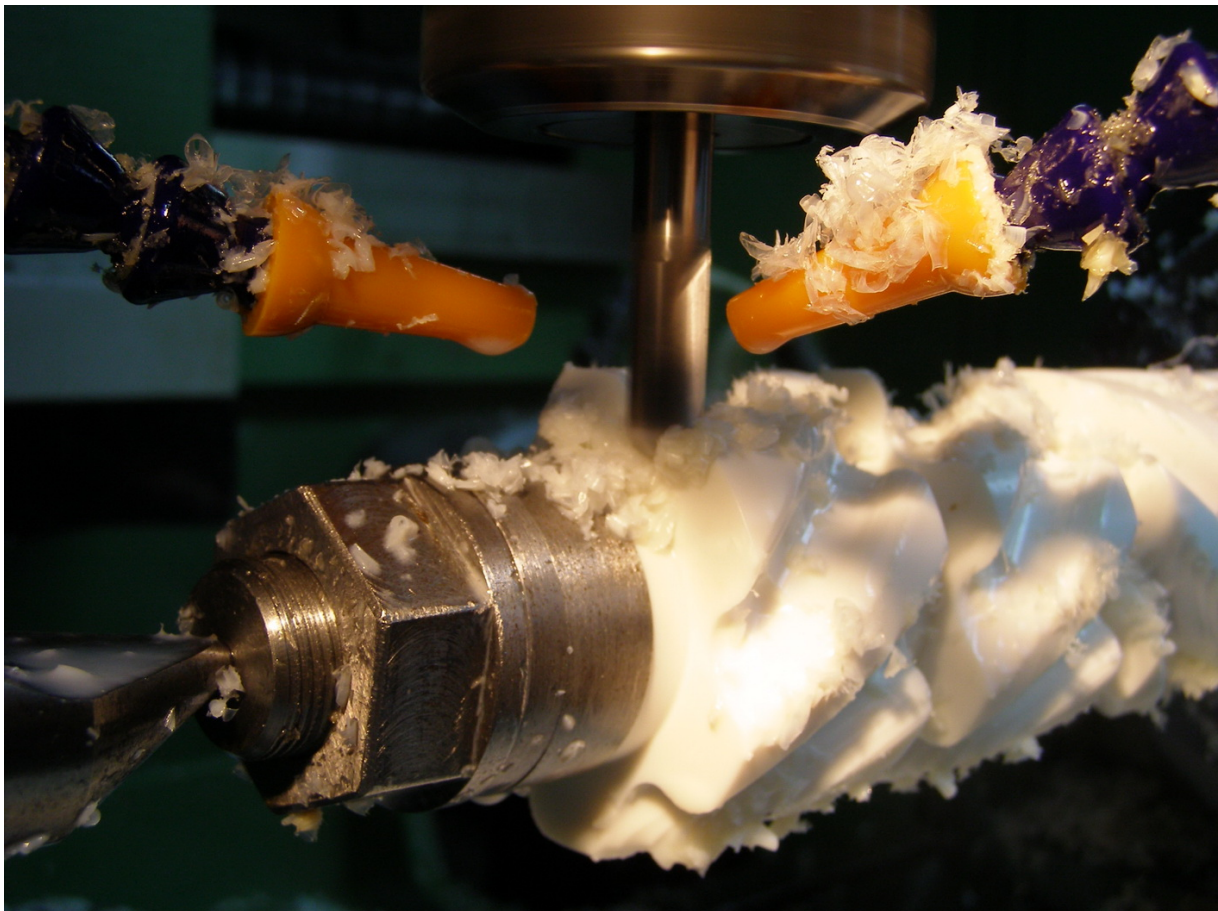


Рисунок 4 – Фрезерование зубчатых колес

В качестве материала заготовки использовался Эрталайт твердостью HB 170. Рекомендуемые режимы резания при фрезеровании: подача до 0,05 мм/зуб, скорость резания 150-300 м/мин. Задний угол $\alpha = 5^{\circ} \dots 15^{\circ}$, передний угол $\gamma = 0^{\circ} \dots 15^{\circ}$.

Выводы

При использовании современных компьютерных технологий и комплекса программ семейства PowerSolution упрощается способ получения, анализа и совершенствования твердотельных компьютерных моделей деталей со сложной геометрией.

Использование программных комплексов и станков с ЧПУ дает возможность изготавливать сложнопрофильные зубчатые колеса без использования специального инструмента и зубофрезерных станков.

Предложенный способ позволяет сократить сроки и снизить себестоимость единичного производства сложнопрофильных зубчатых колес.

Литература:

- [1] Грабченко А.И., Кондусова Е.Б., Кривошея А.В., Равская Н.С., Родин П.Р. 3-D моделирование инструментов, формообразования и съём припуска при обработке резанием. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. - 304 с.
- [2] Бочарова І.А. Геометрична модель формоутворення зубців і управління кінематичними показниками циліндричних передач: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.01.01 "Прикладна геометрія, інженерна графіка". - Донецьк: ДВНЗ, 2008. – 18 с.
- [3] Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления. Монография. / Под редакцией д-ра техн. наук Л.Л.Товажнянского, д-ра техн. наук А.И.Грабченко. – Харьков: ОАО «Модель Вселенной», 2005. – 224 с.
- [4] Кривошея А.В., Сторчак М.Г., Данильченко Ю.М., Кривошея В.В., Чалый В.Т., Витязев Ю.Б., Садовниченко Е.А. Изготовление моделей и функциональных опытных образцов алмазных зубообрабатывающих инструментов с использованием метода ускоренного лазерного прототипирования. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2007. – Вип.73. - С.124-137.
- [5] Паршин А.Н. Разработка методов анализа, синтеза зацепления и изготовления арочных цилиндрических зубчатых колес: автореф. дис. на соиск. науч. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.18 «Теория механизмов и машин». - М: ИМАШ РАН, 2008. – 21 с.
- [6] Воронцов Б.С., Чаплинский Д.А., Витренко А.В. Автоматизированная система синтеза передач зацеплением // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ-Київ, Вип. №23, 2008. – С.133-138.
- [7] Бочарова І.А. Алгоритм и программа для интерактивного синтеза цилиндрических зубчатых передач // Геометричне та комп'ютерне моделювання: Збірник наукових праць. – Харків, 2007. – Вип.16. – С. 133–140.

УДК 621.86

Гевко Б.М.¹, Фльонц О.В.²

ТДТУ ім. І. Пулюя¹, м. Тернопіль, БАІ НАУ², м. Бережани, Україна

ОБҐРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ЗАВАНТАЖУВАЛЬНОГО ПРИБОРУ ДЛЯ ПОДАЧІ КОНВЕЄРНОЇ СТРІЧКИ В ЗОНУ РІЗАННЯ

Technological schema of line for cutting conveyer ribbon on a bar and it's given in cutting area with using mechanism of loading and groove given below. Analytical dependence for determinate of conveyer ribbon given force in cutting area and practical recommendations for design technological equipment are given.

Вступ

Останнім часом в приводах дорожніх, транспортних, сільськогосподарських машин (СГМ), стрічкових і пруткових транспортерів широко застосовують зубчасті ремні з відповідними шліцевими виступами замість ланцюгових передач, для зчеплення з відповідними трапецевидними виступами приводних елементів, які мають цілий ряд переваг перед ланцюговими.

Промисловість ФРН випускає такі гумово – бавовняні конвеєрні стрічки в рулонах шириною 0,9...2м., довжиною 50 м. І експортує їх в різні країни світу, в тому числі і в Україну.

Аналіз останніх досліджень. Питаннями теорії і практики визначення конструктивних параметрів елементів механізмів подачі конвеєрної стрічки в зону різання займалися ряд науковців [1, 2, 3], однак цілий ряд питань залишаються не вирішеними.

Мета дослідження. Метою дослідження є розробка удосконаленої конструкції лінії для порізки конвеєрної стрічки з бухти на полоси з механізованим завантаженням.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромислового комплексі» на 2003-2007 роки

Основна частина

Лінія для порізки конвеєрної стрічки на смуги складається з рами 1, пульта керування 2, і на вході лінії встановлена підставка 3, яка жорстко кріпиться до рами 1 і на відкритих опорах 4, вісь яких є перпендикулярною до напрямку руху конвеєрної стрічки, а на підставку встановлено валок 5. На останньому намотано рулон 6 конвеєрної стрічки, з можливістю його вільного розмотування і порізки на мірні розміри.

По напрямку розмотування конвеєрної стрічки 6 за підставкою 3 встановлений механізм подачі конвеєрної стрічки, який виконано у вигляді верхнього приводного валка 7 і нижнього шліцевого вала 8 з поперечним профілем і розмірами шліців аналогічними профілю конвеєрної стрічки 6, які розміщені один над одним у вертикальній площині. Привід механізму подачі здійснюється відомим способом від електродвигуна 9, який з'єднаний з системою керування лінії.

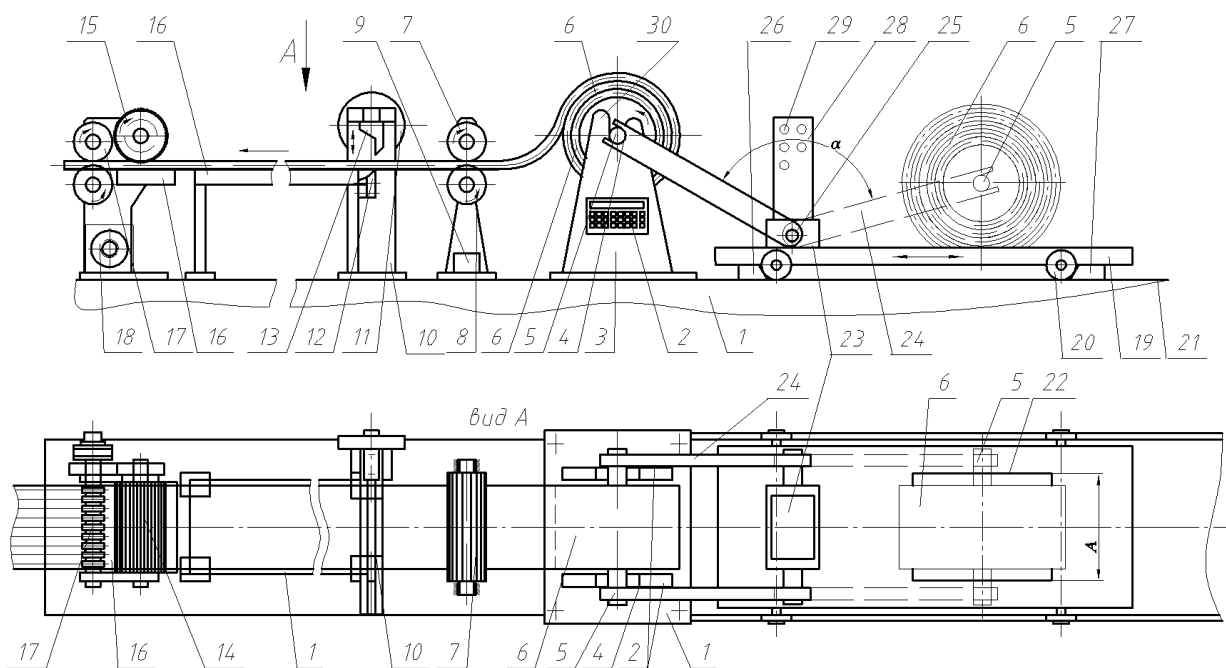


Рисунок 1 – Лінія порізки конвеєрної стрічки на смуги

За приводними валками по напрямку руху конвеєрної стрічки і паралельно їм встановлено ножиці 10 з горизонтальними ріжучими ножами, які є паралельні конвеєрній стрічці, маховика 11, нижнього нерухомого ножа 12, який жорстко закріплено до станини ножиць і верхнього ножа 13, який жорстко кріпиться до повзуна (на кресленні не показаний) і рухається у вертикальному напрямку періодично від приводу.

Нижній шліцевий вал 8 зв'язаний з датчиком довжини (на кресленні не показаний), який встановлений в пульті керування 2. Далі по ходу конвеєрної стрічки 6 встановлено притискний валок 14 з насічками 15 для кращої її подачі в зону різання, який притискає стрічку до столу 16 в зоні різання парами дискових ножів 17, які виконані у вигляді ножових блоків по два на кожному, осі яких є паралельними між собою, які обертаються від приводу 18.

В зоні завантаження рулонів встановлено візок, який складається з рамки 19 на двох осях якої встановлено колеса 20, які рухаються по рейках 21. З правої сторони дна рамки зі сторони бухти виконано проріз 22 шириною А в який встановлюють бухту у вертикальному положенні. Бухта навита на вал 5, яким вона встановлюється в опори 4. На рамці 19 візка встановлено пневматичний підіймач 23, який з'єднаний з двома вилками 24 віддалі між якими є більшою ширини опори. Обидві вилки 24 провертаються на валку 25 в межах кута $\alpha=100^\circ$ з допомогою пневмоциліндра. Причому зверху вилки виконані відкриті пази шириною більшою діаметра кінців вала 5 з можливістю його вільного заходу. З лівої сторони колеса при переміщенні візка впираються в постійну опору 26, а з правої встановлюється переставна опора 27 для фіксації візка при перевантаженні бухти. На візку встановлена вертикальна стійка 28 з пультом керування 29, який забезпечує переміщення візка і провертання вилок 24 як з бухтою, так і без неї. Ліва сторона 30 опори 4 виконана видовженою для зручності встановлення бухти 6.

Робота лінії для порізки конвеєрної стрічки здійснюється відомим способом.

Процес завантаження бухти на опорі 4 характеризується кутовою швидкістю обертання ω , яка дорівнює:

$$\omega = \frac{V_{\max}}{l} - \frac{V_{\max}}{l \cdot t_k} \cdot t; \quad (1)$$

де l – довжина вилки, мм.

При цьому виникає кутове прискорення ε :

$$\varepsilon = \frac{d\omega}{dt} = -\frac{V_{\max}}{l \cdot t_k} \quad (2)$$

Необхідний крутний момент повороту вилки визначають з залежності:

$$M = F \cdot l \quad (3)$$

Для забезпечення міцності вилки необхідно, щоб виконувалась наступна залежність:

$$\sigma_{зг} = \frac{M}{2 \cdot W_{oc}} < [\sigma]_{зг}, \quad (4)$$

де $\sigma_{зг}$ – напруження згину у вилці, МПа; W_{oc} – осьовий момент опору поперечного січення вилки, мм⁴; $[\sigma]_{зг}$ – допустимі напруження згину матеріалу вилки, МПа.

Осьовий момент опору визначають з залежності:

$$W_{oc} = \frac{d \cdot h^2}{6}; \quad (5)$$

де b – ширина вилки, мм; h – товщина вилки, мм.

По результатах досліджень побудовані графіки залежностей сили тяги від маси бухти (рис.2), від кута нахилу вилки (рис.3) і максимальної швидкості руху вилки.

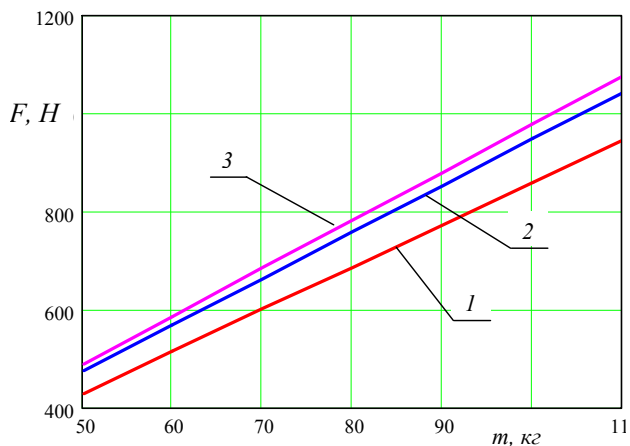


Рисунок 2 – Графік залежності сили тяги від маси бухти:
1 – $\alpha=1$ рад; 2 – $\alpha=1,2$ рад; 3 – $\alpha=1,3$ рад

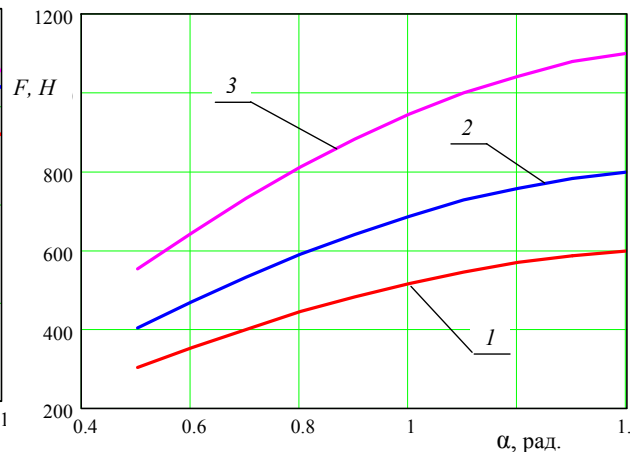


Рисунок 3 – Графік залежності сили тяги від кута нахилу вилки:
1 – $m=60$ кг; 2 – $m=80$ кг; 3 – $m=110$ кг

Як видно з графіка сила тяги при завантаженні бухти конвеєрної стрічки на лінію значно збільшується із збільшенням її маси.

З графіка видно, що із збільшенням кута нахилу сила тяги значно збільшується.

Висновки

Приведено опис конструкції і технологічну схему роботи лінії для розрізання конвеєрної стрічки на суги з використанням при цьому механізму перевантаження бухти. Виведено аналітичні залежності для визначення сили подачі конвеєрної стрічки в зону різання

Література:

- [1] Капустин И.И. Резание и режущий инструмент в коже обувной промышленности. Л.: Легпром., 1950, 368с.
- [2] Иванова В.Н., Алешунина Л.А. Технология резино-технических изделий. Л.: Химия, 1988, 264с.
- [3] Логущ І.В. Технологічне забезпечення виготовлення стрічок з зубчастих гумово – кордових рулонних заготовок. Автореферат кандидатської дисертації к.т.н., спеціальності 05.02.08. – “Технологія машинобудування”. – Тернопіль, 2006. 21с.
- [4] Рублюк О.В. Розробка технології одержання виробів з вторинної полімерної сировини.: Дис. ...канд. техн. наук: 05.02.08. – Львів, 1994, 190с.
- [5] Висновок про видачу деклараційного патенту на корисну модель №u2007 07019 від 22.06.2007. Матвійчук А.В., Брошак І.І., Фльонц О.В., Гевко І.Б. Лінія для порізки конвеєрної стрічки.

УДК 621.923.7.02

Бурикін В.В.

ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, м. Київ, Україна

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ ПЕЛЮСТКОВОГО ПОЛІРУВАННЯ НА МІКРОГЕОМЕТРІЮ ПОВЕРХНІ

The results are given of microgeometry investigation of the sprayed surfaces after machining with lobe-type polishing. The affectivity of with lobe-type abrasive disks is shown.

Вступ

В теперішній час для відновлення зношених робочих поверхонь деталей машин широко використовують плазмові покриття зі сплавів на основі заліза чи нікелю. Відмінною рисою будови плазмових покриттів є пористість і неоднорідність їхньої структури, у ній знаходяться оксиди, нітриди й інші хімічні сполуки, що мають високу твердість – 40–60 HRC.

Внаслідок специфічної будови напиленого шару одержання поверхонь високої чистоти при обробці таких матеріалів пов'язано з певними труднощами. Існуюча проблема ускладнюється тим, що знижена теплопровідність покриттів часто призводить до утворення припіків і мікротріщин при їх шліфуванні, викликаючи відшаровування покриттів від підкладки.

Потрібно відзначити, що відомі праці багатьох дослідників, пов'язані з пошуком ефективних технологічних процесів бездефектної обробки напилених поверхонь з метою зниження теплонпруження в зоні різання і отримання високої якості поверхневого шару. Так, у роботах [1–3] опубліковані результати досліджень геометричних параметрів поверхневого шару, отримані при різноманітних методах фінішної обробки. В результаті цих експериментів були визначені комплексні показники якості поверхні деталей машин. Однак, процеси доводочного шліфування, а саме стрічкового абразивного полірування, що використовуються у промисловості, через швидку втрату ріжучої спроможності інструмента, не завжди ефективні.

В роботі [4] здійснена спроба оптимізації режимів магнітно-абразивного полірування зносостійкого покриття та доведено вплив технологічних факторів на шорсткість поверхні. Як показано, недоліком цієї технології є складність виробничого устаткування та нестабільне отримання геометричних параметрів поверхні деталі.

Великі можливості для одержання необхідних характеристик поверхневого шару деталей закладені в процесах обробки пелюстковими кругами [5]. Конструктивні параметри кругів, зокрема розташування кріплення пелюсток, дозволяють знизити шорсткість обробленої поверхні при підвищенні стійкості інструмента.

Метою цієї роботи була оцінка можливостей процесу пелюсткового шліфування по забезпеченню геометричних параметрів шорсткості напиленої поверхні плазмових покриттів.

Основна частина

Зразки з напиленими плазмовими покриттями зі сплавів ПР-15Х12Ф6Д, ПН85Ю15 і ПГСР-4 попередньо обробляли на верстаті моделі 3Б12 алмазними кругами на органічній зв'язці з алмазами АС2, зернистістю 160/125, що забезпечують шорсткість поверхні за параметром Ra 1,25–1,35 мкм. Для

фінішної обробки використовували пелюсткові круги плоскопаралельної форми 1A1 200x75x20 без і з застосуванням мастильно-охолоджуваної технологічної рідини (МОТР).

При фінішній обробці деталей високоефективним є застосування пелюсткових кругів зі шліфувальної шкурки. У них поєднуються порівняно жорстке закріплення абразиву та висока еластичність у радіальному і тангенціальному напрямках. Для зачисних і полірувальних робіт використовуються круги, що виготовлені із шліфувальної шкурки на тканинній основі з карбїду кремнію, корунду, синтетичних алмазів. Пелюстки можуть являти собою стрічки на полімерній основі, що встановлюються в інструменті з різним нахилом в діаметральній площині.

Пелюсткові круги дозволяють обробляти деталі з різною конфігурацією робочої поверхні, збільшити продуктивність, знизити параметр шорсткості поверхні з плазовими покриттями до Ra 0,16–0,08 мкм (рис. 1).

Зі збільшенням v_k в діапазоні 15–35 м/с шорсткість Ra зменшується, тому що зростає кількість алмазних зерен, що вводяться в зону шліфування за одиницю часу, а це призводить до зменшення перетину зрізу (рис. 1, а). При зростанні швидкості круга більше 45 м/с шорсткість обробленої поверхні збільшується. Найменша висота мікронерівностей спостерігається при $v_k = 27–35$ м/с.

З підвищенням швидкості деталі $v_d = 10–50$ м/хв. шорсткість поверхні практично залишається постійною, тому що процес обробки відбувається з квазіпостійним зусиллям (при цьому навантаження на алмазне зерно практично не змінюється).

Зі зміною деформації круга δ від 0,6 до 1,2 мм значення Ra знижується (рис. 1, б). Найбільше зменшення Ra 0,18–0,20 мкм спостерігається при $\delta = 1,0–1,2$ мм. Це обумовлено більш інтенсивним зростанням кількості контактних зерен, ніж зусилля, що притискає пелюстки, та призводить до зменшення товщини шару, який знімається одним зерном. При зміні $\delta > 1,2$ мм збільшується навантаження на пелюсток, а це сприяє руйнуванню частини зерен. При цьому спостерігаються ознаки катастрофічного зношування робочих частин пелюстків, що призводить до зниження якості обробленої поверхні.

Незначне зниження шорсткості поверхні спостерігається при зменшенні S_n від 2,0 до 0,5 м/хв. Це пояснюється тими ж причинами, що і при варіюванні швидкістю деталі.

Істотний вплив на висоту мікронерівностей має час обробки τ при різній поздовжній подачі (рис. 1, в). Збільшення τ при поліруванні алмазними пелюстковими кругами плазових покриттів зі сплавів ПР-15Х12Ф6Д та ПН85Ю15 призводить до зниження Ra , особливо, при $S_n = 2,0$ м/хв. Значне зменшення шорсткості відбувається в перший період часу ($\tau < 15–30$ с), після чого тривалість полірування не має великого впливу на шорсткість поверхні.

Порівняно з параметрами шліфування характеристики алмазних пелюсткових кругів (зернистість, відносна концентрація, зв'язка) і твердість матеріалу, який оброблюється, мають набагато менший вплив на параметри шорсткості поверхні деталей із плазовими покриттями (рис. 1, г). Зі збільшенням зернистості від АСМ 40/28 до АС2 80/63 шорсткість Ra зростає, причому, це особливо помітно при концентрації алмазів 50 %. Це обумовлено зменшенням кількості зерен на робочій поверхні пелюстка. Менший вплив на мікрорельєф поверхні порівняно із зернистістю має зміна концентрації. Зі збільшенням концентрації від 50 до 150 % параметр Ra зменшується, що особливо помітно при 50 %-ий концентрації (при будь-якій зернистості).

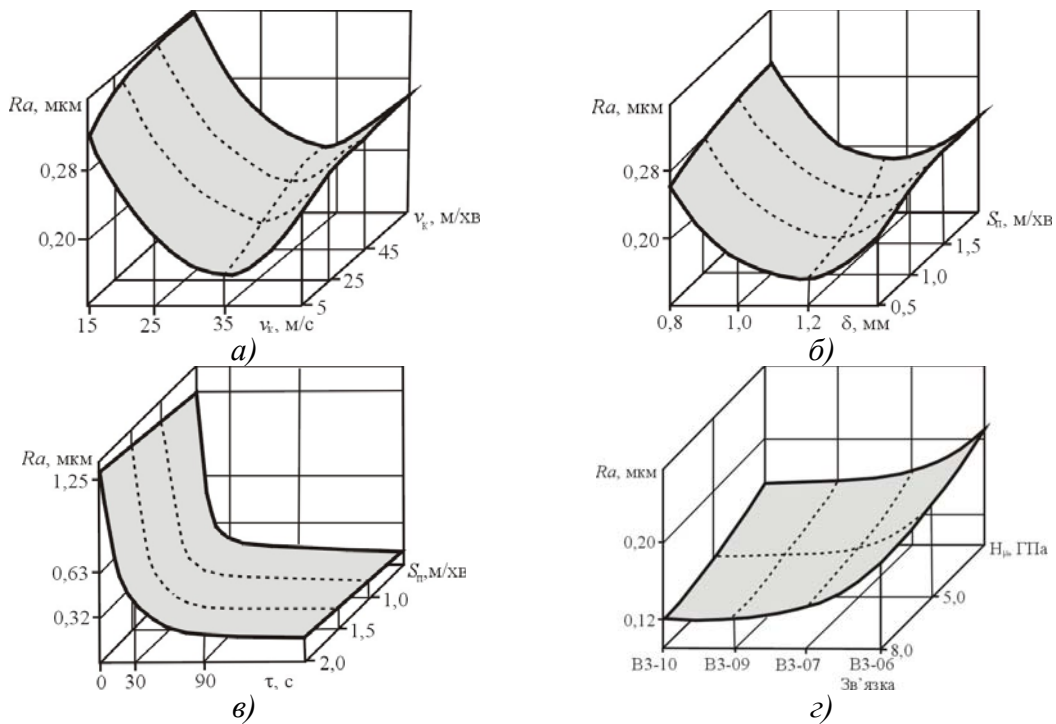


Рисунок 1 – Залежність шорсткості поверхні покриттів: *a* – від швидкостей круга і деталі (ПН85Ю15; $\delta = 1,0$ мм; $\tau = 30$ с; $S_n = 1,0$ м/хв); *б* – від деформації круга і поздовжньої подачі (ПН85Ю15; $\tau = 30$ с; $v_k = 27$ м/с; $v_d = 0,5$ м/с); *в* – від часу полірування і поперечної подачі (ПН85Ю15; $\delta = 1,0$ мм; $v_k = 27$ м/с; $v_d = 0,5$ м/с); *г* – від мікротвердості покриття та еластичності зв'язки ($\delta = 1,0$ мм; $S_n = 1,0$ м/хв; $v_k = 27$ м/с; $v_d = 0,5$ м/с)

З підвищенням пружності зв'язки пелюстків від 3 МПа (зв'язка В3-10) до 15,5 МПа (зв'язка В3-06) висота мікронерівностей зростає завдяки зменшенню кількості активних зерен і площі контакту інструмента з оброблюваною поверхнею.

Найбільш суттєво на параметри шорсткості поверхні впливають δ і v_k . Швидкість деталі не має на них значного впливу. Тому її варто вибирати з урахуванням забезпечення необхідної стійкості інструменту і більшої продуктивності процесу.

Варіювання технологічних факторів при обробці плазмових покриттів пелюсткових кругів з алмазних стрічок забезпечує наступні параметри шорсткості поверхні: Ra 0,08–0,20 мкм; Rz 0,4–0,8 мкм; Rp 0,8–1,5 мкм; $Rmax$ 1,5–3,0 мкм; Sm 60–150 мкм, t_p 50–80 %.

При поліруванні покриттів алмазними еластичними кругами зазвичай застосовують водні і масляні (вуглеводневі) технологічні середовища, оскільки зв'язки інструменту, що містять каучук, стають м'якшими при підвищених температурах. Водні середовища дешевші, ніж масляні. Велика питома теплоємність і краща теплопровідність води дозволяють швидше відводити тепло. Масляні середовища довше зберігають гостроту ріжучих кромки алмазних зерен. В якості МОТР застосовують водні розчини, що містять кальциновану соду, емульсоли, індустріальне масло.

У роботі були досліджені покриття на основах Fe і Ni, сформовані плазмовим напиленням і оброблені пелюстковими кругами з алмазних стрічок із застосуванням МОТР.

Дослідження показали, що застосування технологічного середовища різних складів: Na_2CO_3 (1%)+ NaN (0,25%)+ H_2O (98,75%); емульсол ИГЛ 205 (5%-ний розчин в H_2O); мастило «Індустріальне–20» при обробці плазмових покриттів пелюстковим кругом сприяє зниженню шорсткості поверхні (рис. 2) приблизно в 1,2–1,5 рази. Це пояснюється тим, що хоча могутній повітряний потік,

створюваний кругом, перешкоджає проникненню МОТР у зону обробки, невелика частина рідини, за рахунок змазуючої, змиваючої і прохолоджуючої дії, таки бере участь у процесі полірування. При алмазному поліруванні з емульсією чи мастилом шорсткість обробленої поверхні вище. Тому для пелюсткового полірування найбільш придатні водяні розчини МОТР.

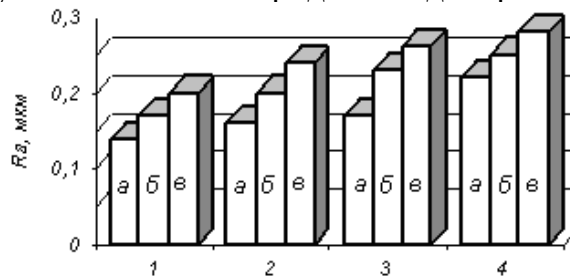


Рисунок 2 – Залежність шорсткості поверхні від виду МОТР;
 1 – Na_2CO_3 (1 %) + NaN (0,25 %) + H_2O (98,75 %); 2 – емульсол ИГЛ 205; 3 – мастило «Індустріальне-20»; 4 – без МОТР при $v_k = 27$ м/с; $\delta = 1,0$ мм; $S_{II} = 1,0$ м/хв; $v_d = 0,5$ м/с; $\tau = 30$ с; а – ПГСР-4; б – ПН85Ю15; в – ПР-15Х12Ф6Д

Висновки

Найбільший вплив на параметри шорсткості поверхні мають v_k і δ . Зі збільшенням цих параметрів шорсткість поверхні знижується, однак факторами, що обмежують їх величину вище оптимальних значень, є зростання теплонапруженості процесу полірування, що призводить до передчасного зносу інструменту і погіршенню якості обробки. Швидкість деталі в досліджуваному діапазоні значного впливу на мікрогеометрію не справляє. Тому її варто вибирати з урахуванням забезпечення необхідної стійкості інструменту і можливо більшої продуктивності процесу. Суттєвий вплив на інші параметри шорсткості поверхні мають τ і S_{II} .

Варіювання технологічних факторів при обробці плазмових покриттів пелюстковим кругом з алмазних стрічок забезпечує наступні параметри шорсткості поверхні: R_a 0,08–0,20 мкм; R_z 0,4–0,8 мкм; R_p 0,8–1,5 мкм; R_{max} 1,5–3,0 мкм; S_m 60–150 мкм; t_p 50–80 %.

Повітряний потік, створений пелюстковими кругами, перешкоджає присутності МОТР у зоні обробки, однак, невелика частина охолоджувальної рідини все ж таки бере участь у процесі полірування, що зменшує шорсткість поверхні в 1,2–1,5 рази.

Таким чином, технологічний процес полірування пелюстковими кругами з алмазних стрічок напилених деталей машин забезпечує, у більшості випадків, необхідні геометричні параметри поверхні, що обумовлює перспективність його використання в машинобудуванні.

Література:

- [1] Анельчик Д.Е., Сазонов И.П., Мироненко С.В. Механизм дефектообразования в поверхностном слое деталей с покрытием при шлифовании // Сверхтвердые материалы.–1993.–№ 4.– С. 46–51.
- [2] Харченков В.С. Технологическое обеспечение износостойкости деталей машин нанесением многослойных покрытий // Трение и износ.–1997.–Т. 18. № 3.– С. 331–338.
- [3] Суслов А.Г. Качество поверхностного слоя деталей машин.–М.: Машиностроение, 2000.– 320 с.
- [4] Магнитно-абразивное полирование износостойких покрытий / Л.М. Кожуро, М.Л. Хейфец, В.С. Точило, А.А. Садюкович // Прогрессивные технологии в машиностроении: Мат. науч.-техн. семинара, 21–23 мая 2002 г., Запорожье.–Киев: АТМ України, 2002.– С. 40–42.
- [5] Гдалевич А.И. Финишная обработка лепестковыми кругами.– М.: Машиностроение, 1990.– 112 с.

УДК621.952

Дзюра В.О., Шевчук О.С.

ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ТЕХНОЛОГІЧНІ ОСОБЛИВОСТІ ВИГОТОВЛЕННЯ ВНУТРІШНІХ НАПІВКРУГЛИХ ГВИНТОВИХ КАНАВОК

The global analysis of problem by internal spiral ditches making of half-round type in the transmissions of the screw-nut wobbling spiral spline connections, technological rigging is conducted. Basic conformities to law of process of making of spiral ditches are set. The necessity of planning of the special devices for providing of high-quality implementation of technological process is set.

Постановка проблеми

Кульково-гвинтові передачі застосовують у виконавчих механізмах, контрольних системах та у відповідальних силових передачах (верстатобудування, робототехніка, авіаційна і космічна техніка, атомна енергетика) та інше.

Складовими елементами цієї передачі є гвинтовий вал і втулка з внутрішнім гвинтовим профілем. Коефіцієнт корисної дії таких передач становить 0,9 і їх типорозміри регламентуються ОСТ 1-1-72-6-81.

Технологія виготовлення внутрішніх гвинтових профілів є однією з найскладніших задач в машинобудуванні. Складність виготовлення внутрішніх напівкруглих гвинтових профілів передачі гвинт-гайка кочення полягає в тому, що необхідно поєднати два формувальних рухи інструменту, а саме: осьове переміщення інструменту і обертання навколо власної осі. Крім цього процес ускладнюється тим, що ці рухи повинні відбуватись синхронізовано з високою точністю. Оскільки розташування канавок внутрішнє, то виникає також складність контрольних операцій, доступу до них і міцності оправок інструментів.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Питаннями оброблення гвинтових профілів займався ряд науковців [1, 2, 3], однак цілий ряд питань залишаються не вирішеними.

Мета роботи

Метою роботи є визначення технологічних особливостей виготовлення внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок з виробленням практичних рекомендацій.

Робота виконується в рамках пріоритетних напрямків розвитку науки і техніки «Новітні та ресурсозберігаючі технології в промисловості, енергетиці та агропромисловому комплексі» на 2004-2008 роки

Результати роботи

Виготовлення внутрішніх гвинтових профільних елементів є задачею з підвищеною складністю, оскільки характеризується значним підвищенням працездатності.

Найбільшого поширення набув напівкруглий профіль канавки з радіусом, що на 3–5 % перевищує радіус кульок і з кутом контакту кульок $\alpha=45^\circ$. Робочі поверхні загартовують до твердості 60 HRC_э і вище і виготовляють із сталей

9ХС, ШХ15, ХВГ з об’ємним гартуванням і цементовані сталі 18ХГТ, 12ХН3А.

Ці передачі потребують високої точності виготовлення, оскільки допустимі похибки кроку гвинта встановлюють у відповідності до класів точності від 8 до 3 мкм на один оберт.

При обертанні гвинтового вала мають місце вібрації, які посилюватимуться з збільшенням маси гвинтової втулки і наближенням її до місця найменшої радіальної жорсткості вала.

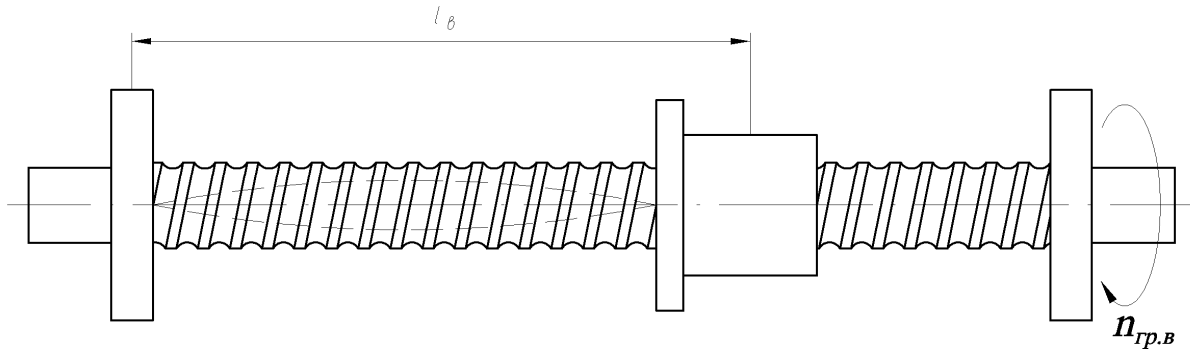


Рисунок 1 – Розрахункова схема визначення максимального числа обертів кулькової передачі

Залежність граничної швидкості обертання гвинтової втулки від її маси потребує глибокого динамічного аналізу і залежить від багатьох факторів таких як рівномірність роботи та інші, які в даній статті не розглядаються.

Гранична швидкість обертання гвинтового вала залежно від розташування на ньому гвинтової втулки описується залежністю:

$$n_{гр.в} = f_{зан.в} \cdot 1,2 \cdot 10^8 \frac{d_c}{l_0^2} k_{зак.в}, \text{ хв.}^{-1}, \quad (1)$$

де $n_{гр.в}$ – гранична швидкість обертання гвинтового вала, хв.^{-1} ; d_c – середній діаметр гвинтового вала, м; l_0 – віддаль від центра втулки до незакріпленого кінця (або кінця з меншою радіальною жорсткістю) гвинтового вала, м; $f_{зан.в}$ – коефіцієнт запасу; $f_{зан.в}=0,8$; $k_{зак.в}$ – коефіцієнт, який залежить від методу закріплення кінців гвинтового вала, $k_{зак.в.}=0,356-2,27$.

Також при осьовому навантаженні втулки, а відповідно і гвинтового вала, можлива втрата ним стійкості, тому виникає необхідність визначення максимального допустимого осьового зусилля для забезпечення не втрати його стійкості.

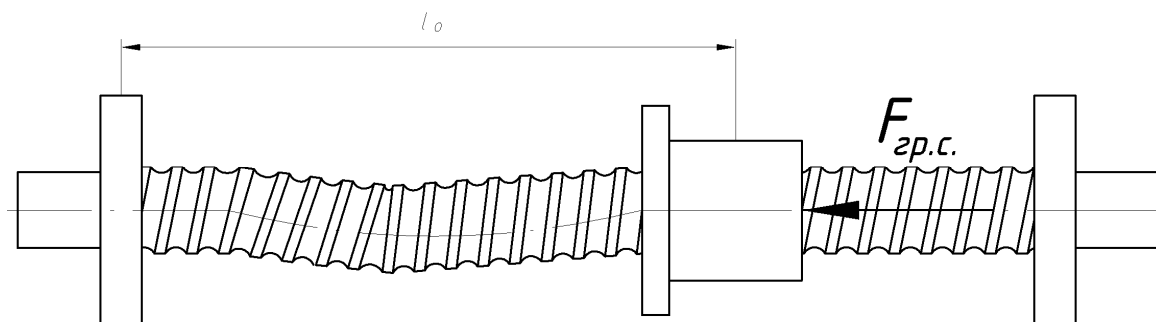


Рисунок 2 – Розрахункова схема визначення максимального осьового зусилля за умови не втрати стійкості гвинтового вала

Максимальне осьове зусилля за умови не втрати стійкості гвинтового вала визначається за формулою:

$$F_{зр.с.} = \frac{1,07 \cdot 10^5 \cdot d_c^4}{l_o^2} \cdot k_{зак.о.} \cdot f_{зап.о.}, \quad (2)$$

де $F_{зр.с.}$ – максимальне допустиме осьове зусилля, яке можна прикласти до втулки для забезпечення не втрати стійкості гвинтового вала, Н; d_c – середній діаметр гвинтового вала, м; l_o – віддаль від центра втулки до кінця гвинтового вала з більшою стійкістю, м; $k_{зак.о.}$ – коефіцієнт, який залежить від методу закріплення кінців гвинтового вала, $k_{зак.о.}=0,25-4$; $f_{зап.о.} – 0,8$.

Даний вид передач володіє підвищеними вимогами до точності виконання робочих поверхонь, тому виготовлення таких профілів необхідно проводити за якомога найменшої кількості операцій. Напрямок обертання дорна при обробленні повинен співпадати з напрямом гвинтової лінії розміщення кульок на ньому.

Процес виготовлення внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок, який починається з початкової стадії формування канавки має деякі особливості і відрізняється від процесу оброблення вже сформованої канавки. Оброблення гвинтової канавки може базуватися на русі інструменту (кулькового дорна) по вже сформованій канавці. Слід відмітити, що крок гвинтової лінії, по якій будуть розміщені кульки в гвинтовому кульковому дорні повинен повністю відповідати кроку сформованої канавки a , відповідно, і кроку інструменту, що використовувався на попередній операції

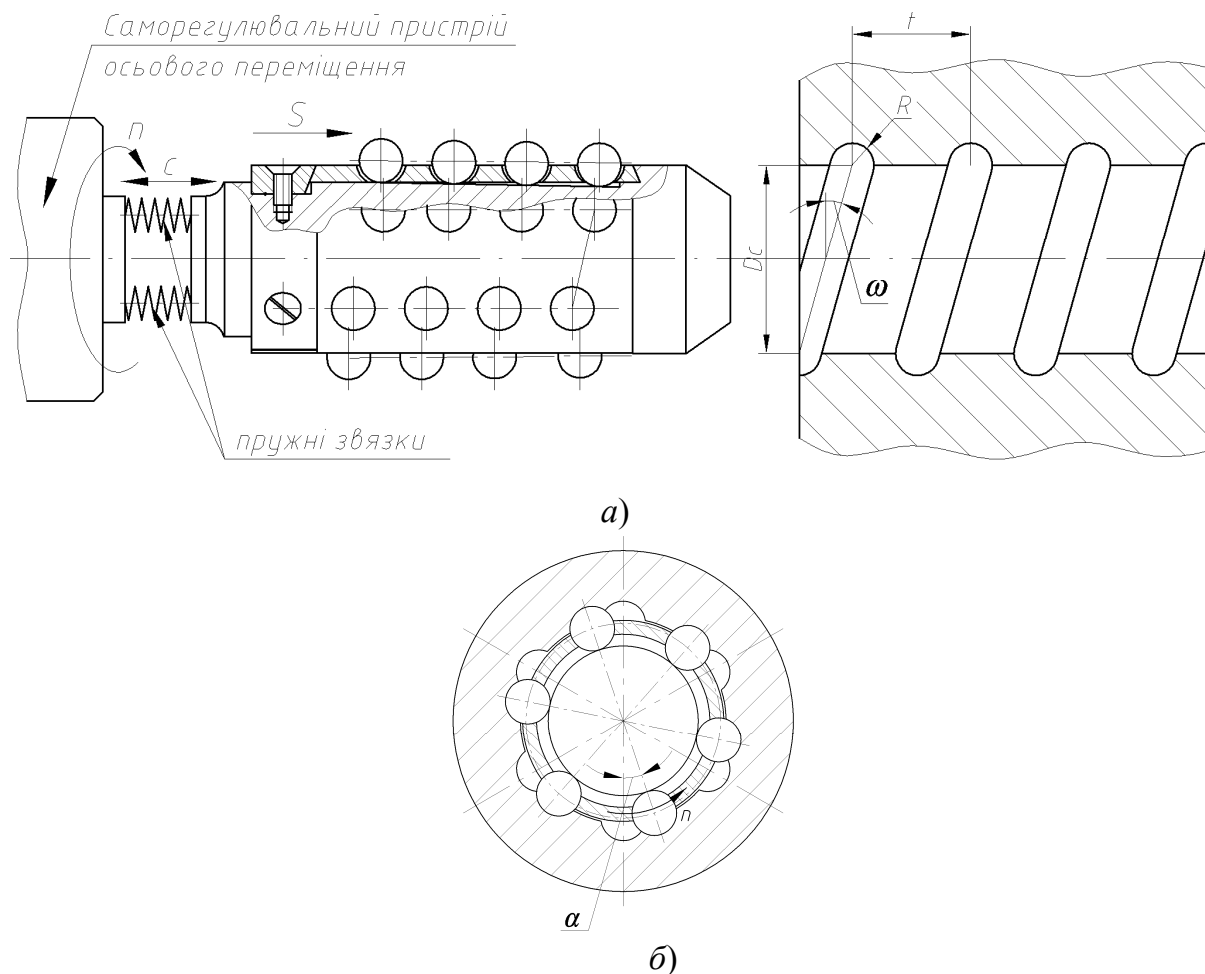


Рисунок 3 – Схема використання саморегульвального пристрою:
 а) для виконання технологічного процесу дорнування внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок; б) для забезпечення концентричності кульок дорна з канавками оброблюваної втулки

Таким чином даний інструмент не виправить значної неточності кроку канавки, а точність виготовлення внутрішнього напівкруглого гвинтового профілю буде повністю перенесена на інструмент, що використовуватиметься на попередній операції. Щоб забезпечити рух інструменту по сформованій канавці з заданим кроком, необхідно синхронізувати осьове переміщення інструменту з його обертанням навколо власної осі. Однак наявність люфтів і похибок базування, закріплення, а також похибок самих верстатів не дозволяє забезпечити необхідну синхронізацію рухів.

Тому при обробленні внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок (рис.3а) з заданими параметрами виникає необхідність застосування спеціальних пристроїв, які б забезпечували синхронізацію рухів за рахунок саморегулювання.

Такий пристрій забезпечував би і нормальне входження кульок інструменту в оброблювані канавки у випадку неспівпадання утворених лунок з кульками гвинтового дорна при обертанні (рис.3б).

Пристрій повинен забезпечувати стабільність передачі крутного моменту з одночасним саморегулюванням осьового переміщення інструменту.

Оскільки пристрій передбачає саморегулювання, то необхідно визначити діапазон чутливості пристрою та обґрунтувати основні його параметри. Для забезпечення необхідної чутливості пристрій повинен забезпечити плавність руху дорна в осьовому напрямку з одночасною передачею значного крутного моменту, необхідного для пластичного деформування припуску. Також виникає необхідність обґрунтування технологічних параметрів процесу дорнування гвинтових канавок.

Оскільки дорнуючий інструмент працює методом пластичного деформування, то він повинен виготовлятися з високою точністю, бо навіть незначне відхилення, таке як похибка кроку гвинтової лінії по якій розміщені кульки на оправі (рис.4) призведе до поломки або нестабільної його роботи. У зв'язку з цим також необхідно передбачити передачу значного крутного моменту, а, відповідно, значну крутильну жорсткість оправы інструменту.

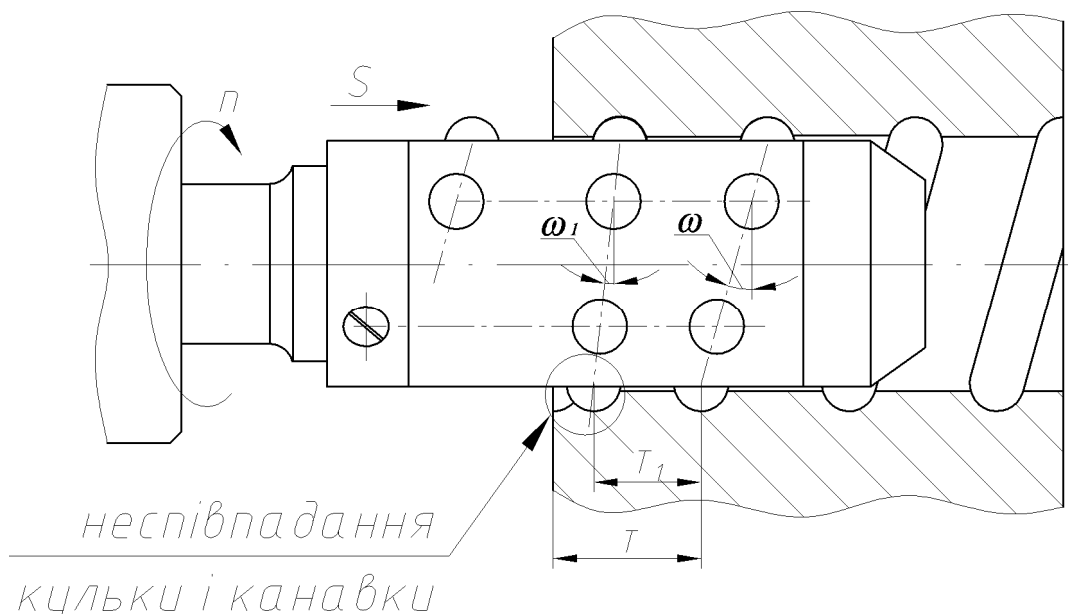


Рисунок 4 – Розрахункова схема відбудеться похибки кроку при дорнуванні внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок

Гвинтова гайка кочення виготовляється з двох частин, з'єднаних між собою втулкою, що забезпечує повернення кульок в доріжки кочення і прокладок за допомогою яких створюється натяг що компенсує незначну похибку кроку самого з'єднання.

Висновок

1. З аналізу технологічних особливостей оброблення внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок встановлено необхідність створення спеціального пристрою, який б забезпечив плавність руху і синхронізацію осьового переміщення інструменту відносно заготовки з обертання навколо власної осі і передачу значного крутного моменту з забезпеченням точності

2. Встановлені технологічні особливості виготовлення гвинтових пар кочення гвинт-гайка, а також похибки кроку при дорнуванні внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок.

Література:

- [1] Решетов Д.Н., Детали машин. М.: Машиностроение, 1989, 497с.
- [2] SBC Precision rolled ball screw. Mechanics of machines (second edition) by J.L.Morrison, B.J. Crossland, London&New York, 2005, 462p.
- [3] Патент №26884 Україна, МПК В21С37/06. Дорн для обробки напівкруглих шліцевих пазів / Гевко Р.Б., Дзюра В.О. -u200705890; Заявл. 29.05.2007, Опубл. 10.10.2007; Бюл. №7. –3с.
- [4] Дзюра В.О., Крук В.В. Півкруглі шліцеві з'єднання, ресурс роботи і норми їх точності. Житомирський державний технологічний університет “Процеси механічної обробки в машинобудуванні” // Збірн. наукових праць, Вип. 3.- Житомир, 2007.-С.181-198.

УДК 621.923

Рыжов Ю.Э.

ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

НОВЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СРЕДЫ ДЛЯ АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

A possibility and mechanisms for optimization of antiscuff properties of metal surfaces during finish machining operations under the action of water-soluble coolants are studied. This technology can be of interest for machine building industry. Properties of the Tribol new efficient microemulsion are considered.

Введение

Современные смазочно-охлаждающие технологические среды (СОТС) для механической обработки – сложные многокомпонентные системы, которые должны обладать целым комплексом свойств, необходимых для достижения качественного процесса металлообработки. СОТС должны обеспечивать оптимальную стойкость инструмента, эффективное охлаждение детали, заданное качество обрабатываемой поверхности, моющее и антикоррозионное действие.

Кроме того, СОТС должна обладать рядом важных физико-химических свойств, обеспечивающих ее долговечность и эффективность применения в производственных процессах обработки металлов. Рациональный путь создания высокоэффективных СОТС заключается в глубоком изучении природы их действия путем научно-обоснованного выбора основы, введения в композицию присадок с необходимым комплексом химических и механохимических свойств. Разработка состава СОТС неразрывно связана с синтезом и подбором эффективных, экологически чистых, химически стабильных компонентов (эмульгаторов, ингибиторов коррозии, присадок различного функционального назначения), с созданием научных основ их рационального применения и оптимизации технологии производства.

Для финишной обработки металлов могут применяться СОТС как на углеводородной, так и на водной основе. Учитывая экологические, санитарно-гигиенические аспекты, вопросы пожарной безопасности и существующий практический опыт, наиболее перспективна разработка водосмешиваемых полусинтетических и синтетических СОТС.

Антифрикционные свойства СОТС

Исследования антифрикционного воздействия различных химических соединений на стальную поверхность представляют собой однофакторный эксперимент.

Данный эксперимент заключается во введении в базовый состав соединений, содержащих активные химические элементы и их комбинации. При этом установлено, что в зависимости от состава присадки в композиции поверхностный слой металла после обработки имеет различные антифрикционные свойства как по выдерживаемым нагрузкам, так и по коэффициенту трения. Установлено, что минимальный коэффициент трения соответствует применению фосфорсодержащих присадок в пределах 1,2–1,3%.

Соединения, содержащие кремний в составе СОТС, обеспечивают при

сухом трении характеристики, подобные фосфатным соединениям. Однако они уступают фосфорсодержащим присадкам по критическим нагрузкам исследуемых поверхностей металла. Для присадок, содержащих одновременно бор и азот зависимость от концентрации характеризуется наличием экстремума. Аналогичные зависимости установлены и для присадок, одновременно содержащих фосфор, серу и азот.

Моющее действие СОТС

Одной из важных проблем современной металлообработки является достижение высокой производительности прецизионной финишной обработки конструкционных сталей, алюминиевых и титановых сплавов, керамики.

Для финишных операций рабочие жидкости должны обладать высоким моющим действием на поверхность. Моющее действие СОТС характеризуется степенью очистки обрабатываемой детали и инструмента от шлама.

Моющее действие СОТС определяется, в основном, присутствием в них поверхностно-активных веществ (ПАВ) [1]. ПАВ делятся на ионогенные, неионогенные, амфолитные. В свою очередь, ионогенные ПАВ делятся на анионные (при диссоциации в водных растворах на ионы гидрофобная часть молекул принадлежит аниону), катионные (диссоциируют с образованием поверхностноактивных катионов). Амфолитные образуют в растворах анионо- и катионоактивные группы. Неионогенные ПАВ не диссоциируют на ионы. Катионоактивные и амфолитные ПАВ не нашли широкого применения в составе СОТС. При выборе ПАВ, которые должны войти в состав СОТС, учитывается возможность химического взаимодействия между ПАВ и другими компонентами композиции, их термическая и гидролитическая стойкость. Коллоидно-химические свойства ПАВ (эмульгирующие и солюбилизующие свойства и др.) обусловлены дифильной структурой ПАВ и их способностью к адсорбции на границе раздела фаз.

Высокой адсорбционной способностью обладают многие ПАВ, однако прочные адсорбционные пленки образуются только мицеллообразующими соединениями.

Широкое применение в составе СОТС нашли анионоактивные ПАВ – мыла высших жирных кислот, сульфокислот, сложные эфиры моно- и дикарбоновых кислот с одно- и многоатомными спиртами, алканоламинами. Высокие смазочные свойства солей и других производных карбоновых кислот и сульфокислот обеспечиваются образованием прочных адсорбционных пленок на поверхности металла за счет химических адсорбционных и координационных связей с ювенильной поверхностью металла. Неионогенные ПАВ, например, полиэтиленгликольные эфиры жирных спиртов, не обладают высокими смазывающими свойствами, потому что образуют недостаточно прочные адсорбционные слои с менее плотной упаковкой молекул, которые занимают сравнительно большую площадь на поверхности. С увеличением количества оксиэтильных групп площадь, которую занимает молекула на поверхности раздела, увеличивается, что ведет к ухудшению не только смазочных, но и смачивающих свойств ПАВ.

Оптимальные свойства имеют неионогенные ПАВ с гидрофильно-липофильным балансом в пределах от 8 до 18. Они являются эмульгаторами, солюбилизаторами, моющими агентами. Щелочные и алканоламиновые мыла

карбоновых кислот легко гидролизуются в воде. Их недостатком является также нестабильность в жесткой воде, обусловленная химическим взаимодействием с ионами щелочноземельных металлов и образованием нерастворимых щелочноземельных мыл. Присутствие таких мыл в растворах СОТС, которые в условиях производства приготавливают на жесткой водопроводной воде, негативно влияет на стабильность, моющее действие и другие свойства рабочих растворов. Вместе с тем, следует отметить, что щелочноземельные соли противодействуют пенообразованию. Оптимальными являются условия, при которых щелочноземельные мыла образуются в виде коллоидной дисперсии, не снижая стабильность и не ухудшая другие свойства растворов мыл и включающих их композиций. Это достигается введением ПАВ, которые имеют диспергирующее действие по отношению к щелочноземельным мылам.

Эффективными диспергаторами щелочноземельных мыл является большинство неионогенных ПАВ. Преимущество последних – физико-химическая нейтральность к солям жесткости и сохранение высокой моющей способности в жесткой воде.

Таблица 1 – Скорость коррозии стали Ст. 40, моющая способность и смазочные свойства ПАВ

| № | ПАВ | Скорость коррозии Ст. 40, мм/год $\times 10^{-2}$ | Моющая способность, % | Смазочные свойства по ГОСТ 9490–75 | | |
|---|----------------------|---|-----------------------|------------------------------------|-----------|-------|
| | | | | P_c , Н | P_k , Н | I_3 |
| 1 | Синтанол АЛМ–10 | 7,20 | 45,0 | 1410 | 320 | 23,7 |
| 2 | Синтанол АЦСЕ–12 | 7,00 | 34,0 | 1260 | 560 | 24,9 |
| 3 | Синтанол ДС–10 | 11,20 | 52,0 | 1260 | 710 | 27,7 |
| 4 | Синтамид–5 | 0,64 | 50,0 | 1190 | 750 | 33,7 |
| 5 | Стеарокс–б | 1,44 | 20,5 | 1330 | 800 | 41,2 |
| 6 | Синакто–406* | 0,32 | 28,5 | 1260 | 1000 | 46,3 |
| 7 | Олеат триэтаноламина | 0,32 | 17,0 | 1000 | 890 | 39,6 |
| 8 | Неонол АФ–9–10 | 12,00 | 48,0 | 1330 | 425 | 35,7 |

*Анионоактивная

В табл. 1 приведены данные по моющему действию, антикоррозионным и смазочным свойствам 3 %-ных водных растворов некоторых неионогенных и анионоактивного ПАВ. Скорость коррозии стали Ст. 40 и моющее действие ПАВ изучались на приборе УИСК-1, смазочные свойства – на машине трения ЧШМ.

Из приведенных в табл. 1 результатов видно, что высокой моющей способностью обладают неионогенные ПАВ, оксиэтилированные спирты, которые, однако, характеризуются невысокими антикоррозионными и смазывающими свойствами. Удовлетворительную моющую способность, антикоррозионные и смазывающие свойства имеют оксиэтилированные амиды. Оксиэтилированные кислоты так же, как и анионоактивные ПАВ, мыла и сульфаты, обладают низкой моющей способностью, но имеют значительно лучшие антикоррозионные и смазывающие свойства. Как правило, в композициях СОТС присутствуют анионоактивные ПАВ – мыла высших жирных кислот, которые несут ответственность за основные функциональные свойства СОТС, и неионогенные ПАВ. Последние выполняют вспомогательную

функцию, улучшают некоторые свойства композиции, например стабильность к минерализованным водам и моющую способность.

Механизмы поверхностной активности водосмешиваемых СОТС во время механообработки малоизучены, вследствие чего возникает необходимость определения критериев подбора СОТС для обеспечения оптимальных свойств обработанной поверхности. Это объясняется двумя обстоятельствами. Во-первых, металлообработка в отличие от трения материалов характеризуется быстрым обновлением поверхностных слоев вследствие стружкообразования и, соответственно, меньшим временем модификации ювенильной поверхности обрабатываемого материала под влиянием внешней среды. Во-вторых, олеофобная среда (вода), в которой находятся компоненты СОТС, существенно изменяет, по сравнению с масляной, процессы адсорбции ПАВ на обрабатываемую поверхность.

Механизм воздействия СОТС на обрабатываемую поверхность

Проведен ряд экспериментов с целью изучения влияния ряда СОТС как на производительность финишной обработки, так и на физико-химическое состояние и трибологические свойства обработанных поверхностей, а также возможности создания по результатам проведенных исследований относительно универсальной микроэмульсионной СОТС на базе существующих в Украине ассортиментов масел, ПАВ, ингибиторов коррозии, легирующих присадок и др.

Образцами СОТС служили как известные составы, например, Камикс, Нопе Right (США), так и карбамид, содержащий в своем составе бор, бор-фосфорсодержащая присадка, водорастворимый фосфат, трибутилфосфат (маслорастворимый), концентрат СОТС Трибол, имеющий в своем составе соединения бора, азота и фосфора; этиловый эфир солей жирных кислот; метиловый эфир рапсового масла; Саркозил-О, имеющий в своем составе легко разлагаемые соединения хлора.

Трибологические свойства поверхностей образцов после обработки изучали по методике УкрНИИ НП "МАСМА" при сухом трении в атмосфере воздуха на вибротрибометре Optimol SRV, применяя схему трения шар-плоскость. Применялись шары диаметром 12,7 мм (по ГОСТ 3722), изготовленные из стали ШХ15 твердостью HRC 62–64. Плоскостью служили поверхности обработанных образцов. Трение производилось при частоте возвратно-поступательного движения шара 50 Гц и амплитуде колебания 1 мм. Пару трения нагружали, измеряя коэффициент трения f в течение 10 мин в диапазоне 10–50 Н, а далее – со скоростью 400 Н/мин до нагрузки сваривания $F_{св}$. По площади следа износа шара в момент сваривания $S_{св}$ рассчитывали давление при сваривании пары $P_{св} = F_{св}/S_{св}$, что характеризует стойкость обработанной поверхности к схватыванию.

Физико-химическое состояние поверхностных слоев стали и его изменение при обработке и трибологических исследованиях изучали методами электронной растровой микроскопии и Оже-спектрометрии с помощью Оже-спектрального микрозонда JAMP-10S. Глубинное распределение элементного состава поверхностных слоев определяли с помощью их ступенчатого распыления ионами Ag^+ [2].

Исследования показали идентичность влияния СОТС на стали ШХ15 и 12Х1МФ, которое далее иллюстрируется на примере стали ШХ15.

Полученные для ряда СОТС характеристики приведены в табл. 2. Видно, и

это подтверждается в целом, что масляный компонент СОТС как для углеводородных (керосин), так и водосмешиваемых СОТС (Камикс, None Right, модельные микроэмульсии) при оптимальной концентрации их водных растворов обеспечивает близкие значения величины P_c . Водные среды и присадки, в свою очередь, способствуют значительным изменениям величины P_k , слабо влияя на значения P_c .

Таблица 2 – Смазочные свойства СОТС и их корреляция с производительностью алмазно-абразивной обработки на стенде стали ШХ15 и свойствами обработанной поверхности

| Наименование СОТС* | Машина трения ЧМТ-1 | | Δ , мм | Машина трения Optimol SRV | |
|--|------------------------|-----------|---------------|------------------------------|------------------------------|
| | P_k , Н | P_c , Н | | f^{**} | P_{cb} , Н/мм ² |
| Керосин | 450 | 1260 | 0,05 | 0,47 | 95 |
| None Right | 750 | 1500 | 0,02 | 0,47 | 99 |
| Камикс | 1060 | 1330 | 0,05 | 0,43 | 109 |
| Экспериментальная основа с присадками: | | | | | |
| №1. Дибутилфосфат | 1190 | 1330 | 0,05 | 0,43 | 119 |
| №2. Триполифосфат | 1410 | 1500 | 0,09 | 0,39 | 123 |
| №3. Фосан | 1190 | 1260 | 0,09 | 0,40 | 123 |

* Данные приводятся для оптимальных концентраций водных растворов СОТС (3–6% по массе), что соответствует примерно одинаковому содержанию присадок.

** Значения коэффициента трения при нагрузке 40 Н.

Модельные микроэмульсии, имеющие в отличие от других СОТС большее содержание присадок по отношению к концентрации масляной базы, характеризуются большей производительностью обработки стали, более мелкодисперстным состоянием стальной стружки, отсутствием на обработанных поверхностях следов от предварительных проходов инструмента (рис. 1), меньшей их шероховатостью и лучшими трибологическими свойствами. Важными критериями подбора СОТС для оптимизации свойств обработанных стальных поверхностей могут быть величины P_k и P_k / P_c , характеризующие противозадирное действие самих СОТС.

Оже-спектральные исследования выявили однотипный характер модификации поверхности сталей при обработке. Можно было бы предположить, что разнообразный компонентный состав модельных микроэмульсий должен приводить и к существенному отличию элементного состава обработанных поверхностей. Однако это не подтверждается экспериментально, так как во всех случаях поверхность стали при финишной обработке насыщалась практически только двумя элементами – кислородом и углеродом. Углеводородные компоненты СОТС способствовали насыщению обработанных поверхностей углеродом, что предотвращало их окисление. При этом такие элементы СОТС, как фосфор, азот, бор не диффундировали в металл и не накапливались в количествах, больших 1 % (ат.) даже в адсорбционном слое. Сера при увеличении ее содержания в составе СОТС до 0,3 % по массе начинала одновременно с углеродом также диффундировать в сталь на значительные глубины и непосредственно влиять на механические свойства ее поверхностных слоев. Но в отличие от длительного трения, когда сера имеет равномерный характер распределения с максимумом концентрации на поверхности 5–20 % (ат.), после финишной обработки ее атомы хаотично

распределялись в поверхностных слоях лишь в микроконцентрациях, в диапазоне 0–0,5 % (ат.).

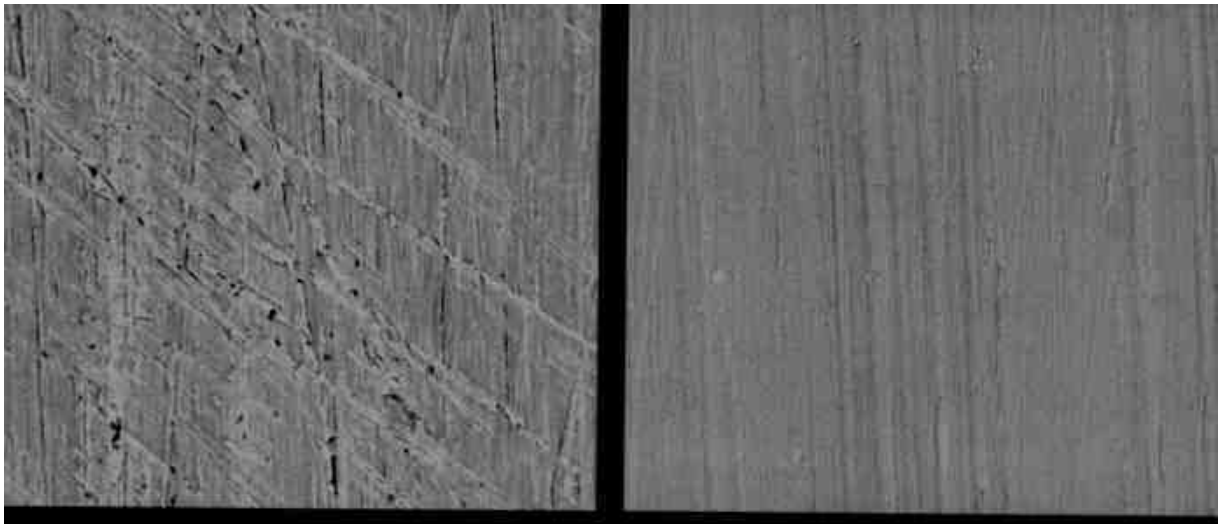


Рисунок 1 – Поверхность стали ШХ15 после алмазно–абразивной обработки в различных СОТС: а) керосин ($P_k/P_c=0,36$; $Ra=1,3$ мкм); б) экспериментальная СОТС №2 ($P_k/P_c=0,94$; $Ra=0,28$ мкм)

Из литературных источников по трению металлов известно, что благодаря углероду органическая среда, избирательно активируя тонкий поверхностный слой оксидов металла, воздействует на структурно-фазовые превращения его подповерхностных микрообъемов. Полученные авторами результаты свидетельствуют, что во время металлообработки происходят подобные реакции. Типичная для финишной алмазно-абразивной обработки форма поверхностного распределения элементов приведена на рис. 2.

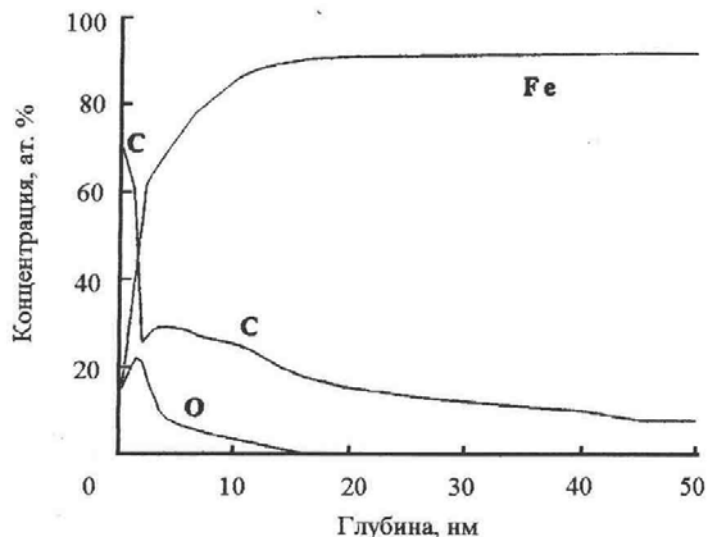


Рисунок 2 – Характер распределения элементного состава поверхностных слоев стали ШХ15 после обработки в экспериментальной СОТС №2

По сравнению с ювенильной поверхностью стали (рис. 3а) на оже-спектре обработанного в СОТС образца (см. рис. 3б) превалирует по интенсивности линия углерода. После распыления адсорбированных углеводородов ионами Ag^+

в течение 30 с обнаруживается слой оксида железа (рис. 3в). Этот поверхностный слой препятствует диффузии в объем стали элементов СОТС. Углерод, диффундируя через оксидный слой, теряет водородное окружение, которое он имеет в адсорбционном слое, и в подповерхностных микрообъемах (рис. 3г) образует карбидные структуры с железом и хромом (для хромосодержащих сталей), про что свидетельствует форма оже-линий углерода в различных подслоях.

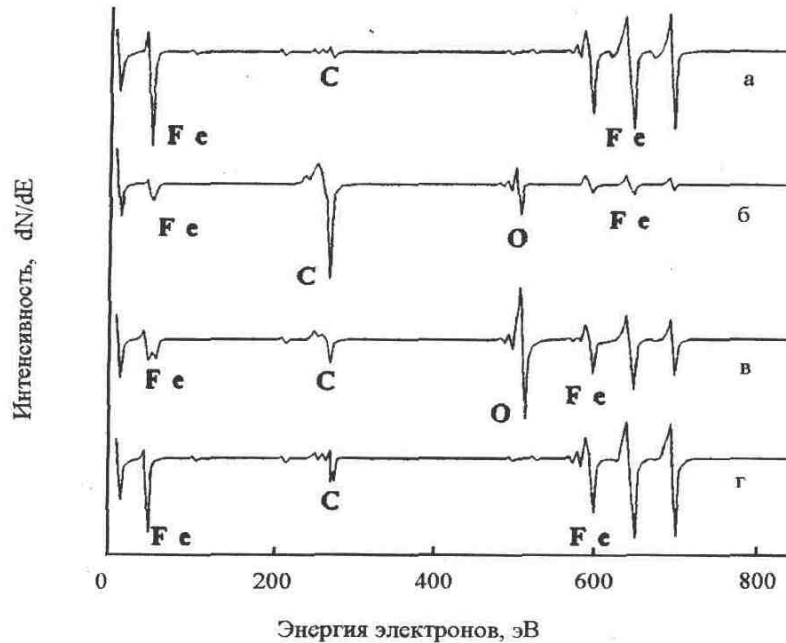


Рисунок 3 – Оже-спектры стали ШХ15 ювенильной поверхности в вакууме (а); адсорбционного (б), оксидного (в) и науглероженного (г) поверхностных слоев после обработки в экспериментальной СОТС №2

Сера, фосфор, азот, бор, в зависимости от химического состояния и типа присадок, в составе которых они находятся, выполняют роль агентов, которые активируют или блокируют поверхность оксидного слоя и тем ускоряют или замедляют процессы науглероживания и окисления стали во время финишной обработки.

Толщины модифицированных поверхностных слоев, полученные в зависимости от свойств компонентов СОТС (табл. 3), позволили ответить на вопрос: каким образом различные СОТС, способствующие формированию близких по элементным составам поверхностей стали, сильно влияют на ее трибологические свойства (см. табл. 2).

Таблица 3 – Толщины поверхностных слоев стали ШХ15 после обработки в различных СОТС

| Наименование СОТС | Поверхностный слой, нм | |
|-------------------|------------------------|----------------|
| | Оксидный | Науглероженный |
| Керосин | 65 | 120 |
| Hone Right | 60 | 105 |
| Камикс | 45 | 35 |
| №1 | 32 | 65 |
| №2 | 16 | 45 |
| №3 | 24 | 40 |

Таблица 4 – СОТС, близкие по типу и назначению продуктам фирмы: "CASTROL" (1), "BP-OIL" (2), "Blaser Swissslube AG"(3)

| Импортная СОТС | Аналог (марка, № ТУ) | Общая характеристика | Основные физико-химические показатели * | Область применения |
|---|---|---|--|---|
| Масляные СОТС для алмазно-абразивной обработки металлов | | | | |
| 1) Honilo 971, Honilo 983, Variocut C334, Variocut D734; 2) Sevara 910H, Sevara 705M | ОСМ-3 (ТУ 38. УССР 201152-75) | Средней активности с противоизносными и антиокислительными присадками | $v_{50^{\circ}\text{C}} = 6-9 \text{ мм}^2/\text{с}$ $T_{\text{от}} \geq 138^{\circ}\text{C}$, $S = 0.2 \%$ $P = 0.1 \%$ $Cl = 0,4-0,9\%$ | Хонингование, полирование, шлифование сталей, обработка лезвийным инструментом чугунов, сталей, сплавов алюминия |
| Водосмешиваемые СОТС для алмазно-абразивной обработки металлов | | | | |
| 1) Syntilo R4 | Аквапол-1 (ТУ 38 101 1061-86) | Концентрат полусинтетической СОТС на основе полиалкиленгликолей с трибоактивными, моющими, ингибирующими присадками, минеральным маслом | 3-5%-ные водные растворы (рабочие микроэмульсии) – полупрозрачные, опалесцирующие. $pH = 9-10$ | В виде 3-5% водных микроэмульсий при шлифовании, точении, сверлении, фрезеровании, протягивании и др. операциях лезвийной и абразивной обработки чугунов, легированных сталей, алюминиевых сплавов, высоколегированных, титановых сплавов |
| 1) Syntilo R4; 2) Microtrend M, 216M, 219M; 3) Blasocut Kombi | Биор-1М (ТУ 38.5901 417-94) | То же, но с использованием борсодержащих эмульгаторов и ингибиторов коррозии | | |
| 1) Syntilo RHS, Product 291/100; 2) Microtrend M, 216M, 219M; 3) Blasocut 4000 CF | Аквол-20 (ТУ У 00149 943.492-97) | Концентрат полусинтетической СОТС на основе ПАВ, ингибиторов коррозии и минерального масла. | | |
| 1) Syntilo RHS, Product 291/100; 2) Microtrend M, 216M, 219M 3) Blasocut Grindex Universal | Нафтохим-1 (ТУ У 215. 20152.001- 95) | То же, но с использованием регенерированной отработанной смазки. | | |
| 1) Syntilo XPS; | Аквол-14 (ТУ 38 101 971-84) | Концентрат синтетической СОТС на основе полиалкиленгликолей с трибополимеробразующей, моющей и др. присадками | 3%-ный водный раствор – прозрачная желтая жидкость, $pH=8-9$ | |

* $v_{50^{\circ}\text{C}}$ - вязкость кинематическая при 50°C , $T_{\text{от}}$ – температура вспышки в открытом тигле, S, Cl, P - соответственно содержание серы, хлора и фосфора.

С одной стороны, легирующие элементы существенно, даже в микроконцентрациях, изменяют упруго-пластические характеристики кристаллической решетки железа. С другой стороны, модифицированные поверхностные слои начинают играть роль тонких пленок, которые во время деформирования влияют на упрочнение и пластичность уже значительно больших приповерхностных микрообъемов стали. Таким образом, СОТС, влияя на толщины науглероженных и окисленных слоев стали (см. табл. 3), обеспечивают формирование различной шероховатости и трибологических свойств ее поверхности.

На базе проведенных исследований совместно с УкрНИИ НП "МАСМА" разработан состав универсальной микроэмульсионной СОТС Трибол (экспериментальный состав СОТС № 2 в табл. 2 и 3). Компоненты, входящие в эту СОТС, активно воздействуют на поверхность термообработанных сталей, эффективно повышая производительность их обработки и обеспечивая им повышенные трибологические свойства и задиростойкость.

Применение СОТС при обработке цветных металлов

В настоящее время ведутся работы по повышению эффективности алмазно-абразивной обработки титановых и алюминиевых сплавов в сочетании с улучшением эксплуатационных свойств формируемых поверхностей.

В табл. 4. представлены серийно выпускаемые в Украине СОТС и ряд их зарубежных аналогов для финишной обработки титановых и алюминиевых сплавов.

Проблема эффективной обработки вышеуказанных материалов может быть решена в результате теоретических и экспериментальных исследований физико-химических закономерностей контактного взаимодействия инструментальных материалов и СОТС с обрабатываемым материалом путем изучения влияния условий обработки и состава СОТС на параметры состояния поверхностного слоя обрабатываемой детали.

Выводы

Из полученных результатов можно сделать заключение, что при финишной обработке в среде водосмешиваемых СОТС важную роль в формировании свойств обработанной поверхности играют углеводородные компоненты и присадки, которые способствуют образованию наиболее тонких модифицированных углеродом и кислородом поверхностных слоев. Качество и износостойкость поверхности деталей улучшается одновременно с ростом производительности их обработки в присутствии микроэмульсионных СОТС с лучшими противозадирными свойствами, связанными с введением фосфатсодержащих присадок.

Литература:

- [1] Влияние моющей способности СОТС на финишную обработку конструкционных сталей / Рыжов Ю. Э., Процишин В. Т., Мищук О. А., Кобелянский А. Е. // Инструментальный світ.– 2002.– №4 (16).- С. 12-14
- [2] Влияние СОЖ на трибологические характеристики поверхности / Процишин В. Т., Рыжов Ю. Э., Полищук В. А., Мищук О. А. // Наука производству.– 1999.– № 2.– С. 12-14.

УДК 621.923

Пасечник В.А., Таслими Ш., Галайда Р.В.
НТУУ "КПІ", г. Киев, Україна

К ВОПРОСУ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРИПУСКА, СРЕЗАЕМОГО ПРИ ПРОФИЛЬНОМ ШЛИФОВАНИИ

This paper presents the possibility of analytical calculation and computer design of basic parameters of allowance of grinding, droningly-changing surfaces of rotation. The new method can be used for planning of optimum law of control a serve at grinding at the decision of general task of increase of the productivity.

Введение

В последнее время значительное распространение получили шлифовальные станки с ЧПУ. Технологические возможности таких станков позволяют обрабатывать сложнопрофильные детали, однако процесс шлифования таких деталей характеризуется существенной нестационарностью съема припуска.

Известны два пути решения этой проблемы [1]:

1. Использование адаптивных систем управления, способных подстроиться к изменяющимся условиям.

2. Аналитический учет нестационарности процесса шлифования с коррекцией параметров.

Первый способ требует наличия на каждом станке специальных датчиков, анализирующих силу резания, крутящий момент и мощность, реализуемые приводами главного движения и подачи, а также дополнительных функций системы ЧПУ, обеспечивающих возможность анализа полученной информации и коррекции непосредственно в процессе обработки.

Второй способ существенно дешевле и быстрее в реализации, поскольку не требует модернизации станков, а требует наличия математической модели процесса шлифования, например [2], одной из составляющих частей которой является информация об изменении параметров срезаемого слоя. Следует отметить, что такая модель, зачастую, должна разрабатываться для определенного класса деталей, а для некоторых из них такие модели уже разработаны [3].

Отсутствие точных методов расчета параметров срезаемого слоя вынуждает использовать упрощенные методы, что снижает производительность обработки и, как следствие, общую эффективность использования станков.

В данной работе решается задача определения площади и объема срезаемого слоя, для тел вращения криволинейного, монотонно-изменяющегося профиля.

Постановка задачи

Для эффективного управления подачей при шлифовании следует на каждом участке обработки знать площадь и объем срезаемого слоя, для чего необходимо найти площадь криволинейной фигуры (рис. 1) ограниченной расчетным

профилем детали (снизу), профилем заготовки с учетом припуска (сверху) и радиусом шлифовального круга на двух соседних участках перемещения (слева и справа), с последующим нахождением объема тела вращения, полученного путем поворота найденной фигуры вокруг оси симметрии детали.

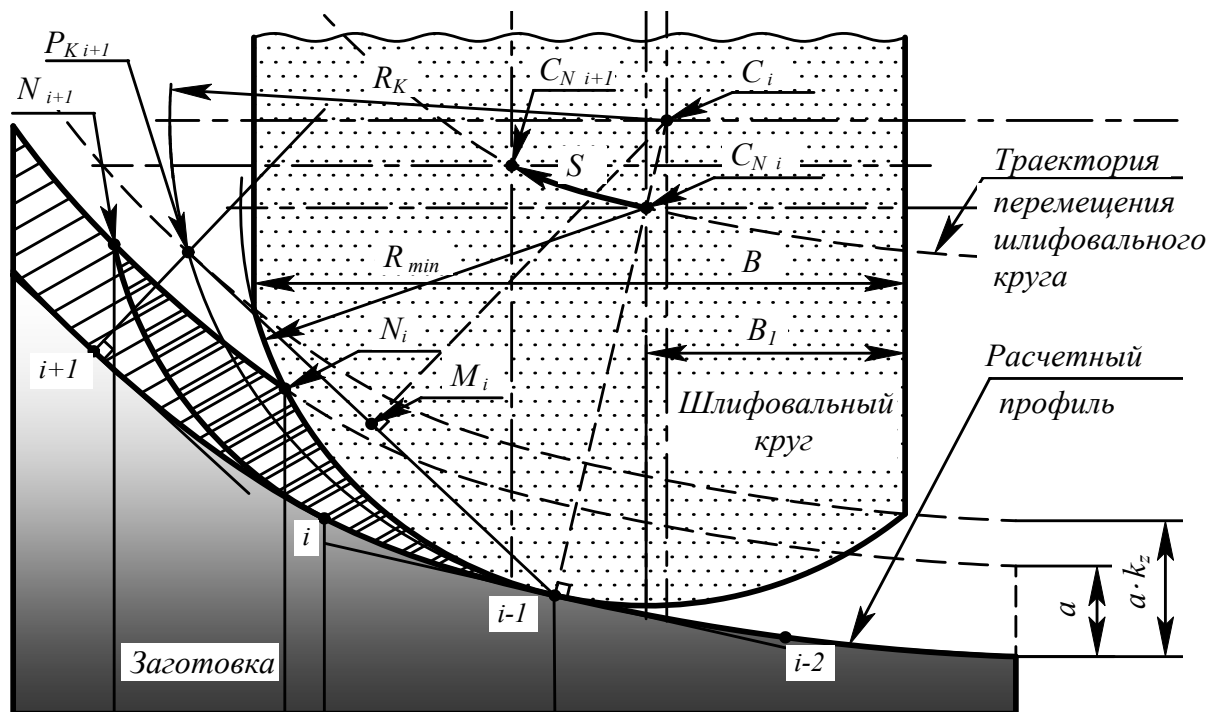


Рисунок 1 – Схема взаимодействия шлифовального круга с заготовкой

Известными параметрами являются:

- расчетный профиль детали – кривая линия, которая может быть задана $y = F(x)$ либо через массив точек $(x_{i-1}, y_{i-1}), (x_i, y_i), (x_{i+1}, y_{i+1})$;
- a – толщина слоя удаляемого припуска;
- k_z – коэффициент запаса, определяющий запас по радиусу правки шлифовального круга.

Данная задача может быть решена комбинацией аналитических расчетов с численными методами.

Решение задачи

Этап 1. Нахождение максимально допустимого радиуса правки шлифовального круга. Максимально допустимый радиус обеспечивает наивысшую производительность шлифования [4]. Для решения задачи данного этапа необходимо выполнить следующее:

Построить точный профиль заготовки как эквидистанты к профилю детали, смещенной на величину припуска a , и профиль заготовки с учетом коэффициента запаса по припуску $a \cdot k_z$.

Для i -ой точки профиля найти координаты предельной точки контакта шлифовального круга с контуром заготовки (с учетом запаса). Такой точкой

будет точка P_{ki+1} , лежащая на пересечении контура заготовки с учетом коэффициента запаса и линии, перпендикулярной к сплайну в точке $i+1$. Координаты искомой точки определяются следующими зависимостями:

$$\begin{aligned} xP_{ki+1} &= x_{i+1} - a \cdot kz \cdot \cos(\tan^{-1}(D_{i+1})) \\ yP_{ki+1} &= y_{i+1} - a \cdot kz \cdot \sin(\tan^{-1}(D_{i+1})), \end{aligned} \quad (1)$$

где,

$$D_{i+1} = -\left(\frac{dF(x)}{dx}\Big|_{x_{i+1}}\right)^{-1}$$

Найти положения точки M_i – срединной точки отрезка, соединяющего точки P_{ki+1} и $i-1$.

$$\begin{aligned} xM_{i+1} &= \frac{xP_{ki+1} + x_{i-1}}{2} \\ yM_{i+1} &= \frac{yP_{ki+1} + y_{i-1}}{2} \end{aligned} \quad (2)$$

Найти координаты центра (точка C_i) и радиус (R_{Ki}) текущего радиуса шлифовального круга

$$\begin{pmatrix} yC_i \\ xC_i \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & -A1_i \\ 1 & -A2_i \end{pmatrix} \begin{pmatrix} B1_i \\ B2_i \end{pmatrix} \quad (3)$$

$$R_{Ki} = \sqrt{(xC_i - xP_{Ki})^2 + (yC_i - yP_{Ki})^2}, \quad (4)$$

где коэффициенты $A1_i$, $A2_i$, $B1_i$ и $B2_i$ определяются зависимостями:

$$\begin{aligned} A1_i &= D_{i+1} \\ A2_i &= \frac{x_{i-1} + xP_{ki+1}}{yP_{ki+1} - y_{i-1}} \\ B2_i &= yM_i - \frac{xM_{i+1}(x_{i-1} - xP_{ki+1})}{yP_{ki+1} - y_{i-1}} \\ B1_i &= y_{i-1} - D_{i+1} \cdot x_{i-1} \end{aligned} \quad (5)$$

Из множества значений, полученных для R_{Ki} , следует выбрать минимально возможный радиус для всего профиля, т.е.

$$R_{\min} = \min\{R_{Ki}\} \quad (6)$$

Этап 2. Формирование траектории перемещения шлифовального круга.

Задача сводится к нахождению закона перемещения точки C_{Ni} – центра радиуса правки шлифовального круга. Координаты этой точки могут быть определены из системы уравнений.

$$\begin{cases} (y - yC_{Ni})^2 + (x - xC_{Ni})^2 = R_{\min}^2 \\ yC_{Ni} = D \cdot (xC_{Ni} - x) + y \end{cases} \quad (7)$$

Найти координаты точки N_i – пересечения контура шлифовального круга с контуром заготовки можно из системы уравнений.

$$\begin{cases} yN_i = yC_{N_i} - \sqrt{R_{\min}^2 + (xN_i - xC_{N_i})^2} \\ yN_i = f(xN_i) + a \end{cases} \quad (8)$$

Этап 3. Нахождение площади срезаемого слоя.

Для криволинейных фигур, образующих форму срезаемого слоя, площадь продольного сечения определим как:

$$\begin{aligned} S_k = & \int_{xN_k}^{xN_{k+1}} (f(x) + a) dx + \int_{xN_{k-1}}^{xN_k} yC_{N_k} - \sqrt{R_{\min}^2 - (x - xC_{N_k})^2} dx - \\ & - \int_{xN_k}^{xN_{k+1}} yC_{N_{k+1}} - \sqrt{R_{\min}^2 - (x - xC_{N_{k+1}})^2} dx - \int_{xN_{k-1}}^{xN_k} f(x) dx \end{aligned} \quad (9)$$

Этап 4. Нахождение объема срезаемого слоя.

$$\begin{aligned} V_k = & \int_{x_k}^{xN_{k+1}} (2\pi \cdot x \cdot a) dx + \\ & + \int_{x_k}^{xN_{k+1}} 2\pi \cdot x \cdot (-f(x) + (yC_{N_{k+1}} - \sqrt{R_{\min}^2 - (x - xC_{N_{k+1}})^2})) dx + \\ & + \int_{x_{k+1}}^{xN_{k+2}} 2\pi \cdot x \cdot (f(x) + a - (yC_{N_{k+2}} - \sqrt{R_{\min}^2 - (x - xC_{N_{k+2}})^2})) dx \end{aligned} \quad (10)$$

Зависимости (1-10) позволяют определить площадь и объем припуска, срезаемого на участке между любыми поперечными сечениями заготовки с учетом параметров инструмента и толщины срезаемого слоя.

Практическое использование

Приведенное выше решение может быть использовано для проектирования оптимального закона управления шлифованием оправок для пильгерования (холодной прокатки) труб. В этом случае оправка работает в паре с калибром. Наилучший вариант оправки предусматривает наличие криволинейного профиля ее продольного сечения, который может быть описан следующей зависимостью.

$$D(x) = D_{\min} + (D_{\max} - D_{\min} - k \cdot L) \left(\frac{L-x}{L} \right)^p + k \cdot (L-x), \quad (11)$$

где D_{\min} – минимальный диаметр профиля; D_{\max} – максимальный диаметр профиля; L – длина профиля; k – конусность; p – показатель степени.

Обобщенный алгоритм данного метода делиться на две отдельные стадии. Первая стадия осуществляет подготовку поверхности заготовки и расчет ее геометрических параметров, вторая – выполняет моделирование процесса шлифования, в ходе которого производится расчет дополнительных параметров для оптимизации данного процесса.

Практическая проверка метода проводилась двумя способами. Зависимости (1-9) были просчитаны с помощью *MathCAD*, а для более эффективного проектирования закона управления процессом шлифования нами создана специальная программа *GRINMAN*®. Результаты, выдаваемые двумя разными

программами, сравнивались между собой и выдали расхождение не более 0,5 %, что является удовлетворительным.

Подготовка поверхности в программе *GRINMAN*[©] происходит в несколько этапов. Используя зависимость (11), осуществляется построение исходного профиля оправки с заданной дискретностью, где деление поверхности происходит по длине кривой профиля, что позволяет получить одинаковое расстояние между точками в независимости от криволинейности поверхности. Далее проводится расчет таких геометрических параметров как нормальная составляющая поверхности и кривизна.

Нормальная составляющая для каждой точки:

$$n_i = \frac{\arctan\left(\frac{y_i - y_{i-1}}{x_i - x_{i-1}}\right) + \arctan\left(\frac{y_{i+1} - y_i}{x_{i+1} - x_i}\right)}{2} \quad (12)$$

Кривизна поверхности описывается следующей зависимостью:

$$kr_i = \frac{\sqrt{\left(\frac{x_{i-1} - x_{i+1}}{2}\right)^2 + \left(\frac{y_{i-1} - y_{i+1}}{2}\right)^2}}{n_{i+1} - n_{i-1}} \quad (13)$$

По полученным значениям нормалей (12) и учитывая величину припуска, рассчитываются точки эквидистантной поверхности, которая будет представлять собой заготовку для оправки. Деление поверхности заготовки происходит с тем же количеством точек, что и исходная поверхность.

На этапе компьютерного моделирования шлифования рассчитывается перемещение инструмента с известной глубиной резания и вычитание срезаемого материала с заготовки. Для этого исходными параметрами являются размеры инструмента, глубина резания a и подача S . Инструмент описывается радиусом R_{min} , шириной B и смещением центра BI (рис. 1).

Процесс моделирования можно разделить на следующие этапы:

1. Расчёт траектории движения инструмента
2. Расчёт углов контакта инструмента и длины дуги контакта
3. Снятие припуска захваченного инструментом
4. Расчёт величины поперечной площади срезаемого материала

Для расчета траектории движения инструмента выполняется предварительный сдвиг начальной поверхности заготовки на величину срезаемого шара, по которой движение инструмента происходит с учетом его радиуса угла касания по нормали. Угол контакта инструмента находится с помощью расчета, вхождения точек текущей поверхности заготовки в область инструмента. Поскольку поверхность заготовки представлена дискретно, то в областях начала и конца контакта происходит дополнительный расчет точек пересечения окружной поверхности инструмента с криволинейной поверхностью заготовки. Далее относительно расчетных данных начала и конца углов контакта производится сдвиг точек заготовки области контакта до формы инструмента, что имитирует процесс моделирования. Имея массив точек до и после срезания материала,

можно подсчитать поперечную срезаемую площадь, используя численные методы, путем подсчета дискретных трапецеидальных площадей.

Закон изменения объема срезаемого слоя для оправки мод. 90-В1-86 для ст. ХПТ-55 носит практически линейный характер, хотя для других типов деталей она может отличаться от приведенной. Данная информация может быть использована для создания оптимального закона управления подачей S , которая фактически должна быть обратной функцией от объема.

Выводы

Полученное аналитическое решение задачи определения площади продольного сечения и объема припуска, удаляемого при шлифовании криволинейных, монотонно-изменяющихся поверхностей вращения заданных аналитически либо массивом точек, позволяет эффективно управлять подачей при шлифовании таких поверхностей и повысить производительность этого процесса.

Проверка полученных зависимостей, проведенная с использованием пакета *MathCAD* и нового программного обеспечения *GRINMAN*[©] установила, что расхождение в расчетах не превышает 0,5%, что делает возможным их практическое использование, например для управления шлифованием оправок для пильгерования труб.

Литература:

- [1] Справочник по технологии резания материалов. В 2-х. кн., кн. 2 / Под ред. Г. Шпура, Т. Штеферле; Пер. с нем. под ред. Ю. М. Соломенцева. – М.: Машностроенте, 1985. – 688 с., ил.
- [2] Handbook of Machining with Grinding Wheels / Ioan D. Marinescu, Mike Hitchiner, Eckart Uhlmann, W. Brian Rowe. – CRC Press, 2007. – 629 p.
- [3] Петраков Ю. В., Пасечник В. А., Мартынов Н. А. проектирование траекторий движения рабочих органов станка с ЧПУ при шлифовании профилей калибров станов для холодной прокатки труб // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2008. – № 6/1 (36). – С. 32–37.
- [4] Петраков Ю. В., Драчев О. И. Теория автоматического управления технологическими системами: учебн. пособие для студентов вузов. – М.: Машиностроение, 2008. – 336 с.

УДК 621.81

Ляшук О.Л., Гевко Іг.Б., Дзюра В.О., Стефанів С.В.
ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ОБГРУНТУВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ПРИСТРОЇВ ДЛЯ ЗАМІРУ ДЕТАЛЕЙ ТІЛ ОБЕРТАННЯ

Versions of appliances for determining design and technological parameters of components of axisymmetric bodies are given. Analytical dependences for determining the errors amount, quantities of comparative arrangement of components' surfaces are drawn.

Вступ

В машинобудуванні завжди були актуальними питання щодо розробки нових прогресивних, відносно недорогих, способів виготовлення деталей тіл обертання. [1, 2, 3]. Причому потрібно, щоб ці розробки забезпечували якщо не безвідходне виробництво, то хоча б давали мінімум відходів і були ресурсощадними.

Робота виконується в рамках постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільськогосподарського машинобудування і забезпечення агропромислового комплексу конкурентною технікою” на 2003-2007 роки.

Тому метою роботи є розроблення теоретичних передумов для заміру конструктивних параметрів деталей типу “тіл обертання”, розширення технологічних можливостей і одночасний замір діаметра і ширини кільцевої канавки і шорсткості поверхонь, що забезпечує підвищення точності і продуктивності замірів і його доцільно використовувати в крупносерійному і масовому виробництві.

Основна частина

Контрольний пристрій для заміру конструктивних параметрів деталей типу "тіл обертання" зображено рис.1, який складається з основи 1, на якій жорстко закріплену вертикальну стійку 2 типу ластівкового хвоста. На ній, з можливістю осевого переміщення, встановлено за допомогою кронштейнів 3 індикатор 4 з вимірювальним щупом 5 для заміру відповідно зовнішнього діаметру поверхні А ролика 6. Індикатор зі щупом служать для заміру зовнішнього діаметру ступиці Б ролика, відповідно індикатор зі щупом - для заміру торця поверхні В, індикатор зі щупом для заміру торця поверхні Г ролика.

Перпендикулярно до стійки 3 жорстко закріплено установочну базу – вал 10 на підшипниках кочення з можливістю обертання. Вал 10 кріпиться до стійки 2 через упорний підшипник гайкою з можливістю вільного провертання.

На валу 10 з можливістю вільного переміщення встановлено розпірний шнек 11 діаметром, меншим внутрішнього діаметру ролика. Довжина розпірного шнека є меншою довжини ступиці ролика 6, а зі сторони вільного кінця він взаємодіє з хрестовиною 7. Остання затискується гвинтом по різі отвору валу 10, причому зовнішні розміри головки гвинта менші внутрішнього діаметру ролика 6.

Розпірний шнек 11 може бути виконаний циліндричної або конічної форми з кутом нахилу $\alpha = 6 - 7^{\circ}$ і з відповідним зворотнім кутом на валу 10. Під час стискування розпірного шнека з матеріалу ст 65Г, які забезпечують точність за 7- 9 квалітетами і шорсткістю обробленої поверхні $Ra=1,6-2,5$ мкм з

урахуванням особливостей перехідних процесів з ударними навантаженням при чому зовнішній діаметр буде збільшуватися на необхідну величину. Хрестовина 7 вільно переміщується у відповідному пазу валу 10 за допомогою з'єднання плунжера з головкою.

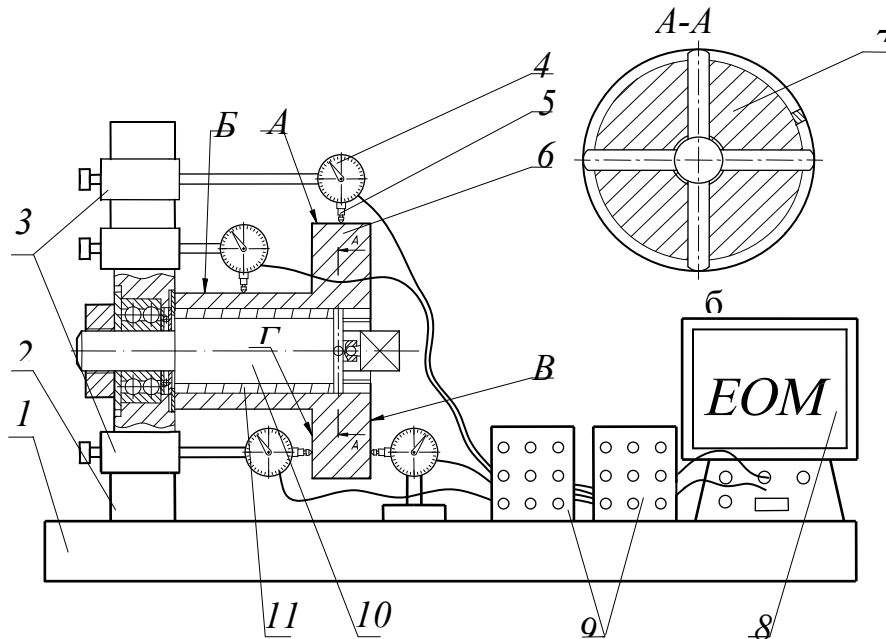


Рисунок 1 – Контрольний пристрій для заміру конструктивних і технологічних параметрів деталей типу "тіл обертання"

В разі потреби в пристрій встановлюють індикатори для заміру шорсткості, які передають її на відповідний давач шорсткості, а він в свою чергу – в комп'ютерну систему. Комп'ютер 8, провівши відповідні порівняння з параметрами еталонної деталі, видає інформацію про придатність або не придатність деталі та про доопрацювання відповідних поверхонь і розмірів, а також межі деталей, в яких брак є виправним.

До переваг контрольного пристрою відносяться точність і продуктивність замірів, а особливо точність відносного переміщення поверхонь А, Б, В і Г, які простими універсальними пристроями заміряти складно.

Після заміру всіх конструктивних параметрів гвинт відкручується і хрестовина 7 відводиться вправо, при цьому розпорний шнек 11 під дією напружень видовжується та звільняє ролик 6 від затиску, після чого ролик 6 знімають з валу 13 і на нього встановлюють наступну деталь для заміру.

Загальну похибку оброблення визначають за формулою: $\varepsilon = \sqrt{\varepsilon_6^2 + \varepsilon_3^2 + \varepsilon_{np}^2}$.

Встановлення на гладку циліндричну оправу застосовується для контролю деталей типу втулок, дисків, обойм тощо. Положення деталі по довжині визначається буртиком оправы, а її провертання запобігається затягуванням гайкою чи іншим механізмом з другого торця.

Похибки базування для такої схеми можуть спричинитися зміщенням деталі у радіальному напрямку на величину зазору між поверхнями спряження. Якщо базовий торець деталі перпендикулярний до осі отвору, то можливе перекошування осі отвору до осі оправы на кут α .

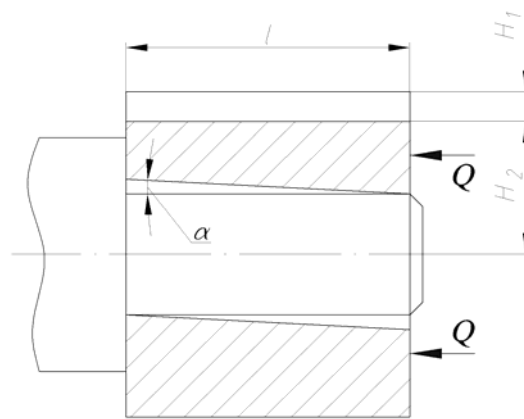


Рисунок 1 – Розрахункова схема визначення похибки базування при її встановленні на палець

Визначення похибки базування для контролю розмірів H_1 і H_2 , якщо базовий торець не перпендикулярний до осі отвору, знаходять за формулами:

$$\varepsilon_{\delta_{h1}} = \frac{\delta}{2} + 2e + \delta_1 + \delta_2 + 2\Delta - 2l \cdot \operatorname{tg}\alpha; \quad (1)$$

$$\varepsilon_{\delta_{h2}} = 2e + \delta_1 + \delta_2 + 2\Delta - 2l \cdot \operatorname{tg}\alpha; \quad (2)$$

$$\varepsilon_{np} = \sqrt{\varepsilon_{\delta_{h1}}^2 + \varepsilon_{\delta_{h2}}^2 + \varepsilon_{\delta}^2}; \quad (3)$$

де ε_{δ} - похибка встановлення установочних елементів пристрою; $\varepsilon_{\delta} = 0,01 - 0,005$ мм;

ε_{zn} - похибка установочних елементів в результаті їх зношування, в пристосуваннях з новими установочними елементами $\varepsilon_{zn} = 0$;

ε_{δ} - похибка встановлення пристрою на верстаті; $\varepsilon_{\delta} = 0,01 - 0,02$ мм.

Інструментальний вимірювальний комплекс показано для заміру конструктивних параметрів на рис.3., які виконано у вигляді плити 1, на якій змонтовано механізми встановлення і закріплення інструменту, вимірювальні головки з індикаторами, механізми їх приводу, затиску і переміщення.

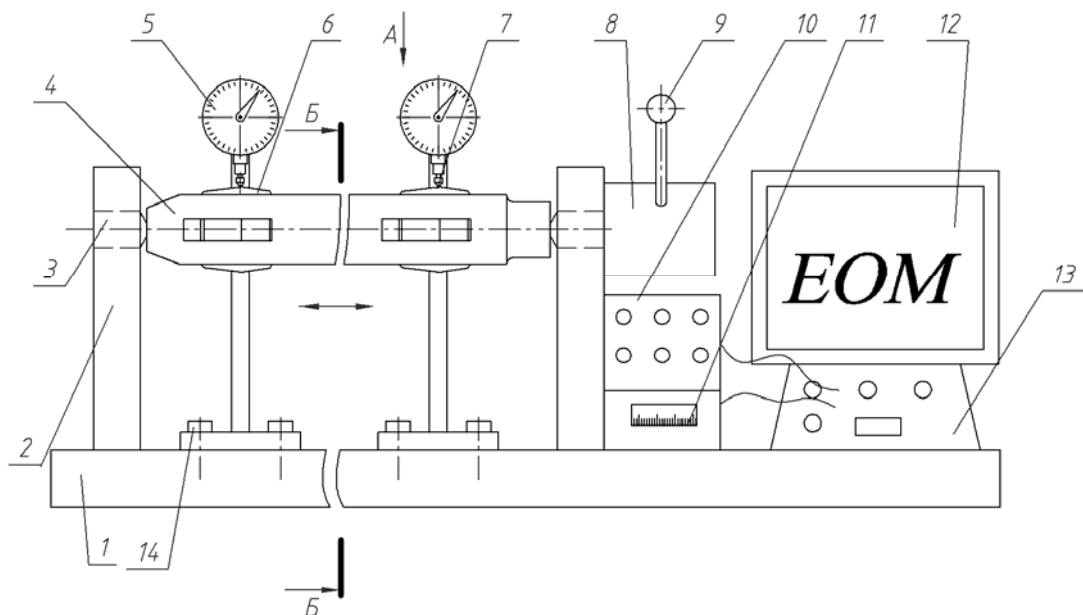


Рисунок 3 – Схема інструментального вимірювального комплексу

З двох сторін видовженої частини плити 1 виконані два паралельних Т-подібних пази, в одному з яких з можливістю осьового переміщення встановлено дві індикаторні стійки з вимірювальними головками для заміру конструктивних параметрів ріжучих елементів 6 за допомогою індикаторів точності 5. Індикаторні стійки жорстко кріпляться до плити 1 через Т-подібні пази і планки за допомогою гвинтів 14, а їх відносне зміщення здійснюють відомими способами в Т-подібному пазу. Посередині Т-подібних пазів зверху до плити 1 жорстко закріплені упорна стійка з підтискним центром 3, рукояткою 9 і механізмом осьового затиску і переміщення 8.

Ліва стійка 2 жорстко закріплена до плити 1 зліва з жорстким центром 3. Оправка 4 з ріжучими елементами 6 жорстко встановлюється в центра 3 з можливістю кругового повертання. Вимірювальні головки за допомогою щупів здійснюють заміри конструктивних параметрів ріжучих елементів 6 і вони можуть змінювати своє вертикальне положення за допомогою кріпильних елементів відомими способами.

З переду видовженої сторони плити 1 в Т-подібному пазу жорстко закріплені передні ліва стійка і передня права стійка з вимірювальними головками шорсткості поверхні ріжучих елементів 6. Ці вимірювальні головки жорстко кріпляться до стійок за допомогою болтів 7 і планок. Їх відносне зміщення можна здійснювати в пазах відомими способами.

Щупи вимірювальних головок для заміру конструктивних параметрів і шорсткості поверхонь ріжучих елементів розміщені під кутом в коловому напрямку рівним куту зміщення ріжучих кромок на інструменті і з'єднані з датчиками перетворювачами 10 і комп'ютерною системою 12. Аналогічно вимірювальні щупи точності поверхні з'єднані через датчики перетворювачі з профілографом 11 і відповідно з комп'ютерною системою 12.

Керування інструментальними вимірювальною системою здійснюється з пульта керування 13.

Еталонний зразок вимірювального інструмента встановлюють в центрах 3 і всі зняті конструктивні і шорсткісні параметри заносять в комп'ютерну систему 12 по яких здійснюється висновок про відповідність вимірювальних інструментів технічним вимогам.

Проте необхідно враховувати, що оброблювані поверхні під дією багатьох факторів мають відхилення ES, EI . При вимірюванні універсальними інструментами похибки розподіляються за законом, який близький до закону нормального розподілу. Тому для оцінки точності вимірювання використовують метрологічну характеристику – граничну похибку засобу вимірювання $\Delta_{lim} = 6\sigma$.

Для підвищення точності вимірювання, при неможливості заміру переліченими вимірними пристроями, необхідно провести багаторазові заміри з повертанням вимірного інструмента відносно вимірювальної поверхні. В такому випадку, для одержання розміру з метою оцінки точності результату необхідно похибки сумувати. Систематичні похибки сумують алгебраїчно із своїми знаками, а випадкові похибки геометрично за законом сумування незалежних випадкових подій.

В такому випадку сумарна похибка з врахуванням систематичних і

випадкових похибок

$$\Delta_{\lim \Sigma} = \sum \Delta_{i_{\text{сум}}} \pm \sqrt{\Delta_{\lim 1}^2 + \Delta_{\lim 2}^2 + \dots + \Delta_{\lim n}^2} . \quad (4)$$

Знак у квадратичної суми повинен бути однаковий із знаком суми систематичних похибок, що дозволяє визначити найбільше значення сумарної граничної похибки.

До переваг індикаторного нутроміра відноситься розширення технологічних можливостей і одночасний замір діаметра і ширини кільцевої канавки, що забезпечує підвищення точності і продуктивності замірів і його доцільно використовувати в крупносерійному і масовому виробництві.

Висновки

Описані конструкції пристроїв для заміру параметрів корпусних деталей зручні в експлуатації, вони забезпечують значне підвищення продуктивності праці і точності вимірювання в контрольних операціях для заміру ширини і глибини кільцевих канавок в отворах і шорсткості поверхонь. Виведені аналітичні залежності для визначення величин похибок і технологічного обладнання, забезпечують ресурсощадні технології. Запропоновані конструкції конструктивних пристроїв забезпечують розширення технологічних можливості оснащення з підвищенням продуктивності контролерів.

Література:

- [1] Егоров М.Ф., Дементьев В.И., Дмитриев В.Л. Технология машиностроения. М.: Высшая школа, 1978. – 534с.
- [2] Корсаков С.А. Технология машинобудування - К.: Вища школа, 1984. – 365 с.
- [3] Руденко П.О. Проективання технологічних процесів у машинобудуванні. - К.: Вища школа, 1993. – 413с.
- [4] Матвійчук А.В., Гевко І.Б. Інструменти для заміру конструктивних параметрів кільцевих канавок в отворах // Вісник Тернопільського державного технічного університету. –2003. –Т. 8, №3, –С. 58-64.
- [5] Пат.14464 Україна МКВ В21D11/06. Контрольний пристрій для заміру конструктивних параметрів деталей типу «тіл обертання» / О.Л. Ляшук, В.Б. Левенець, В.О. Дзюра, І.С. Генік. -№200511165; Заявл.25.11.2005; Опубл. 15.05.2006; Бюл. № 5. -3с.

УДК 621.91.002

Мишура Е.В., Ткаченко Н.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЫБОР И ОБОСНОВАНИЕ КРИТЕРИЕВ КАЧЕСТВА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

The influence is researched upon production of the details of heavy machine building factor deterministic and stochastic nature. Creation is offered on base neuronetwork technologies to mathematical model, taking into account influence these factor.

Введение

На Украине с конца 80-х – начала 90-х гг. 20-го века сложилась ситуация, приведшая многие отрасли промышленности, в т.ч. и машиностроение, к проблеме ресурсного кризиса. Поэтому в настоящее время технолог, проектируя техпроцесс механической обработки изделия, обязан не только учитывать эту проблему, но и стараться разработать оптимальный технологический процесс с точки зрения распределения ресурсов. Метод структуризации проектирования производственных процессов основывается на закономерностях возникновения и развития потребностей, стадийного развития техники, эволюции технических систем, соответствия между функциями и структурой технических систем.

Рассматривая технологический процесс и технологическую операцию как открытую систему, на которую оказывают влияние внешние факторы, необходимо создание перспективного подхода к повышению эффективности технологических операций механообработки, позволяющего системно повысить их качество. Для этого необходимо обосновать критерий оптимальности, учитывающий влияние на эффективность технологической операции факторов, сопровождающих производственную деятельность. Основой такого подхода может являться применение нового, комплексного критерия оптимальности технологической операции механообработки.

Актуальность такого подхода определяется, прежде всего, тем, что сама технологическая операция является системой связанных и взаимодействующих элементов – составляющих производственной системы.

Основная часть

В качестве основных, системообразующих, принципов, учитываемых при моделировании оптимальной технологической операции, можно выделить следующие:

- 1) целостность, то есть несводимость свойств системы к сумме свойств ее составляющих и невыводимость из них свойств системы;
- 2) зависимость каждого элемента, части системы (подсистемы), свойств и отношений от их места и функций (значения, назначения) внутри целого;
- 3) структурность, как возможность описания статического состояния системы через установление ее структуры, размещение элементов системы в пространстве и во времени и фиксацию сети связей и отношений этих элементов;

4) взаимозависимость системы и окружающей среды, как возможность отграничить систему от окружающей ее среды, «выделить» систему из окружающей среды путем определения ее границ;

5) иерархичность, как возможность ранжированного, упорядоченного деления системы на части, подсистемы и элементы.

Используя системообразующие принципы, обозначим общий или комплексный критерий, являющийся основным при оптимизации технологических операций.

Предлагаемый комплексный критерий F оптимальности представляет собой аддитивную свертку частных критериев K_i , снабженных весовыми коэффициентами f_i :

$$F = \sum_{i=1}^n f_i K_i, \quad (1)$$

где n – количество учитываемых частных критериев.

В аддитивной схеме используется взвешенная сумма рейтингов, в которой взвешивающий коэффициент определяет вес слагаемого в сумме. При этом

$$\sum_{i=1}^n f_i = 1. \quad (2)$$

Аддитивная схема объединения (агрегирования) применяется для оценки групповых рейтингов, в которой агрегируются микрорейтинги признаков.

Поскольку понятие композиции критериев не может априорно задаваться либо их суммой, либо другими зависимостями, то ее выявление следует производить на основе вычислительной математической конструкции, способной отражать системные свойства технологической операции, выражающиеся в совокупности слабо формализуемых и хорошо формализуемых факторов.

Для отбора комплексного критерия предъявляются следующие требования:

1) полнота – использование дополнительных критериев не меняет результаты, а отбрасывание хотя бы одного приводит к изменению результатов;

2) минимальность – набор должен содержать минимально необходимое число критериев;

3) операциональность – каждый критерий должен иметь понятную формулировку, ясный и однозначный смысл;

4) измеримость – каждый критерий должен допускать возможность адекватной оценки;

5) экономичность – связь с экономическими показателями;

6) экологичность – связь с показателями экологической безопасности механообработки.

Для i -ого перехода технологической операции величина комплексного критерия F совокупности показателей технологической операции определяется зависимостью:

$$F_i = f_1 k_1^* + f_2 k_2^* + \dots + f_n k_n^*, \quad (3)$$

где k_i^* – нормализованные значения критериев на i -ом переходе операции;

f_1, f_n – положительные числа, характеризующие относительную важность критериев, сумма которых определяется как:

$$f_1 + f_2 + \dots + f_n = 1. \quad (4)$$

Нормализация критериев, т. е. приведение их к безразмерному виду, осуществляют по формуле:

$$K_i^* = \frac{K_i - K_{\min}}{K_{\max} - K_{\min}}, \quad (5)$$

где K_{\min} и K_{\max} – минимальное и максимальное значения критерия K на множестве решений;

K_i и K_i^* – текущее и нормализованное значения критерия K на i -ом переходе операции.

Целевая функция F , представленная комплексным критерием оптимизационной задачи, определяется по формуле:

$$F_i = f_1 K_1^* + f_2 K_2^* + \dots + f_n K_n^* \rightarrow \max, \quad (6)$$

где X – совокупность признаков, описывающих оптимизируемую систему;

K_i^* – нормализованное значения частного критерия K ;

f_n – коэффициенты значимости частных критериев оптимальности.

Ограничениями данной оптимизационной задачи будут являться:

- минимальные и максимальные значения признаков, описывающих оптимизируемую систему, заданных обучающей выборкой;
- условия прохождения полного маршрута обработки;
- условия невозможности последовательного выполнения вариантов переходов в технологической операции, если они не связаны друг с другом.

Все рассматриваемые частные критерии, применимые для оптимизации технологических операций механообработки можно разделить на 3 группы: технические, экономические и социальные (связанные с человеком).

К техническим критериям относятся: точность и качество обработки.

К экономическим критериям отнесем: трудоемкость изготовления детали, производительность обработки, удельную стоимость, себестоимость обработки, продуктивность, приведенные затраты.

К социальным критериям отнесем критерий напряженности труда станочника, уровень организации рабочего места, уровень мотивации труда и подобные им.

Комплексный критерий технологической операции механообработки будет зависеть от востребованности конечной продукции, где продукция уже не просто является оптимальной с позиций системности признаков, а представляет собой результат технологических услуг, позволяющих с минимальными издержками удовлетворить потребности потребителя.

Таким образом, комплексный критерий является системой характеристик технологических операций отражающей способность производства генерировать ценность производимой продукции на всех этапах технологического процесса.

Преимущества такого подхода:

- 1) структура модели, отражающая особенности формирования комплексного критерия, идентифицируется с исходными данными, то есть

с данными идентификационного множества;

2) при определении параметров математической модели комплексного критерия (причем комплексный критерий из-за неопределенности его вида заменяется идентификационной моделью) особо важным будет являться понятие значимости входов;

3) входы модели комплексного критерия представляют собой частные критерии, построение которых может выполняться известными методами идентификации;

4) выбор частных критериев осуществляется аналитически или на основе метода экспертных оценок.

Так как вычисление комплексного критерия технологической операции не может производиться по одному критерию, оно представляет собой комплекс мероприятий, направленный на оценку взаимосвязи от проектирования технологических операций до выпуска конкурентоспособной и востребованной продукции.

Выводы

С применением комплексного подхода к оптимизации технологических операций механообработки появляется возможность проектирования и оптимизации технологических операций не только с учетом технических требований, но и с учетом слабо формализуемых требований, предъявляемых к выпускаемой и реализуемой продукции.

Предложенный метод проектирования технологических операций, основанный на принципе целостности систем и учитывающий влияние на выбор рациональных режимов резания совокупности детерминированных и стохастических факторов, может быть использован на различных машиностроительных предприятиях, так как универсальность предложенного подхода оставляет возможность адаптации метода для структуризации других параметров процесса механической обработки, а также других этапов технологического процесса производства продукции.

Литература:

- [1] Автоматизация проектирования технологических процессов в машиностроении / В.С. Корсаков, Н.М. Капустин, К.-Х. Темпельгоф, Х. Лихтенберг; Под общ. ред. Н.М. Капустина. – М.: Машиностроение, 1995. – 304 с., ил.
- [2] Еськов А.Л., Зуева Е.В. (Мишура Е.В.), Хаев Г.Л. Многокритериальная оптимизация процесса механообработки с учетом стабильности и трудового потенциала станочников. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем: Сб. статей. – Краматорск: ДГМА, 1997. – Т.2. – С. 147–156.
- [3] Кохан Д., Якобс Г.Ю. Проектирование технологических процессов и переработка информации: Пер. с нем./ Пер. к.т.н. Колотенкова В.Ф. – М.: Машиностроение, 2001. – 312 с., ил.

УКД 621.86

Ляшук О.Л.

ТДТУ ім. І. Пулюя, м. Тернопіль, Україна

ОБГРУНТУВАННЯ КОНСТРУКТИВНИХ І ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗУБЧАСТИХ НАВИВНИХ КОЛІС

The method of purveyances making of gear-wheels lift-transport winches by the method of band purveyance curling is resulted. Analytical dependences are shown out for determination of tribological terms of curling process and structural parameters of devices taking into account the terms of curling of purveyances, and also device for realization of this process.

Постановка проблеми

Збірне зубчасте навивне колесо відноситься до галузі машинобудування і може мати використання в одиничному і дрібносерійному виробництві, як при виготовленні так і при ремонті машин особливо в якості паразитних коліс, а також в механізмах з невеликими навантаженнями.

Мета досліджень

Метою є розроблення збірного зубчастого навивного колеса з розширеними технологічними можливостями і ремонтпридатність шляхом його виконання у вигляді корпусу з маточиною і фланцем, диска з нарізаними зубами, який з'єднаний з фланцем гвинтами.

Робота виконується згідно з координаційним планом Комітету з питань науки і техніки Міністерства освіти і науки України з розділу “Машинобудування” “Високоєфективні технологічні процеси в машинобудуванні” на 2004-2008 роки.

Аналіз останніх досліджень

Робота збірного навивного колеса здійснюється за аналогією відомих, але питання проектування зубчастого навивного колеса на даний час в повній мірі не вирішено [1,2,3].

Результати досліджень

Збірне зубчасте навивне колесо (рис.1) виконано у вигляді корпусу 1 з лівим фланцем 2, на торцевій внутрішній площині якого виконано торцевий гвинтовий виток 3 з кроком рівним товщині заготовки навивного колеса 4. В маточині 5 корпусу 1 виконано наскрізний шліцевий отвір 6, яким він жорстко встановлений на привідний шліцевий вал 7 з можливістю осевого переміщення.

У фланці на рівні його середнього діаметру рівномірно по колу виконано, наприклад, чотири наскрізні отвори 8, які є співвісними з наскрізними еліптичними отворами 9 гвинтової заготовки навивного диска 4 і наскрізними отворами 10 та правого притискного диска 11 в які встановлені стяжні гвинти 12, які жорстко закріплені гайками 13 з контргайками. З внутрішнього торця притискного диска 11 виконано гвинтовий виток 14, аналогічно гвинтовому витку 3 фланця 2 з кроком рівним товщині заготовки 4 навивного колеса.

По зовнішньому діаметру навивного диска 4 виконано зубчасте зачеплення 15 необхідного розміру і типу. Навивний диск з корпусом жорстко кріпляться на шліцевому валу 7 за допомогою гайки 16 і контргайки. Регулювання величини зазору між сусідніми гвинтовими витками 4 здійснюється їх скручуванням за допомогою торців 3 і 4 притискним диском 11 на шліцах вала 7.

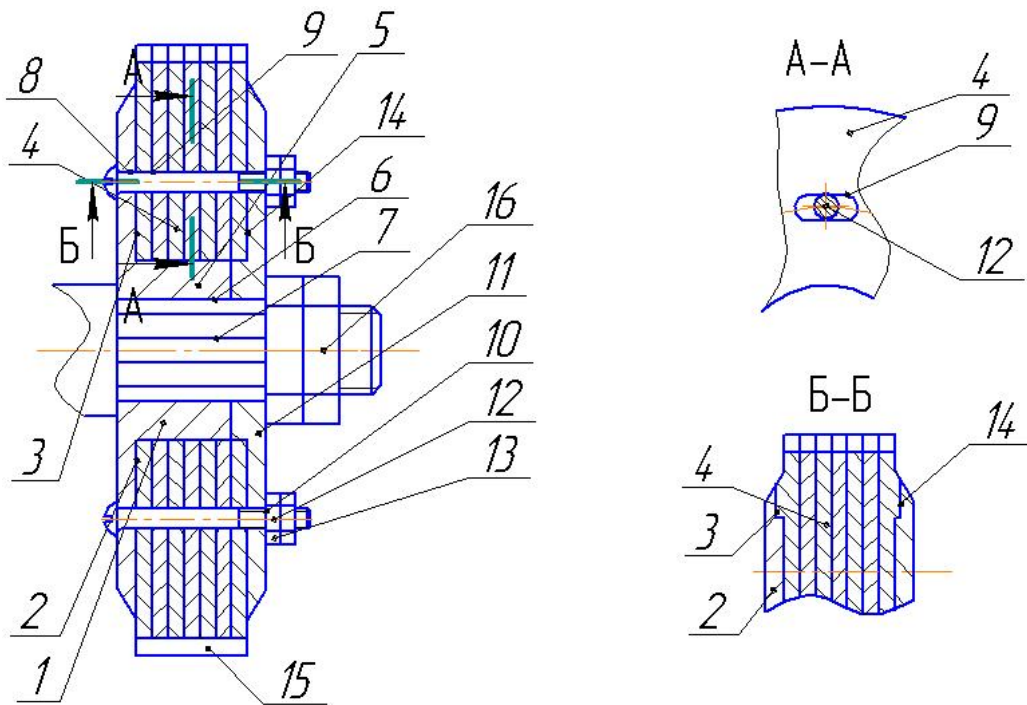


Рисунок 1 – Збірне зубчасте навивне колесо

Еліпсні отвори 9 забезпечують нормальну роботу збірного зубчастого навивного колеса коли деталі в процесі їх виготовлення мають відхилення від розмірів і вони їх компенсують.

Вибір матеріалу проходить для зубчастих коліс в необхідності від зносостійкості поверхонь шарів зубів. Найбільш часто колеса виготовляються марок сталей 35, 40, 45 і 50Г, а також легованих сталей 40Х, 45ХН.

При середніх навантаженнях для зменшення термообробки на зубчастих колесах зуби нарізаються після нормалізації заготовок із твердістю $HV \leq 320 \div 350$. При великій навантаженні зуби підлягають поверхневої запалки із із твердістю $HV > 350$ і наступної чистової обробки – шліфування.

Приведено схему пристрою (рис.2) для виготовлення збірного зубчастого навивного колеса. Воно складається з еліпсної оправки 1, яка лівим кінцем жорстко кріпиться в патрон 2 токарного верстату, а правим кінцем підтиснута центром 10.

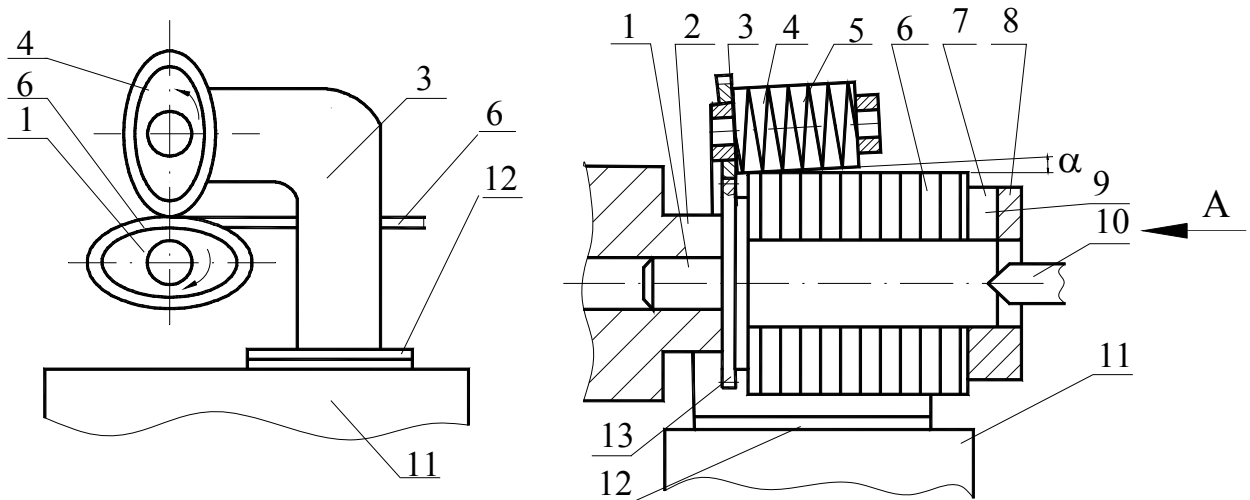


Рис. 2. Схема пристрою для виготовлення збірного зубчасте навивне колесо

У верхній частині над оправою на кронштейні встановлено притискний формувальний ролик 4, який за допомогою двох опор встановлено в кронштейні 3 з можливістю обертового руху навколо власної осі.

На зовнішній поверхні формувального ролика виконано гвинтову канавку 5, що сприяє переміщенню гвинтової заготовки із зони формоутворення. Ролик 4 по відношенню до оправи 1 встановлено так, щоб зубчасті колеса 13, розміщені на ролику і на оправі, перебували в зачепленні. Для закріплення кінця заготовки використовують еліпсну втулку 7 з осьовим торцевим пазом 9, яка має осьове переміщення по еліпсній частині оправи 1. Кронштейн 3 жорстко кріпиться до супорта верстату 11 через регулювальні прокладки 12, товщина яких підбирається залежно від ширини смуги, з якої виготовляється гвинтова заготовка 6. Після навивання 2-5 витків еліпсна втулка знімається з оправи і процес навивання здійснюється неперервно.

Трибологічна умова реалізації процесу неперервного навивання для встановленого режиму має вигляд:

$$\int_0^{\phi} H_o \mu_o \sigma_r(\phi, N, \dots) (ab\tilde{B})^{\frac{1}{2}} \left(b^2 \cos^2 \phi + a^2 \sin^2 \phi \right)^{\frac{1}{4}} d\phi \leq \tilde{F}, \quad (1)$$

де $\sigma_r(\phi, N, \dots)$ - контактне нормальне напруження на оправі, яке визначається з енергетичної умови пластичності та умови рівноваги для згину; a, b - півосі еліпсного профілю поперечного перерізу оправи; N - поздовжнє зусилля яке має місце у зоні згину; μ_o - коефіцієнт тертя стрічки по оправі в напрямку її зміщення; \tilde{F} - сила зсуву пакету витків.

Розв'язок одержаного рівняння (1) ускладнений, тому для практичних розрахунків можна використовувати наближену залежність вигляду:

$$\frac{2 \pi N \mu_o a L \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - [1 - (b/a)^2 \sin^2 \alpha]} d\alpha}{\tilde{\zeta} H_E \int_0^{\pi/2} \sqrt{[(\rho \cos \phi)']^2 + [(\rho \sin \phi)']^2 + [(H \phi / 2 \pi)']^2}} \leq \tilde{F}; \quad (2)$$

$$\rho = a b / \left(b^2 \cos^2 \phi + a^2 \sin^2 \phi \right)^{\frac{1}{2}}, \quad H_E = H(\tilde{\phi});$$

де $\tilde{\phi}$ визначається в інтервалі $[0; \pi/2]$ із рівняння $dH/d\phi = 0$;

$$H = H_o (\tilde{B}/ab)^{\frac{1}{2}} \left(b^2 \cos^2 \phi + a^2 \sin^2 \phi \right)^{\frac{1}{4}}; \quad (3)$$

$\tilde{\zeta}$ - коефіцієнт суцільності прилягання витків.

Внаслідок значного впливу на величини коефіцієнтів тертя μ_1, μ_o стану поверхні стрічки, що згинається (окалини, раковини, забруднення мастилами), точний вибір їх значень проблематичний. Для конструювання пристроїв рекомендується приймати для заготовок із гарячекатаного прокату $\mu_1(\mu_o) < 0,2$, для холоднокатаного $\mu_1(\mu_o) < 0,12$. Для збільшення фрикційної взаємодії

оправи (валків) із заготовкою доцільно передбачати на їх поверхнях 3-4 поздовжні канавки. При конструюванні валків слід враховувати, що коефіцієнт тертя кочення валків по заготовці із гарячекатаного листа чорного металу $f=0,8$, по заготовці із холоднокатаного листа чорного металу $f=0,5$ і по заготовці із кольорового металу $f=0,3 - 0,4$, а коефіцієнт тертя кочення валків по опорним роликама $f=0,2$.

До переваг збірного зубчастого навивного колеса відноситься розширення технологічних можливостей і покращення ремонтпридатності.

Висновки

1. Запропоновано новий метод виготовлення навивних заготовок зубчастих коліс способом навивання, який забезпечує високий коефіцієнт використання матеріалу, що особливо в одиничному і дрібносерійному, а також в ремонтному виробництві.

2. Виведені аналітичні залежності для визначення і реалізації процесу неперервного навивання для збірного зубчастого навивного колеса.

Література:

- [1] Косилова А.Г., Суков М.Ф. Технология производства подъемно-транспортных машин. – М.: Машиностроение., 1982. –301 с.
- [2] Машнин Е.Н. Гибка и правка на ротационных машинах. - М.: Машстрой, 1977.- 269 с.
- [3] Гевко Б.М. Технология изготовления спиралей шнеков. - Львів, Вища школа. Изд-во при Львов. ун-те, 1986.-128с.
- [4] Первицкий Ю.Д. «Расчет и конструирование точных механизмов», Л.: Машиностроение, 1976. – 449с.

РОЗДІЛ 4

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.952

Пермяков А.А.¹, Пациора А.П.²

НТУ "ХПИ"¹, г.Харьков, ЗАО "НКМЗ"², г.Краматорск, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СИЛОВОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ В УСЛОВИЯХ ОПРЕДЕЛЁННОСТИ БАЗИРОВАНИЯ

The article proposes the mathematic model of the force interaction of any deep holes processing definitely-based tools with workpiece. The method of the calculation magnitude and direction of the resulting loading force is given

Введение

Многофакторность параметров точности и качества формообразования в обработке резанием требует тщательного подхода к каждому элементу технологической системы. При обработке глубоких отверстий даже незначительные отклонения параметров технологической системы отражаются с гораздо большей кратностью на качестве и точности поверхности по сравнению с другими операциями технологического процесса. В связи с этим технологический процесс обработки точного глубокого отверстия предполагает после операции сверления введение дорогостоящих проходов растачивания, развёртывания и пр. в то время как требуемую точность и шероховатость зачастую можно получить уже на операции сверления.

Особое значение имеет погрешность базирования глубоко-сверлильных головок. В этом отношении наиболее перспективны инструменты с определённостью базирования, при работе которых в качестве базы инструмента используется поверхность обработанного отверстия. Так как по сравнению с инструментами других конструкций они обеспечивают большую точность размеров и формы отверстия, а также гораздо меньшую шероховатость их поверхностей [1].

Сама концепция определённости базирования предполагает преобразование всех сил резания действующих на инструмент в результирующую, постоянную по направлению и величине на протяжении всего процесса резания. При этом теоретически для процесса резания достаточно одной направляющей в точке приложения результирующей. Вопросам определённости базирования посвящено несколько работ как в отечественной [1, 2, 3, 4, 9], так и в зарубежной [5, 6, 7] литературе, где рассмотрены основные схемы и системы сил в одно и многолезвийных инструментах с определённостью базирования. Основная задача, решаемая при этом – выдача рекомендаций к взаимному расположению режущей части и направляющих элементов сверлильных головок таким образом, чтобы сумма возникающих на лезвиях сил обеспечивала устойчивое положение инструмента в отверстии, а также обеспечивался равномерный износ направляющих элементов.

Основная часть

В настоящее время наибольшее распространение получили многолезвийные головки глубокого сверления, работающие по методу деления ширины реза (рисунок 1).

Данная концепция сверления обладает следующими преимуществами:

- а) обеспечивает определённую базирование;
- б) обеспечивает минимальную нагрузку на направляющие по сравнению с головками одностороннего резания;
- в) позволяет разделить ширину реза на n частей, обеспечивая лёгкий отвод стружки;
- г) позволяет разгрузить режущую кромку, тем самым, увеличив суммарную стойкость инструмента.



Рисунок 1 – Многолезвийные головки глубокого сверления с определённой базирование

Особенно явно проявляются эти преимущества при сверлении больших диаметров, когда силы резания достигают нескольких тонн.

Точное определение вектора результирующей силы взаимодействия инструмента и заготовки, взаимного расположения направляющих такого инструмента предопределяют успех операции глубокого сверления. Для определения его величины и направления необходима математическая модель силового взаимодействия инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определённости базирования. Рассмотренные работы содержат только схемы сил и расчётные зависимости, требующие знания величин сил резания на каждой кромке. Рекомендуемые зависимости не дают однозначного ответа по величине и направлению искомого вектора результирующей. Поэтому работы содержат только общие рекомендации по углам расположения режущей части и направляющих инструмента. Использование таких рекомендаций на практике приводит к появлению несбалансированной составляющей в системе сил, приложенной к сверлильной головке, снижению качества и точности обрабатываемых отверстий. Кроме того, предложенные в указанных работах зависимости не учитывают массы инструмента, которая при больших диаметрах обработки влияет на величину и направление вектора результирующей силы взаимодействия инструмента и заготовки.

С целью определения вектора результирующей силы и построения эпюры нагружения направляющих головки глубокого сверления нами предложена математическая модель силового взаимодействия n -кромочного инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определённости базирования.

На рисунке 2 представлена схема сил, действующих на 9-резцовую сверлильную головку $\varnothing 250$ мм в плоскости XU .

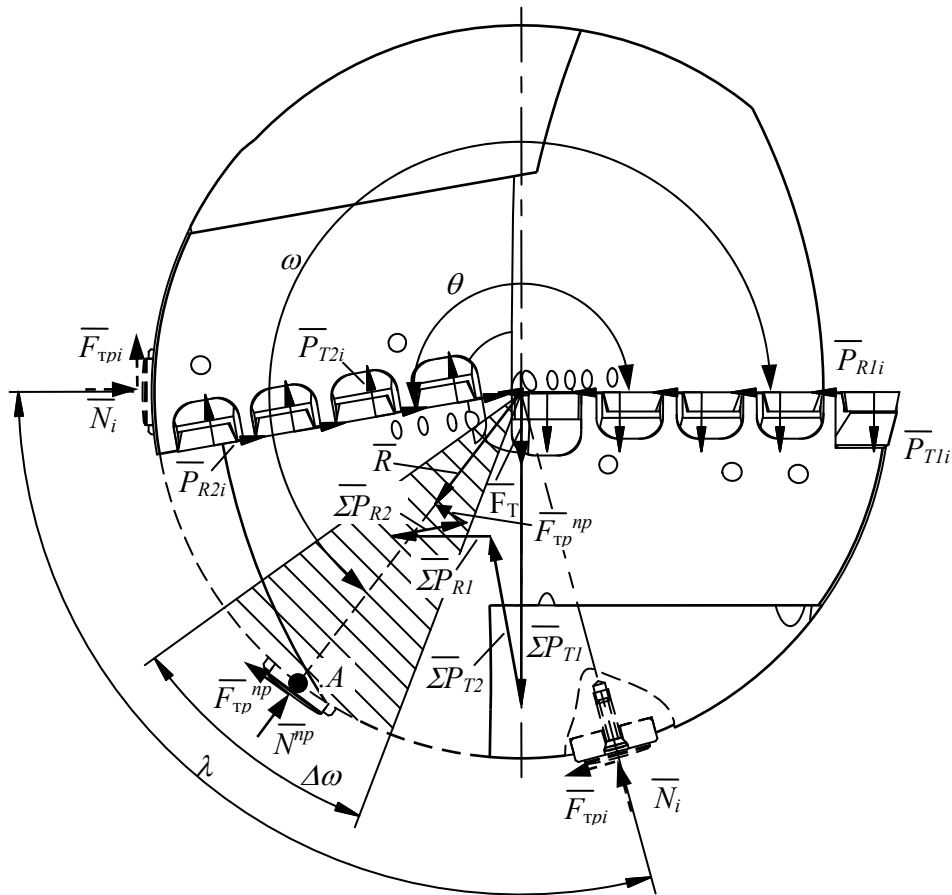


Рисунок 2 – Схема сил, действующих на 9-резовую сверлильную головку Ø250 мм

Уравнение сил в векторной форме имеет вид:

$$\bar{R} + \sum_{i=1}^n \bar{P}_{Ti} + \sum_{i=1}^n \bar{P}_{Ri} + \sum_{j=1}^k \bar{F}_{mpj} + \bar{F}_T = 0, \quad (1)$$

где \bar{R} - результирующая сил резания; \bar{P}_{Ti} - тангенциальная сила резания на i -той режущей пластине; \bar{P}_{Ri} - радиальная сила резания на i -той режущей пластине; n - количество режущих пластин; \bar{F}_{mpj} - сила трения на j -й направляющей; k - количество направляющих (на рисунке 2 показаны штриховой линией две направляющие с углом λ между ними).

Аналогично [6] исходим из того, что в головках с определённой базированием существует единственная точка приложения вектора \bar{R} . Т.е., для упрощения модели нагружения принимаем:

- отсутствие внешних вибраций;
- материал заготовки обладает равномерностью механических свойств в поперечном и продольном направлениях;
- совпадение осей режущего инструмента и заготовки.

Тогда k -число направляющих заменим одной воображаемой, расположенной в точке A приложения вектора \bar{R} (рисунок 2):

$$\sum_{j=1}^k \bar{F}_{mpj} = \bar{F}_{mp}^{np}, \quad (2)$$

где $F_{mp}^{np} = \mu R$ - приведенная сила трения – сила трения в точке A ; μ - коэффициент трения между направляющими инструмента и обрабатываемым отверстием в точке A .

Из системы уравнений разложения по осям XU векторного равенства (1) путём алгебраического исключения параметра R нами получена зависимость, характеризующая направление вектора результирующей нагрузки \bar{R} :

$$S = tg \omega = \frac{1 - a\mu}{\mu + a}, \quad (3)$$

где a – безразмерный параметр, зависящий исключительно от сил резания \bar{P}_{Ti} , \bar{P}_{Ri} на режущих кромках, их количества и взаимного расположения, массы инструмента; ω - угол равновесия, характеризующий теоретическое направление результирующей нагрузки \bar{R} .

Аналогичные преобразования для случая головки глубокого растачивания показали справедливость зависимости (3) для любого инструмента с определённой базированием. Конструктивные же особенности (количество n режущих пластин, углы их расположения, схема работы – сверление или растачивание и пр.) характеризуются безразмерным параметром a , который для случая головки приведенной на рисунке 2, имеет вид:

$$a = \frac{\sum P_{T2} \cdot \sin \theta - \sum P_{R2} \cdot \cos \theta - \sum P_{R1}}{-\sum P_{T2} \cdot \cos \theta - \sum P_{R2} \cdot \sin \theta - \sum P_{T1} - F_T}; \quad (4)$$

Тогда величина результирующей силы R может быть рассчитана как:

$$R = \frac{\sum P_{T2} \cdot \sin \theta - \sum P_{R2} \cdot \cos \theta - \sum P_{R1}}{\cos \omega - \mu \cdot \sin \omega} \quad (5)$$

На практике угол равновесия изменяется в пределах $\Delta \omega$ (рисунок 2), что обуславливает необходимость работы инструмента как минимум с двумя направляющими.

Для определения параметра a целесообразно использовать известную зависимость расчёта силы резания [8]:

$$P_{T,R} = c_{P_{T,R}} \cdot t^{X_{T,R}} \cdot s^{Y_{T,R}} \cdot D^{n_{T,R}} \cdot k_p, \quad (6)$$

где $c_{P_{T,R}}$ - постоянная для конкретных условий обработки; x, y, n – показатели, учитывающие степень влияния параметров резания на величину силы резания; t – глубина резания; s – подача; D – диаметр обработки, отражающий влияние скорости резания V ; k_p – поправочный коэффициент, учитывающий фактические условия резания.

Поскольку величины c_p, s, k_p равны для всех пластин принимающих участие в резании конкретно взятой сверлильной головкой, введём параметры $Z = c_{P_T} \cdot s^{Y_T} \cdot k_p$ и $Y = c_{P_R} \cdot s^{Y_R} \cdot k_p$ для тангенциальной и радиальной составляющих силы резания соответственно. Тогда уравнение (6) для i -й режущей пластины примет вид:

$$\begin{aligned} P_{Ti} &= Z \cdot t_i^{X_T} \cdot D_i^{n_T}, \\ P_{Ri} &= Y \cdot t_i^{X_R} \cdot D_i^{n_R}; \end{aligned} \quad (7)$$

где t_i – глубина резания i -й пластины, D_i – диаметр резания i -й пластины.

Глубина t и диаметр резания D являются исключительно конструктивными параметрами инструмента, заранее известными.

Параметры Z , Y и показатели степени x , n отображают особенности самого процесса резания и могут быть получены экспериментальным путём.

В результате, используя известное соотношение между тангенциальной и радиальной составляющими силы резания $k=P_T/P_R$, получим:

$$a = k \cdot \frac{\sum_{i=1}^m t_i^{X_T} \cdot D_i^{n_T} \cdot \sin \theta - \sum_{i=1}^m t_i^{X_R} \cdot D_i^{n_R} \cdot \cos \theta - \sum_{j=1}^l t_j^{X_R} \cdot D_j^{n_R}}{-\sum_{i=1}^m t_i^{X_T} \cdot D_i^{n_T} \cdot \cos \theta - \sum_{i=1}^m t_i^{X_R} \cdot D_i^{n_R} \cdot \sin \theta - \sum_{j=1}^l t_j^{X_T} \cdot D_j^{n_T} - F_T}, \quad (8)$$

где m – количество режущих пластин слева от оси головки (рисунок2);
 l – количество режущих пластин справа от оси головки.

Выводы

Таким образом, предложенная модель силового взаимодействия инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определённости базирования, позволяет:

–определить величину и направление результирующей сил взаимодействия в системе инструмент-деталь при работе любым инструментом с определённой базирования, как исходные данные для последующего проектирования;

–отделить силовой параметр a , что в дальнейшем позволит провести анализ влияния износа направляющих инструмента и непосредственно коэффициента трения μ между направляющими и обработанной поверхностью на качество и точность глубокого сверления (расточивания) инструментом с определённой базирования;

–произвести исследование изменения величины и направления вектора результирующей нагрузки \bar{R} в процессе износа направляющих.

Литература:

- [1] Инструменты для обработки точных отверстий / С.В. Кирсанов, В.А. Гречишников и др. - 2-е изд., исп. и доп. - М.: Машиностроение, 2005. - 336 с.
- [2] Обработка глубоких отверстий / Н.Ф. Уткин и др.; Под ред. Н.Ф. Уткина. - Л.: Машиностроение, 1988. -268с.
- [3] Троицкий Н.Д. Глубокое сверление: - Л.: Машиностроение,1971-276с.
- [4] Осман М.О., Латиневич В.М. Усовершенствование многолезвийного инструмента для расточки инструмента по способу БТА//Конструирование и технология машиностроения. 1976. №2. с.93-100
- [5] Pflugar F. Aspecte zur konstruktiven Gestaltung von EinlippenTiefbohrwerkzeugen// Werkstattstechnik, 1997. V. 67, №4, S.211-218
- [6] Stockert R. Weber. U. Auslegung von einschneidigen Tiefbohrwerkzeugen mit zwei Einzelschneiden// VDI-Zeitschrift, 1978. V. 120, №22, S.1057-1061.
- [7] Stockert R. Weber. U. Beitrag zur konstruktiven Auslegung mehrschneidiger Tiefbohrwerkzeugen// Industrie-Anzeiger, 1977, V.99, №22, S.390-391.
- [8] Грановский Г. И., Грановский В. Г. Резание металлов: Учебник для машиностр. и приборостр. спец. вузов. — М.: Высш. шк., 1985. — 304 с., ил.
- [9] Фридман Ю.М. Расчёт направляющих сверла при скоростном сверлении глубоких отверстий// Производство и эксплуатация инструмента. Опыт уральских заводов. Вип. 7. М. - Свердловск: Машгиз, 1955. с. 116 – 129.

УДК 921.9.01

Швец С.В.

СумГУ, г.Сумы, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Results of experimental researches of a profile micro the irregularity organized in conditions of plastic deformations at turning are described. The mechanism of forming of parameters of a roughness is offered. Algorithms are developed for forecasting calculations of parameters of a roughness at turning plastic materials.

Введение

Высоту шероховатости определяют геометрия и кинематика движения лезвия, вибрации, пластическая деформация и разрушение в зоне резания, точность режущей кромки [1 - 10]. Однако основное влияние на параметры шероховатости обработанной поверхности оказывают два основных фактора. Это геометрический (совокупность геометрических элементов и параметров движения лезвия) и пластический (развитие пластической деформации в зоне резания). На шероховатость влияют зазубренность режущей кромки и вибрации, но эти факторы не являются следствием процесса резания. Их легко устранить, применяя качественный инструмент и правильно выбранное оборудование. Геометрически сформированная высота остаточного гребешка может быть рассчитана по формулам при известной подаче и геометрии лезвия [5, 9]. Та или иная формула применяется в зависимости от распределения работы резания между главным и вспомогательным лезвиями и переходной дугой между ними. Однако в этом и заключается основная трудность. Определить правомерность использования одной из формул можно после трудоемкого геометрического анализа (после его выполнения отпадает необходимость в самой формуле). Как выход из такой ситуации предложен ряд ограничивающих неравенств, позволяющих выбрать нужную формулу, например, $\varphi \geq \arcsin \frac{S}{2r}$ и $\varphi^1 < \arcsin \frac{S}{2r}$.

Но эти выражения не всегда математически корректны – возможны такие значения подачи S и радиуса при вершине r , при которых синус не существует. В дальнейшем работы в этом направлении не развивались в связи с тем, что результаты расчета практического значения не имели, так как сильно искажались вторым определяющим фактором – пластической деформацией. Механизм формирования шероховатости в условиях развитой пластической деформации до сих пор не выяснен, поэтому расчетных методов прогнозирования параметров шероховатости не существует. Используются эмпирические выражения вида $Ra = k_0 \frac{S^{k_1} \gamma^{k_2}}{r^{k_3} V^{k_4}}$, обобщающие влияние всех присутствующих в эксперименте факторов. Целью настоящей статьи является уточнение механизма изменения геометрически сформированной высоты остаточного гребешка в результате пластической деформации и создание формализованных методов расчета параметров шероховатости.

Геометрическое формирование высоты остаточного гребешка

Для расчета геометрически формируемой высоты шероховатости используется метод определения ординат пересечения линий и окружностей, которые очерчивают режущую кромку в ее последовательных положениях при осуществлении движения подачи.

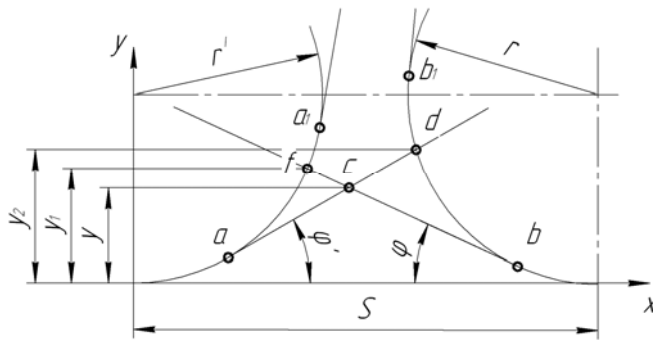


Рисунок 1 – Схема для расчета высоты остаточного гребешка

Формализация расчета параметров шероховатости Rz и Ra происходит следующим образом. Учитывая только геометрические и кинематические факторы, приравняем параметр Rz к теоретической высоте остаточного гребня h_1 . Величина h_1 это ордината точки c (рис. 1), в которой пересекаются некоторые прямые (касательная к кругу радиуса r^1 в точке a и касательная

к кругу радиуса r в точке b). Причем $r = r^1$ потому, что это одно и то же лезвие, показанное на смежных витках траектории с шагом, который равняется подаче S . Остаточный гребешок формируется главной режущей кромкой (часть дуги радиуса r и отрезок bc) и вспомогательной режущей кромкой (часть дуги радиуса r^1 и отрезок ac).

Уравнение прямой, которая проходит через точку $a(x_a, y_a)$ под углом φ^1 к оси абсцисс

$$y|_a = A + k \cdot x \quad (1)$$

Если, $y_a = r(1 - \cos \varphi^1)$ и $k = \text{tg} \varphi^1$, то тогда $A = r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right)$, и выражение (1) будет иметь вид

$$y|_a = r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right) + x \cdot \text{tg} \varphi^1 \quad (2)$$

Уравнение касательной к кругу в точке $b(x_b; y_b)$

$$y|_b = B + q \cdot x \quad (3)$$

Ордината этой точки $y_b = r(1 - \cos \varphi)$ и $q = \text{tg} \varphi$.

Следовательно $B = r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi} \right) + S \cdot \text{tg} \varphi$ и выражение (3) можно записать как

$$y|_b = r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi} \right) + S \cdot \text{tg} \varphi - x \cdot \text{tg} \varphi \quad (4)$$

Решая систему уравнений из (2) и (4) получаем ординату точки c

$$y = S \cdot \frac{\text{tg} \varphi^1 \cdot \text{tg} \varphi}{\text{tg} \varphi^1 + \text{tg} \varphi} + \frac{r}{\text{tg} \varphi^1 + \text{tg} \varphi} \left[\text{tg} \varphi^1 \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi} \right) + \text{tg} \varphi \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right) \right] \quad (5)$$

Эта формула ($h_1 = y$) может быть использована при $2r > S > 2r^1$, при условии $y_a < y$ и $y_b < y$.

Если же $S \leq 2r$, то окружности радиусов r и r^1 пересекаются и координаты точки их пересечения определяются при совместимом решении уравнений

$$(y - r)^2 + x^2 = r^2 \quad (6)$$

$$(y - r)^2 + (x - S)^2 = r^2 \quad (7)$$

Находим, что ордината пересечения этих окружностей

$$y_k = r - \frac{\sqrt{4r^2 - S}}{2} \quad (8)$$

Если $y_a > y_k$ и $y_b > y_k$ (то есть точка a находится в положении a_1 , а точка b в положении b_1 (рис. 1)), то $h_1 = y_k$. При условии $y_a < y_k$ и $y_b < y_k - h_1$ определяется по формуле (5) при любой подаче.

Остаточный гребешок, когда точка a находится в положении a_1 , может ограничиваться частью дуги радиуса r , отрезком bf и дугой радиуса r^1 (при $y_{a1} > v$ и $y_b < y$). Решая систему уравнений из (4) и (6) находим ординату точки f

$$y_1 = r(1 - \cos \varphi) + S \cdot \sin \varphi \cos \varphi - \sin \varphi \sqrt{S \cdot \sin \varphi (2r - S \cdot \sin \varphi)} \quad (9)$$

Высота остаточного гребешка $h_1 = y_1$.

В случае когда точка b находится в положении b_1 , остаточный гребешок ограничивается частью дуги радиуса r_1 , отрезком ad и дугой радиуса r (при $y_a < y$ и $y_{b1} > y$). Высота $h_1 = y_2$ рассчитывается по формуле, которая получена из совместимого решения уравнений окружности (7) и прямолинейного участка вспомогательной режущей кромки (2). По своей структуре она соответствует формуле (9), но угол φ заменен на угол φ^1

$$y_2 = r(1 - \cos \varphi^1) + S \sin \varphi^1 \cos \varphi^1 - \sin \varphi^1 \sqrt{S \sin \varphi^1 (2r - S \sin \varphi^1)} \quad (10)$$

Алгоритм расчета $Rz = h_1$ на ЭВМ представлен на рис.2.

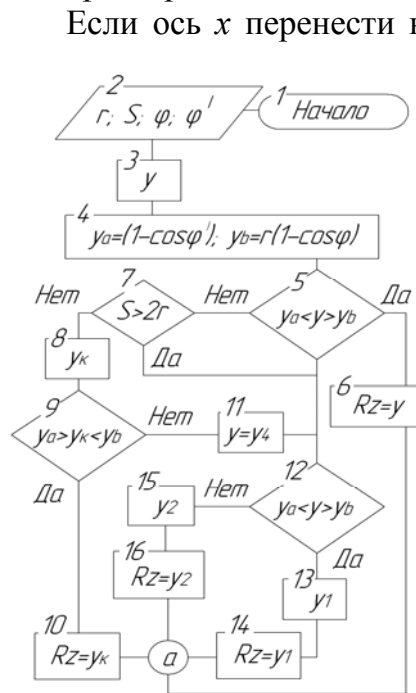


Рисунок 2 - Алгоритм расчета высоты неровностей профиля

После преобразований

$$F_k = \left(r - \frac{Rz}{2} \right) \Big|_{x_1}^{x_2} - \frac{r^2}{2} \arcsin \frac{x}{r} \Big|_{x_1}^{x_2} - \frac{x}{2} \sqrt{r^2 - x^2} \Big|_{x_1}^{x_2},$$

$$F_k = \left(r - \frac{Rz}{2} \right) (x_2 - x_1) - \frac{r^2}{2} \left(\arcsin \frac{x_2}{r} - \arcsin \frac{x_1}{r} \right) - \frac{x_2}{2} \sqrt{r^2 - x_2^2} + \frac{x_1}{2} \sqrt{r^2 - x_1^2} \quad (11)$$

Это выражение позволяет определить площади F_1, F_2, F_3 (табл. 1),

создать алгоритм расчета среднего арифметического отклонения профиля. Этот параметр определяется по формуле

$$Ra = \frac{1}{l} \left(\int_0^{x_a} |y(x)| dx + \int_{x_a}^{x_b} |y(x)| dx + \dots + \int_{x_n}^l |y(x)| dx \right),$$

где l – длина базовой линии;

x_a, x_b, \dots, x_n – координаты, которые ограничивают функцию $y(x)$ на оси x .

Уравнение круга радиусом r при таком перенесении оси x приобретет вид

$$\left(y - r + \frac{Rz}{2} \right)^2 + x^2 = r^2.$$

Тогда $y = r - \frac{Rz}{2} \pm \sqrt{r^2 - x^2}$, а площадь под дугой, которая ограничивает соответствующий участок шероховатости, равняется

$$F_k = \int_{x_1}^{x_2} \left(r - \frac{Rz}{2} - \sqrt{r^2 - x^2} \right) dx.$$

ограниченные дугой окружности радиуса r . По этой же формуле можно найти и площади F_4, F_5, F_6 (ограниченные догой радиуса r^1), если вместо значений x_1 и x_2 подставляют координаты начала и конца дуги, уменьшенные на величину S .

Площади F_9, F_{10}, F_{11} , которые ограничиваются вспомогательной режущей кромкой, в соответствии с (2), определяются по формуле

$$F_{\delta} = \int_{x_1}^{x_2} \left(r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right) + x \operatorname{tg} \varphi^1 - \frac{Rz}{2} \right) dx,$$

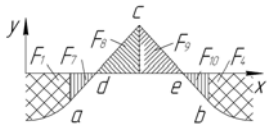

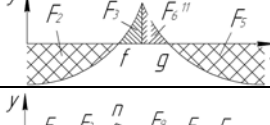
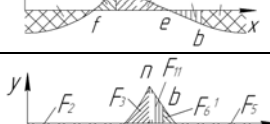

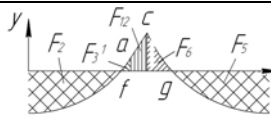
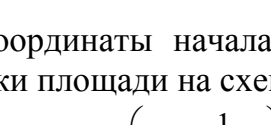
$$F_{\delta} = \left(r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right) - \frac{Rz}{2} \right) (x_2 - x_1) + \frac{\operatorname{tg} \varphi^1}{2} (x_2^2 - x_1^2). \quad (12)$$

Площади F_7, F_8, F_{12} , ограничены главной режущей кромкой, в соответствии с (4), определяются по формуле

$$F_z = \int_{x_1}^{x_2} \left(r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi} \right) - x \operatorname{tg} \varphi + S \operatorname{tg} \varphi - \frac{Rz}{2} \right) dx,$$

$$F_z = \left(r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right) - \frac{Rz}{2} + S \operatorname{tg} \varphi \right) (x_2 - x_1) - \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2} (x_2^2 - x_1^2). \quad (13)$$

Таблица 1 – Формирование среднего отклонения профиля поверхности

| № | Отклонение профиля поверхности от средней линии | Слагаемые площади шероховатости и условия их создания |
|---|---|--|
| 1 |  | $F = F_1 + F_7 + F_8 + F_9 + F_{10} + F_4$ $y_a < Rz; y_b < Rz; y_a < Rz/2; y_b < Rz/2;$ |
| 2 |  | $F = F_2 + F_3^1 + F_{12} + F_{11} + F_6^1 + F_5$ $y_a < Rz; y_b < Rz; y_a > Rz/2; y_b > Rz/2;$ |
| 3 |  | $F = F_2 + F_3 + F_6^{11} + F_5$ $y_a > Rz; y_b > Rz;$ |
| 4 |  | $F = F_2 + F_3 + F_9 + F_{10} + F_4$ $y_a > Rz; y_b < Rz; y_b < Rz/2;$ |
| 5 |  | $F = F_2 + F_3 + F_{11} + F_6^1 + F_5$ $y_a > Rz; y_b < Rz; y_b > Rz/2;$ |
| 6 |  | $F = F_1 + F_7 + F_8 + F_6 + F_5$ $y_a < Rz; y_b > Rz; y_a < Rz/2;$ |
| 7 |  | $F = F_2 + F_3^1 + F_{12} + F_6 + F_5$ $y_a < Rz; y_b > Rz; y_a > Rz/2;$ |

Координаты начала и конца линий, которые ограничивают характерные участки площади на схеме для определения Ra , равняются

$$x_a = \frac{y_a - r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right)}{\operatorname{tg} \varphi^1}; \quad x_d = \frac{\frac{Rz}{2} - r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right)}{\operatorname{tg} \varphi^1}; \quad x_c = \frac{Rz - r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi^1} \right)}{\operatorname{tg} \varphi^1};$$

$$x_e = \frac{-\frac{Rz}{2} - r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi}\right) + Stg \varphi}{tg \varphi}; \quad x_b = \frac{-y_b + r \left(1 - \frac{1}{\cos \varphi}\right) + Stg \varphi}{tg \varphi}; \quad x_f = \sqrt{r^2 - \left(\frac{Rz}{2} - r\right)^2};$$

$$x_g = S - \sqrt{r^2 - \left(\frac{Rz}{2} - r\right)^2}; \quad x_n = \sqrt{r^2 - (Rz - r)^2}.$$

Учитывая эти координаты по формулам (11), (12) и (13) определяем все слагаемые любой общей площади в соответствии с одной из схем расчета Ra (табл. 1).

$$F_1 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = 0 \\ x_2 = x_a \end{array} \right.; \quad F_2 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = 0 \\ x_2 = x_f \end{array} \right.; \quad F_3 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_f \\ x_2 = x_n \end{array} \right.;$$

$$F_3^1 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_f \\ x_2 = x_a \end{array} \right.; \quad F_4 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_b - S \\ x_2 = x_s - S \end{array} \right.; \quad F_5 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_g - S \\ x_2 = x_s - S \end{array} \right.;$$

$$F_6 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_c - S \\ x_2 = x_g - S \end{array} \right.; \quad F_6^1 = F_\kappa \left| \begin{array}{l} x_1 = x_b - S \\ x_2 = x_g - S \end{array} \right.; \quad F_7 = F_\varepsilon \left| \begin{array}{l} x_1 = x_a \\ x_2 = x_d \end{array} \right.;$$

$$F_8 = F_\varepsilon \left| \begin{array}{l} x_1 = x_d \\ x_2 = x_c \end{array} \right.; \quad F_9 = F_\delta \left| \begin{array}{l} x_1 = x_c \\ x_2 = x_e \end{array} \right.; \quad F_{10} = F_\delta \left| \begin{array}{l} x_1 = x_e \\ x_2 = x_b \end{array} \right.;$$

$$F_{11} = F_\delta \left| \begin{array}{l} x_1 = x_c \\ x_2 = x_b \end{array} \right.; \quad F_{12} = F_\varepsilon \left| \begin{array}{l} x_1 = x_a \\ x_2 = x_c \end{array} \right.; \quad F_6^{11} = F_k \left| \begin{array}{l} x_1 = x_n - S \\ x_2 = x_g - S \end{array} \right.;$$

Площадь F изменяется в пределах подачи S и периодически повторяется при любом значении длины базовой поверхности l . Поэтому для определения среднего арифметического отклонения профиля достаточно разделить F на S .

Искажение формы и размеров остаточного гребешка за счет пластической деформации

Геометрически шероховатость формируется при сочетании геометрии лезвия и подачи. Однако это не окончательная форма микрорельефа, поскольку происходит искажение за счет пластических деформаций. Когда пластические деформации незначительные, расчетные и экспериментальные значения параметра шероховатости Ra достаточно хорошо совпадают. С увеличением степени пластической деформации в зоне резания (при понижении скорости резания) экспериментальные значения Ra резко отклоняются от расчетных.

Следовательно, действительная высота шероховатости чаще всего с высотой остаточного гребешка не совпадает. Даже если максимально уменьшить влияние неровностей режущей кромки и вибраций (повысив качество рабочих поверхностей лезвия и используя жесткое оборудование), то фактор пластических деформаций все равно изменяет высоту шероховатости по сравнению с геометрически определяемой высотой остаточного гребешка и эти изменения, пока что, не поддаются точному расчету.

Истинные причины изменения параметров шероховатости поверхности в условиях пластической деформации различной интенсивности следующие. Механизм стружкообразования отображает последовательность логически объединенных элементарных актов, осуществление которых приводит к удалению некоторой части металла с поверхности заготовки. На основании его анализа можно сделать вывод [11], что всегда при обработке материалов,

обладающих в той или иной мере свойствами пластичности, у вершины лезвия создается пластическая зона.

Часть зоны повышенной пластичности, благодаря своей подвижности, может вытесняться на обработанную поверхность, изменяя параметры ее шероховатости. При точении стали 45 с подачей $S=0,38$ мм/об и со скоростью резания $V=12,5$ м/мин образуются гребешки с хорошо заметными образованиями на вершине (рис. 3 а). Поверхность гребешка, сформированная вспомогательной режущей кромкой, имеет продолжение в виде нароста.

Таким образом, на вершине остаточного гребешка образуется нарост, высота которого ограничивается вспомогательной режущей кромкой (рис. 3 б). Величина пластического вытеснения металла W при конкретных значениях геометрии лезвия и подачи определяет высоту сформированной неровности h_n .

Увеличение пластической составляющей шероховатости за счет выдавливания объемов металла на обработанную поверхность отрицательно сказывается на работоспособности соединений, так как гребешки шероховатости разрушаются в период приработки и образующийся характер соединения деталей резко отличается от расчетной посадки. В связи с этим такой вид микронеровностей нежелательный и не поддается точному расчетному прогнозированию. Необходимо так строить технологический процесс, чтобы

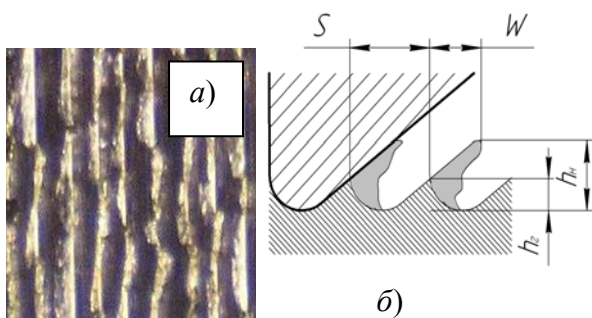


Рисунок 3 – Нарост на остаточном гребешке

этот механизм формирования шероховатости не присутствовал, т.е. процесс стружкообразования должен проходить при меньшей степени пластической деформации.

Ориентировочно рассчитать h_n и стандартные параметры шероховатости можно по предложенным ранее зависимостям (5), (8) – (10) для расчета высоты геометрически образованной

неровности h_z , подставляя вместо значения подачи S фиктивную подачу $S_\phi = S + W$. Если W выразить в долях от S , например $W = k_S S$, то тогда

$$S_\phi = S(1 + k_S). \quad (14)$$

При точении стали 45 резцом из Т15К6 с $r=0,8$ мм, $\varphi=93^\circ$, $\varphi^1=27^\circ$ при параметрах режима резания $V=12,5$ м/мин, $S=0,38$ мм/об, $t=0,3$ мм на остаточном гребешке наблюдается хорошо развитый нарост (см. рис.3 а). Видно, что коэффициент изменения условной подачи k_S близок к 0,6. Следовательно, для используемых геометрических и кинематических параметров высота остаточного гребешка должна равняться $h_z=22,89$ мкм, а при наличии нароста (используем S_ϕ вместо S) она составила $h_n=60,01$ мкм. Экспериментальное значение параметра шероховатости для этих условий составило $Ra=16,2$ мкм, а рассчитанное при $S_\phi = 1,6S$ оказалось $Ra=18,63$ мкм (тогда как расчет при подаче $S=0,38$ мм/об дает значение $Ra=7,08$ мкм). Очевидно, что рассчитанное таким образом значение параметра шероховатости не может полностью считаться точным расчетным значением. Коэффициент пропорциональности k_S определяется приблизительно по виду обработанной поверхности или на основании практического опыта. Однако выражение (14) позволяет повысить степень автоматизации технологической подготовки производства.

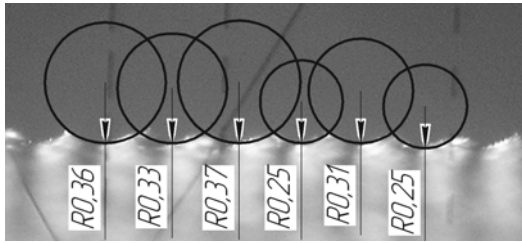


Рисунок 4 – Радиусы округления впадин микронеровности

При точении стали 45 со скоростями резания $V=49$ м/мин и $V=178$ м/мин резцом из Т15К6 образовался четкий профиль микронеровности, но при этом экспериментальные зависимости параметра шероховатости Ra от подачи с расчетным графиком не совпадали. Нарост на остаточном гребешке отсутствовал. Однако радиусы кривизны впадин создавшихся микронеровностей отличались от радиуса при вершине лезвия. Микроскопическое исследование обработанной поверхности показывает (рис.4), что при $V=49$ м/мин среднее значение радиуса кривизны впадины составило $R=0,31$ мм (радиус при вершине лезвия равнялся $r=0,8$ мм).

Объяснить подобное явление можно с учетом форм линий скольжения, создаваемых в обрабатываемом материале при резании. Анализ формы образовавшегося при этом нароста (рис. 5) указывает на то, что радиус кривизны линии скольжения, по которой стружка отделяется от заготовки, намного меньше радиуса при вершине лезвия r , а сама эта линия располагается за пределами поверхности, которую описывает режущая кромка в результирующем движении резания.

Следовательно, в этом случае шероховатость увеличивается не за счет роста остаточного гребешка, а за счет увеличения глубины впадины. Используя установленное экспериментально значение радиуса кривизны впадины микронеровности R (их можно назвать фиктивными радиусами при вершине лезвия), можно рассчитать параметры шероховатости по зависимостям, созданным для определения геометрической высоты шероховатости. Расчеты параметров шероховатости с учетом значений фиктивных радиусов при вершине лезвия можно выполнять после микроскопических исследований обработанной поверхности, используя в качестве исходных данных величину фиктивного радиуса при вершине

$$R_{\phi} = rk_R.$$

Поэтому они в большей степени объясняющие, нежели прогнозирующие. Однако вскрытие механизма формирования шероховатости при пластической деформации, бесспорно, является важным для понимания и сознательного назначения условий, формирующих поверхность с необходимыми эксплуатационными свойствами.

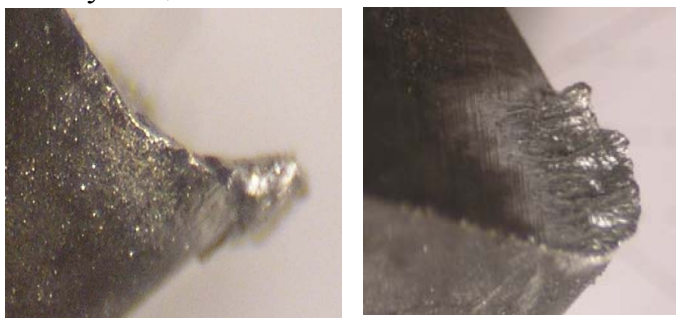


Рисунок 5 – Уменьшение радиуса кривизны вершины нароста по сравнению с радиусом при вершине лезвия

Очевидно, что пластические деформации в зоне резания в большей мере (среди других параметров режима резания) определяются скоростью резания. Поэтому зависимости k_S и k_R от скорости резания можно представить в виде выражений

$$k_S = k_{S_{\max}} \sin\left(\frac{\pi V}{2V_e}\right),$$

$$k_R = 1 + (1 - k_{R\min}) \sin\left(\frac{\pi}{2V_e}(V + 2V_e)\right) \quad \text{при } V < V_e;$$

$$k_S = k_{S\max} + k_{S\max} \sin\left(\pi\left(\frac{V - V_e}{2(V_{\max} - V_e)} + 1\right)\right),$$

$$k_R = k_{R\min} + (1 - k_{R\min}) \sin\left(\frac{\pi(V - V_e)}{2(V_{\max} - V_e)}\right) \quad \text{при } V_e \leq V < V_{\max};$$

$$k_S = 0, \quad k_R = 1 \quad \text{при } V \geq V_{\max},$$

где $k_{S\max}$, $k_{R\min}$ - значения коэффициентов в условиях максимальной пластической деформации в зоне резания;

V_e - значение скорости резания, при котором создаются условия для максимальной пластической деформации;

V_{\max} - значение скорости резания, при котором можно пренебречь влиянием пластической деформации.

Пластическое изменение формы металла перед лезвием (вспучивание) также сказывается на высоте микронеровности (рис. 6). Это еще один механизм

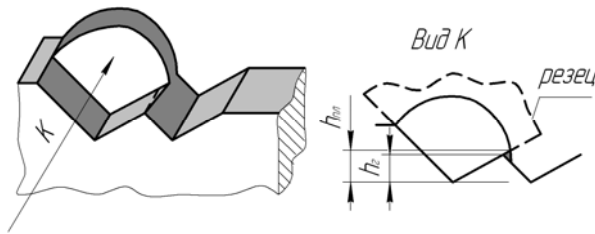


Рисунок 6 – Пластическое деформирование остаточного гребешка

создания пластической составляющей шероховатости. Вклад его намного меньше, чем движение пластической зоны вдоль вспомогательной режущей кромки или уменьшение радиуса кривизны линии скольжения, но он присутствует и его составляющую можно рассчитать, принимая во внимание значение максимально возможных неразрушающих деформаций.

Пластическая составляющая шероховатости при неразрушающих деформациях материала остаточного гребешка может быть рассчитана следующим образом.

Наибольший коэффициент вытяжки мягкой латуни равен 0,84 [192]. Тогда

$$\frac{h_2}{h_2 + \Delta h_{\text{лат}}} = 0,84, \quad (15)$$

где h_2 - составляющая шероховатости, зависящая от геометрии и кинематики;

$\Delta h_{\text{лат}}$ - максимальное приращение шероховатости за счет вспучивания припуска при обработке латуни.

Из зависимости (15) получаем

$$\Delta h_{\text{лат}} = 0,2h_2. \quad (16)$$

То есть, при обработке такого высокопластичного материала как мягкая латунь, максимальное приращение высоты остаточного гребешка составляет всего 20%.

Для любого другого материала величина приращения шероховатости за счет пластической деформации гребешка изменяется пропорционально степени пластичности данного материала по отношению к мягкой латуни

$$\Delta h_x = \Delta h_{\text{лат}} \eta. \quad (17)$$

Коэффициент η можно определить как отношение величин относительной

деформации на единицу напряжения конкретного материала и латуни

$$\eta = \frac{\delta \cdot \sigma_6^n}{\delta^n \cdot \sigma_6}$$

| | |
|--|---|
| Исходные данные | |
| Радиус при вершине резца, мм | 0,8 |
| Подача, мм/об | 0,38 |
| Главный угол в плане, град | 45 |
| Вспомогательный угол в плане, град | 15 |
| Скорость резания, м/с | 140 |
| Результаты расчета | |
| Геометрическая высота микронеровности Y= | 0,02567 мм |
| Параметры шероховатости | |
| Rz=25,68мкм | Ra=13,92мкм |
| Примечание | |
| Учет пластических деформаций | |
| | <input checked="" type="radio"/> Да <input type="radio"/> Нет |

Рисунок 7 – Расчет параметров шероховатости

Если для латуни $\sigma_6^n=18$ кг/мм² и $\delta^n=30\%$, то тогда

$$\eta = \frac{\delta}{1,7 \cdot \sigma_6} \quad (18)$$

Для стали 45 $\sigma_6^n=70$ кг/мм² и $\delta^n=16\%$ и согласно выражению (18) $\eta=0,13$, и тогда с учетом (17) и (16)

$$\Delta h_{сталь45} = 0,026h_2.$$

Следовательно, увеличение высоты остаточного гребешка при точении стали 45 за счет его пластической деформации может составить всего 2,6%. Поэтому эта составляющая изменения геометрически сформированной высоты микронеровности незначительная и ею можно пренебречь.

Исходные даны и результаты расчета по рассмотренной методике показаны на рисунке 7.

Выводы

Анализ форм микронеровностей с учетом условий стружкообразования позволяет выделить три основные причины создания пластической составляющей. Во-первых, пластическая зона у вершины лезвия может развиваться и выходить на наружную поверхность заготовки. После прохода лезвия часть ее остается на остаточном гребешке в виде нароста. Во-вторых, в результате присутствия пластической области перед вершиной лезвия радиус кривизны линии скольжения, по которой металл отделяется от заготовки, меньше радиуса при вершине лезвия. В-третьих, происходит пластическое изменение остаточного гребешка в результате действия неразрушающих деформаций в основной плоскости.

Геометрически сформированная высота остаточного гребешка в результате присутствия пластической деформации преимущественно увеличивается за счет образования нароста на его вершине, а также за счет углублении впадины образовавшейся неровности при уменьшения радиуса кривизны линии скольжения, по которой стружка отделяется от заготовки.

Точно рассчитать изменения параметров шероховатости за счет пластической составляющей невозможно из-за отсутствия методов расчета размеров застойной зоны на лезвии и нароста на остаточном гребешке.

На основании практических знаний, можно оценить фиктивную подачу S_ϕ и фиктивный радиус при вершине лезвия R_ϕ , использование которых позволяет по

алгоритму для расчета геометрической составляющей шероховатости выполнить прогнозирующие расчеты параметров шероховатости в условиях пластических деформаций.

Литература

- [1] Безъязычный В.Ф., Макарова С.В. К вопросу аналитического расчета параметров шероховатости обработанной поверхности в трехмерном измерении // Технологическое обеспечение функциональных параметров качества поверхностного слоя деталей машин. - Брянск: БИТМ, – 1987.- С.34-41.
- [2] Горленко О.А. Оптимизация режимов механической обработки по критерию шероховатости // Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. - Брянск: БИТМ, – 1988.- С.69-75.
- [3] Дьяченко П.Е. Исследование зависимости микрогеометрии поверхности от условий механической обработки.- М.-Л.: АН СССР,- 1949.- 125с.
- [4] Исаев А.И. Влияние износа резца на процесс образования поверхностного слоя// Чистовая обработка конструкционных металлов. -М.: Машгиз ,– 1951.- С.5-49.
- [5] Исаев А.И. Влияние материала режущей части инструмента на чистоту обработанной поверхности. // Чистовая обработка конструкционных металлов. - М.: Машгиз, – 1951.- С.66-69.
- [6] Исаев А.И. Влияние статической жесткости системы деталь-станок-инструмент на чистоту обработанной поверхности // Чистовая обработка конструкционных металлов. -М.: Машгиз, – 1951. -С.70-85.
- [7] Конечнова С.В. К вопросу аналитического расчета параметров трехмерной шероховатости обработанной поверхности на ЭВМ //Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин. - Брянск: БИТМ, – 1988.- С.69-75.
- [8] Садыгов Т.И. Обеспечение стабильности параметров состояния обработанной поверхности при лезвийной обработке с учетом надежности технологического процесса//Технологическое обеспечение функциональных параметров качества поверхностного слоя деталей машин - Брянск: БИТМ, – 1987.- С.52-53.
- [9] Суслов А.Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей. - М.: Машиностроение, -1987. – 208 с.
- [10] Федоров В.П., Пугач Л.И., Кельнер А.А. К вопросу расчета параметров шероховатости и волнистости поверхности при тонком точении// Проблемы повышения качества, надежности и долговечности машин. – Брянск: БИТМ,- 1989. -С.123-131.
- [11] Швец С.В. Напряжения и деформации в зоне трения стружки и передней поверхности// Проблемы трибології, №2, 1999.-С.110-111.
- [12] Швец С.В. Расчетная оценка показателей состояния поверхностного слоя, обработанного точением.//Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин. К.:НАН України, 2003. - Серія Г. – С.100-115.

UDC 004.02

Predrag Dašić¹, Marina Stanojević², Georgios Petropoulos³

SaTCIP Ltd.¹, Vrnjačka Banja, Serbia,

University of Niš², Faculty of Economics, Niš, Serbia,

University of Thessaly³, Department of Mechanical and Industrial Engineering, Volos, Greece

COMPUTER-AIDED STANDARDIZATION (CAS) IN THE MODERN CONCEPT ENTERPRISES

Computer-aided standardization (CAS) is one of the systems of CAx technologies, which support the application of the computer or the system in field of standardization. CAS is one of the CAx technologies and the most frequently one of the modules of QMS, TQM, TQEM, CIM and PLM concept of company. In the paper is given analysis and role of CAS in modern enterprise concepts.

Introduction

Modern trends of society development leads to increasing integration in the field of science and industrial production and the progress in the goods-trade exchange of knowledge, technology, products and services. It causes the development of international relations, the necessity of overcoming the national customs and technical barriers. Global system of international standardization has created real conditions for increasing the scientific and technological progress, the development of mutual understanding in the sphere of production and distribution, development of mutual exchange of goods and technical service in the exploitation of the product [5].

Now we are witnesses to the international and regional standardization expand importance of its activities and define products, processes and services in all areas of human activity. Even in his work Nestorov [14] □ talks about the role of standards in the management of scientific-technical and socio-economic development of the country, and in his work Šarenac [20] talks about knowledge as a resource in the development of the country. If objects of standardization are to be adequately and effectively applied needed to be automated with your computer forming the so-called.

New knowledge based society (KBS), which has marked the beginning of the 3rd millennium, is enabled with development of new nonmaterial technologies (software and management technology), that is, modern management to all activities relevant for successful production [5]. Application of Information Technology (IT) in business processes is given in paper [3]. Characteristic business management paradigms for knowledge based society (KBS) are: TQM (Total Quality Management), TQEM (Total Quality Environmental Management), TPM (Total Productive Maintenance), CIM (Computer Integrated Manufacturing), PLM (Product Life-Cycle Management) and etc. [5]. CAS (Computer-Aided Standardization) system is integrated into the TQM, TQEM, TPM, CIM and PLM concepts of enterprise.

For more successful work in whose base is product quality, have appeared new methods in management of business processes. For that purpose is defined a series of standards ISO 9000. Their aim is to establish a way of preventive reactions in work processes, in order to make decisions on a more rational manner with minimal costs. Standards show that quality may exist only by planning all of these activities, by controlling their execution and taking corrective measures. ISO 9000 standards enable integral security of quality for TQM (Total Quality Management) [2, 11, 13, 15], which enable highest domain in company management. TQM comprises technological

aspect, employee motivation and maintaining partner relationship with buyers and suppliers, and by that secure creation of goals of effectiveness and effectiveness of business. That is a business philosophy, which implies constant realization of buyers needs, with optimal costs and maximal usage of all available resources [14].

In the same time system of quality reengineering is conducted in the purpose of improving competition and company position, as well as its market value. This is possible to perform because of the informations which company receives by reexamine existing doctrines, practices and procedures, which are conducted in frame of system of quality and innovative reorganization of available material and human resources into mutually functional connected processes.

Evolution of development of systematic approaches toward quality during time, is shown on figure 1 [9, 21]. On displayed curve is shown an end goal in area of TQM are called reengineering of **Total Quality Management (Re-TQM)** and **Total Quality Culture (TQC)** or **Quality of Men (QoM)**.

Standardization and standards

1. Standardization

In accordance with the standard ISO / IEC guide 2: 1996 under the standardization means "activity in the determination of provisions for general and repeatedly formulation, issuance and implementation of standards" [10].

The subject of standardization, in the wider sense, includes [8]:

- matter that standardize (product, process or service), and refers, for example. to: materials, components, equipment, system, interface, protocol, procedure, function, method or activity and
- specific aspects of the case that is being standardized (eg if it is a footwear - the size and duration criteria, if they are to the Alternate plates - marking system or if a hard cutting materials - marking the major groups, etc.).

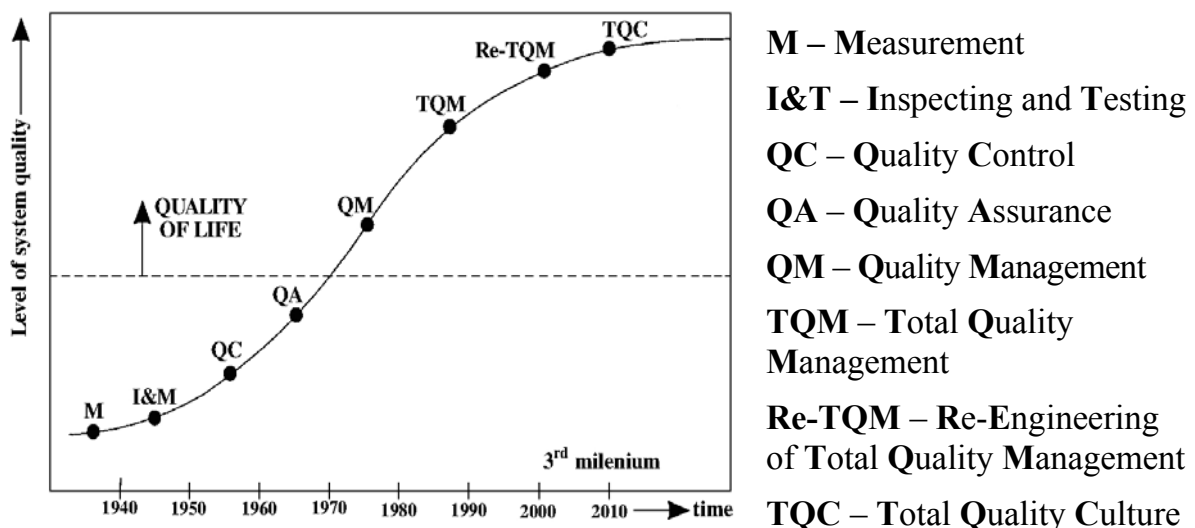


Figure 1 – Evolution of development of systematic approaches toward quality during time

Innovation versus standardization is given in paper [12].

While with the areas of standardization can be considered all areas defined by the international classification standards or for part-time ICS (International Classification for Standards), such as: mechanical engineering, information technology, transportation, metallurgy, agriculture, skills and units etc.

Significant benefits, and therefore goals of standardization are [8]:

- enabling product, process or service to be in accordance with their purpose (over control of alternatives, usability, compatibility, replacements, health, safety, environmental protection, product protection, mutual understanding, economic characteristics, shops, etc.),
- facilitating technological cooperation,
- prevent the creation of obstacles for trade, i.e. insurance of unique market,
- consumer protection in regard to the security of using products, reliability, durability and other properties and characteristics of products of interest to consumers, etc.

Standardization can, based on the geographical level of involvement in activities, be [8, 10]:

- international,
- regional,
- national,
- provincial and
- internal standards.

International standardization is a kind of standardization in which can participate appropriate organizations of all countries. International standardization is realized through the international organization for standardization / standards:

– **ISO** (*International Organization for Standardization*) available on the Web site : <http://www.iso.org/> or <http://www.iso.ch/>;

– **IEC** (*International Electrotechnical Commission*) available on the Web site : <http://www.iec.ch/>

– **ITU** (*International Telecommunication Union*) available on the Web site : <http://www.itu.int/>.

Regional standardization is a kind of standardization in which can participate appropriate organizations that are part of geographical, political or economic areas of the world. Regional standardization are implemented through the regional organization for standardization / standards. So, for example. Europe has the following regional European organizations for standardization-standards:

– **CEN** (*Comité Européen de Normalisation* or in English: *European Committee for Standardization*) available on the Web site : <http://www.cenorm.be/> or <http://www.cenorm.org/>;

– **CENELEC** (*Comité Européen de Normalisation Electrotechnique* or in English: *European Committee for Electrotechnical Standardization*) available on the Web site : <http://www.cenelec.be/> or <http://www.cenelec.org/> and

– **ETSI** (*European Telecommunications Standards Institute*), available on the Web site : <http://www.etsi.org/>.

National standardization is the type of standardization at the level of specific country. National standards are implemented through national standards organizations, such as. AFNOR in France, ANSI in the U.S., BSI in the UK, DIN in Germany, GOST R in Russia, ISS in Serbia, JISC in Japan, NEN in the Netherlands, ON in Austria, SACS in China, SCC in Canada, SIS in Sweden, SNV in Switzerland and etc.

The provincial standard is kind of standardization at the level of a certain territory within a single country.

Standardization can be realized also in the country or part of the territorial land, at the level of industries or sectors (e.g. ministries), local level, the level of association (e.g., technical, trade, etc...), and large companies in the industry and individual factors, workshops and offices.

2. Standards

Normative document under the term, in accordance with the standard ISO / IEC guide 2: 1996, includes "document defines the rules, recommendations or characteristics that are related to different activities or their results" [10].

Normative document is a general term which includes documents such as [10]:

- standards,
- technical specifications,
- rules of practice and
- regulations.

Under the **standard**, in accordance with standard ISO / IEC guide 2: 1996, includes "document established by consensus and approved by recognized organizations in which are established rules for general and repeatedly use, guidelines or characteristics necessary to ensure that the product (hardware, software, process materials or services) or a method will consistently meet the needs for which they were provided" [10].

At the same standards should be based on the verified results of science, technology and experience in order of achieving the optimum degree of order and benefit for society.

Widely available standards, depending on the levels of which can be made, are [8, 10]:

- international,
- regional,
- national,
- provincial i
- internal standards.

International standard is the type of standards adopted by the International Organization for Standardization / standards and is available to the public. International standards, such as. ISO, ISO / IEC and IEC standards or ITU recommendations, are applicable to all countries.

Regional standard is the type of standards adopted by the regional organization for standardization / standards and is available to the public. Some of the regional standards in Europe are: EN, ENV and HD standards, etc.

National standard is the type of standards adopted by the national organization for standards and is available to the public. National standards apply in some countries, such as. ANSI standards in the U.S., BS standards in the UK, DIN standards in Germany, GOST R standards in Russia, ISS standards in Serbia and etc.

Today, national standards are more and more adapted to international standards.

Provincial standard is the type of standards adopted at the level of a territorial part of the country and is available to the public.

Because they have status of standards, they are available to the public and that they are updated and revised as needed to monitor the level of technical development, is considered that international, regional and national standards represented

acknowledge technical rules.

Standards may also be adopted on the level of branch or sector (eg ministries), local level, the level of association (e.g., technical, trade, etc..), and large companies in the industry and individual factors, workshops and offices in form of **branches** or **internal** standards. These standards may be accepted in several countries, such as, for example. IEEE or VDI standards.

In figure 2 [8] are shown some of the organizations and associations working on the development of standards in quality system area and their hierarchical level. Abbreviated names of organizations and associations are explained in the books [1, 6] and paper [7].

| Organizations and associations for the development of standards | Abbreviation | | | | | | | |
|---|--------------|------|---------|-----|--------|------|-----------------|------|
| International organizations | ISO | | IEC | | | ITU | | |
| Regional organizations | CEN | | CENELEC | | | ETSI | | |
| National organizations | AFNOR | ANSI | BSI | DIN | GOST-R | ISS | JISC | SCC |
| Associations and government organizations | ASQ | EC | EFQM | EOQ | IAF | IAQ | ILAC | OIML |
| Consortium, and user group | CI | | EQNet | | IQNet | | QuEST RILEM ... | |

Figure 2 - Organizations and associations for the development of standards in the field of quality management systems (QMS) and their hierarchical level [8]

It is very difficult to give a comprehensive systematic classification or list of possible types of standards. Some general types of standards are e.g. [8, 10]:

- **basic standard**, which has a wide application area or contains general provisions for a special area;
- **terminology standard**, which contains terms and their definitions, explanations, illustrations and examples;
- **standard for testing**, which determines the method of testing and other provisions related to testing, such as. provisions on sampling, the application of statistical methods, order of testing and etc.;
- **standard for the product**, which determines the requirements (purpose of the product, packaging and labeling, marking and distribution, terminology, sampling, testing, etc..) that the product and product group should meet in order to fit their purposes. Depending on whether the standard of the product determines all or part of the necessary requirements there are: standards of measurement, standards for materials, standards for delivery, etc.;
- **standard for process**, which determines the requirements that need to meet the manufacturing process to demonstrate its use;
- **standard for services**, which determines the requirements that you need to fulfill a service, for example. in the field of hotel, transport, chemical cleaning, car

service, computer service, Internet, telecommunications, insurance, banking, trade, etc.. to demonstrate their use;

- **standard for replacement**, which establishes the requirements related to the compatibility of the product or system with points of mutual connection;
- **standard about data**, that contains a list of characteristics that should specify a value or other information to specify the product, process or service.

Mentioned types of standards do not exclude, for example the standard for the product can be treated as a standard for testing if it has the testing method for characteristics of the product or statistical methods for processing the obtained data.

The **technical specification**, according to standard ISO / IEC guide 2: 1996, includes "document defines the technical requirements which must meet product, process or service" [10].

Under the **rules of practice**, according to standard ISO / IEC guide 2: 1996, includes "document that recommends practices or preferences for design, manufacturing, installation, maintenance or use of equipment, or product construction" [10].

Under the **regulation**, according to standard ISO / IEC guide 2: 1996, includes "document that contains the mandatory legal norms issued by the competent authority" [10], of which is the most important **technical regulation**.

Any of these normative documents can be applied to one of two different ways of applying [8]:

- directly (regardless of whether or not taken in any other normative document) or indirectly (through other normative documents to which it is taken) in the production, trade, etc. or
- completely or partially download in the second normative document.

Normative documents are stated in technical documentation or other label, and their number with or without a date or optional items and the name of normative documents. Besides, there are the so-called mandatory standards whose application is required on the basis of laws or regulations in the exclusive reference.

Computer aided standardization (CAS)

Computer Aided Standardization (CAS) is one of the so-called CAx-technology system, which involves the application of computer or system in the field of standardization. CAS is one of the so-called CAx technology and the most common part, i.e. one of the modules or subsystems, CIM (Computer Integrated Manufacturing) concept of the company [8, 19]. Besides the basic terms of CIM enterprises concepts are defined with international standards ISO/IEC 2382-24:1995.

CAS with the help of **Information Technology (IT)**, in the first line of hardware, software, organization, methods, and the like has the task to collect and process information about the standards and other standardization documents and objects, and to do the appropriate logical interfaces constantly available to all other CIM modules, ie. all users CAS (figure 3) [8].

Of course this place and role of standardization is because there are standard methods of research and development, with the design of products, there are standard guidelines and standard parts, the design of technological processes, standard processes, methods, tools, etc., In the production of standard technology and systems, procedures and methodology.

In the standardization of products, processes or services should be realized in a

possible higher level. So, for example it is more efficient in the design of products adopt the standard product, but explore the possibility of the adoption of standard parts.

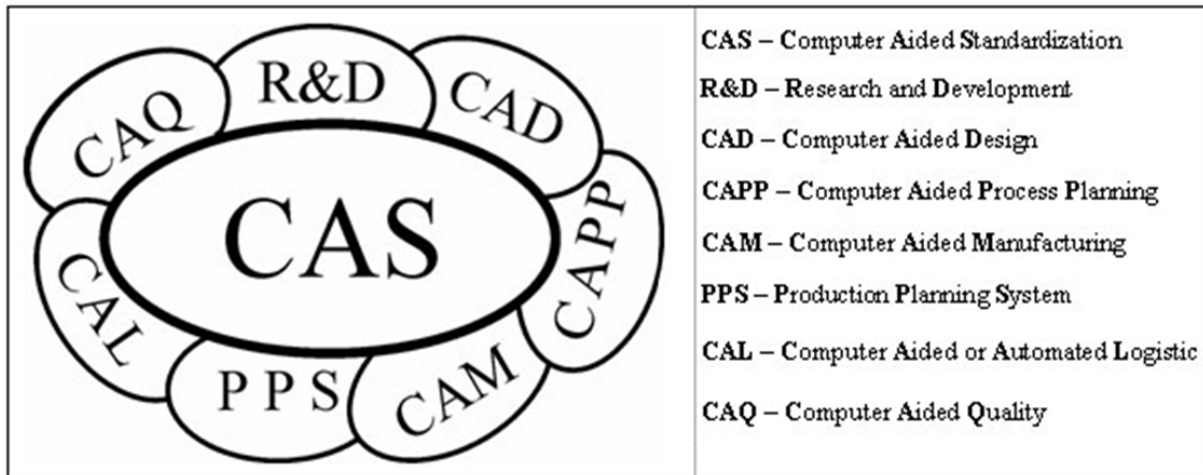


Figure 3 - Integration of CAS with other CIM modules of companies [8]

CAS usually contains [8]:

- database (DB) of international standards**, which include the review and the structure based on the ICS classification and relevant information on the label, name, years of publication and subject of standardization of international standards;

- database (DB) of regional standards**, which include the review and the structure based on the ICS classification and relevant information on the label, name, years of publication and subject of standardization of regional standards;

- database (DB) of national and internal standards**, which include the review and the structure based on the ICS classification and relevant information on the label, name, years of publication and subject of standardization of national and internal standards;

- database (DB) of comparative standards**, which contains links between the international and regional to national standards and links between national with international and regional standards;

- database (DB) of European Union (EU) Directive** and

- database (DB) of Valid regulations**, that are adopted by international, regional and national organizations for standardization and government organizations.

All databases (DB) in the CAS system can be easily realized, for example in Excel or Access. Also, all the CAS database systems are necessary in the other modules of CIM enterprise, and also all the modules of CIM objects contain objects of standardization and elements of CAS systems. In further text in the paper is a basic explanation of each of CIM concept enterprise with the examples of standardization cases that are incorporated in them.

R&D (Research and Development) is a function of research and development which includes all activities in the research and development of products, work processes, management procedures, and organization on the basis of the set function objective . This module contains standard methods for market research and product development, research and development of the work process, etc.

CAD (Computer Aided Design) is the system in the field of design and simulation of behavior in the stage before they physically exist, i.e. the activities of the

design process of a product, such as the creation and development of product concepts, analysis and modification, optimization of products, production of project documentation, etc.. using computers in the architecture, construction, electronics, electrical and mechanical engineering, aero engineering and process technology, and the like. The CAD systems using as input the appropriate technical knowledge of individual designers who design criteria for entries, edit the results and in other ways tested and modified the project and accumulated information from the library of standards for components, the size of elements, rules, etc. As the result comes out object or project in the form of machine understandable files, i.e. documents, drawings or plans, component and other information about the project. Modern CAD systems include: a library of standard elements (thread, screw, shaft, gear, beds, etc.), standard elements to generate the report, the definition of technical documentation and converting 2D raster drawings in 3D solid models, the standard method for calculation of force, moments and movements in certain points of construction, the FEM (**F**inite **E**lement **M**ethod) method, the standards for the parametric modeling of parts and support for parallel construction, the standard elements for the management of data about the product or **P**roduct **D**ata **M**anagement (PDM), and generate various reports (component, listing of expended material, etc.), etc. Doug Ross was the person who coined the term “Computer Aided Design”. The first Cad software developed was SKETCHPAD by Ivan Sutherland in 1960 as part of his PhD thesis at MIT. This software uses a pen to draw on the monitor. No other CAD software has developed such great directness with the interface thus showing the ingenuity of the designer. There are currently several hundreds developed and used CAD systems, among which are known: ANSYS, AutoCAD, CADIS, CADplan, Catia, COMPAC, DesignCAD, DETAIL, DIAD, EDVIS, EUCLID, MARC, MC/NASTRAN, ME-10/ME-30, MEDUSA, Microstation, I-DEAS, P-CAD, ProEngineer, TIPS, VersaCAD etc. CAD systems are, according to international classification for standards (ICS), ranked in frame of 35.240.10 subgroup (ICS=35.240.10), with 7 ISO and ISO/IEC and 3 EN standard, with state on day 31.12.2008. year.

CAPP (*Computer Aided Process Planning*) is system in the field of projecting technological process, ie. definition of technology information on the basis of the constructive description of the product documentation using computers. Projecting technological process defines the way of the product from its initial state to final state, which in the narrow sense includes identifying parts, determining the type and order of the necessary processing, selection of necessary machinery and tools, as well as the determination of control and internal transport. Modern CAPP systems include: libraries of standard tool holders, cutting tools, plate holders, changeable board and auxiliary equipment, the standard elements of the cutting regime and methods of processing and optimization, standard labels for geometry specification of products or **G**eometric **P**roduct **S**pecification (GPS) etc.

CAM (*Computer Aided Manufacturing*) is the system in the field of planning, management, execution and control of production operations and management of equipment in the production plant, through direct or indirect connection to the computer. There are four or partial function of production (manufacturing, handling, transportation and storage) that are supported with the PC in the CAM. CAM, most often, involves the production subsystems of automated factories, which started with the development of NC, CNC, AdC and DNC control, and their base today are FMS, IMS, RMS and robots. CAM systems, among other things contain the standard

elements for programming CNC machines, FMS system and robots, the elements of mutual communication etc. **CAM** is the use of computer-based software tools that assist engineers and machinists in manufacturing or prototyping product components. CAM is a programming tool that allows you to manufacture physical models using computer-aided design (CAD) programs. CAM creates real life versions of components designed within a software package. CAM was first used in 1971 for car body design and tooling. But the first commercial CAM system named Pronto was developed in 1957 by Dr. Patrick J Hanratty. Therefore Dr. Hanratty is known as the “father of CAD CAM”.

PPS (*Production Planning System*) is the system in the field of planning and managing the production aided with computer, i.e. Connecting automation of all the tasks necessary for the correct execution of the production. Production planning is the manager function that selects an efficient direction of production activities between more possible alternatives, while activities related to the cost of materials and utilization of capacity belongs to the production management. The best-known PPS systems include standard planning methods and production management, planning production capacity, the functions of procurement, inventory management, etc.

CAL (*Computer Aided or Automated Logistic*) is the system in the field of analysis and study of the flow of material from sources of raw materials to delivery of finished products to end-users. CAL systems include standard methods for planning and managing the flow of materials and finished products, production capacity planning and the like. Lately CAL term means **CALS** (*Commerce at Light Speed*) term who presents logistic concept of inter and intra information integration of an enterprise, who presents modern way of solving military logistics and business systems problems. CALS concept is based on two basic premises: that information possesses certain product properties, by which are specially significant quality properties and in time delivery and that the data is only created once, and can be used unlimited number of times by spatially and timely dislocated certified users. CALS concept has been developed for needs of US DoD (**D**epartment of **D**efence) and was introduced into operative usage in 1985. year under name (**C**omputer **A**ided **L**ogistics **S**upport – CALS). CALS concept has in 1988. year changed its meaning into “Computer Aided Acquisition and Logistics Support”, 1993. year changed its meaning into “Continuous Acquisition and Life – Cycle Support” (since then it was used with permission by military in economy), and since 1994. year changed its meaning into “Commerce at Light Speed”.

CAQ (*Computer Aided Quality*) is the system in the field of quality management of products and services using the computer. CAQ system should ensure implementation of projected during production of products or services, i.e. quality determined with technical documentation. Most known CAQ systems are: AQOP, CRISP, DATAM, ECALC, EXCON, PROMONS, QAS, QCAST, QDMQ., QMASTER, QSTATS, QUALISTAT, QUMAN, QUREL, RSM, SMIP, SPC, SPCDOL, SPCT, STATEF, SQC, SQF, STATAIDS, TQAP, TSPCI etc.

CAQ system also includes taking necessary measures, which should be designed to provide quality. In order to achieve uniformity of fulfilling the requirements for the provision of quality and standardization of company organization, in order to provide high quality products and services, provided long-term consistency of the quality and market trust received in year 1987. there were adopted a series of international standards ISO 9000 (ISO 9001, ISO 9002, ISO 9003 and ISO 9004). Series of ISO

9000 is a general character, and is intended for use in all industrial branches, and refers to the quality system that focuses attention on documenting the operational techniques, i.e. management, activities that are used for the purpose of fulfilling the expectations and requirements of the customer. Members of the technical committee ISO / TC 176 started in the year 1995. and completed in the year 2000. work on the revision of ISO 9000, through the defined goal: ISO 9000 in the year 2000. Modern CAQ systems in addition to the above include basic statistical methods (data collection, histograms, Pareto diagrams, Ishikava diagrams or causal- consequence diagrams, control charts, stratification or layering of information and scattering or dispersion diagrams) and recent statistical methods (similarity diagrams, tree diagrams, matrix diagram, matrix data analysis, relations diagram, decision-making process map, group interview, the respondents view, positional analysis, the concept of check list - Scamper method, spreadsheet type of conceptualization, Conjoint analysis, quality table, QFD, FMEA and FTA methods, and etc.) [1, 9, 16-18] for the analysis of characteristics of quality.

Besides the previously mentioned basic module of actual CIM concepts of companies, very often are met following modules, which in themselves objects of standardization [8]:

- module through which is presented business information and which support decision-making (MIS and DSS modules),
- module which support decision-making based on knowledge (expert systems),
- module which can enable database control (DBMS systems),
- module that enable communication between computers (LAN and WAN networks and Internet, are ranked within area 35.110),
- modules through which is the support of computer communication systems and other intelligent devices in the factory using a set of communication rules and protocols (MAP and TOP protocols),
- modules through which is the support of standardization in the field of communication (ISO/OSI and TCP/IP protocols, ranked in the field of 35,100, with the largest number of ISO and ISO/IEC standards),
- modules through which is enabled connection between some module at the same time and with one another CIM concepts: GKS (series of international standards ISO/IEC 7942 i ISO/IEC 8651), PHIGS (series of international standards ISO/IEC 9592 i ISO/IEC 9593), CGI (series of international standards ISO/IEC 9636 i ISO/IEC 9638), IGES (part of French national standard ANSI Y14.26M), CLDATA (international standard ISO 3592, or. DIN 66215), IRDATA (manual VDI 2863), SET (French national standard AFNOR Z68300) , CAD*I, STEP (series of international standards ISO 10303), PLIB (series of international standards ISO 13584), PDES, PDDI and etc.

Conclusion

Application of standards and standardization in all fields of human activities greatly affect the scientific-technical and socio-economic development and progress of the country.

For adequate and effective implementation of all types of standards in all phases of the life cycle of products required the use of the subject of standardization and CAS system and its integration in the QMS, TQM, TQEM, CIM and PLM concept of enterprise.

References:

- [1] Bissell D.: *Stastical methods for SPC and TQM*, Chapman&Hall, London, 1994.
- [2] Calingo, L.M.R.: The evolution of strategic quality management. *International Journal of Quality & Reliability Management*, Vol. 13, Issue 9 (1996), pp. 19-37.
- [3] Chan, S. L.: Information technology in business processes. *Business Process Management*, Vol. 6, Issue 3 (2000), pp. 224-237.
- [4] Dašić, P.: *100.000 technical and ICT abbreviations and acronyms*. SaTCIP, Vrnjačka Banja, 2009.
- [5] Dašić, P.: Put ka društvu znanja i trendovi Evropske RTD misije. *Časopis IMK-14 Istraživanje i razvoj*, God. XII, br. (24-25) 1-2/2006 (2006), s. 77-92.
- [6] Dašić P.: *Računarske skraćenice*, Viša tehnološko tehnička škola u Kruševcu i Viša tehnička mašinska škola u Trsteniku, Kruševac-Trstenik, 1996. - 133 s.
- [7] Dašić, P.: Razvoj međunarodnih i nacionalnih standarda za sistem kvaliteta. *Časopis Kvalitet*, God. XV, br. 9-10 (2005), s. 89-95.
- [8] Dašić, P.: Standardizacija pomoću računara u CIM okruženju. *Časopis Kvalitet*, God. XVI, br. 3-4 (2006), s. 76-79.
- [9] Dašić, P. & Radovanović, M.: Savremene statističke metode za sistem kvaliteta ISO 9000:2000-te. U: *zborniku radova Savetovanja "Stanje i perspektive istraživanja i razvoja u hemijskoj i mašinskoj industriji" sa međunarodnim učešćem*, 22 - 24. oktobar 2001, Kruševac, s. 72-77.
- [10] ISO/IEC Guide 2: 1996 *Standardization and related activities -- General vocabulary*. Geneve: International Organization for Standardizations (ISO).
- [11] Kirk, J.: Implementing TQM, *Management Services*, Vol. 44, No. 9 (2000), pp. 14-17.
- [12] Kondo, Y.: Innovation versus standardization. *The TQM Magazine*, Vol. 12, No. 1 (2000), pp. 6-10.
- [13] Lalla, T.R.M.; Lewis, W.G.; Pun, K.F.; Chin, K.S. & Lau, H.C.W.: Manufacturing strategy, total quality management and performance measurement: an integrated model. *International Journal of Manufacturing Technology and Management*, Vol. 5, No. 5/6 (2003), pp. 414 – 427.
- [14] Нестеров П. В.: *Стандарты. Как повысить их роль в управлении научно-техническим и социально-экономическим развитием страны*, журнал Знание, Москва, 1985. №. 10.
- [15] Radojević R.: *Inženjering kvaliteta*, Društvo operacionih istraživača Jugoslavije, Beograd, 1997.
- [16] Radovilsky, Z.D.; Gotcher, J. W. & Slattsveen, S.: Implementing total quality management: Statistical analysis of survey results. *International Journal of Quality & Reliability Management*, Vol. 13, Issue 1 (1996), pp. 10-23.
- [17] *Statistical methods for quality control*, Volume 1, , Geneva: International Organization for Standardizations, 2000. – 710 p.
- [18] *Statistical methods for quality control*, Volume 2, , Geneva: International Organization for Standardizations, 2000. – 748 p.
- [19] Stoilković V.: *CIM strategija preduzeća*, CIM College – Niš i BIPIF – Beograd, Niš – Beograd, 1993.
- [20] Šarenac M.: *Znanje kao resurs u razvoju zemlje*, Zbornik radova međunarodnog naučno-stručnog skupa Istraživanje i razvoj mašinskih elemenata i sistema IRMES'2000, 14 - 15. septembra 2000, Kotor, s. 23-28.
- [21] Vaxevanidis N. M.; Petropoulos G. & Dašić P.: Key elements for improved organization's performance: quality management, statistical techniques and cost of quality. In: *Proceedings of 1st International Conference "Application of New Technologies in Management – ANTiM 2009"*, Vol. 1, 08-11. February 2009, Vrnjačka Banja, Serbia, pp. 15-24.

UDC 658.112

Dedović M., Dedović N.

High Economy School Peć, Leposavić, Serbia

CORRELATION BETWEEN VIRTUAL ENTERPRISES AND ELECTRONIC INSTITUTIONS

In the paper is discussed the importance of interaction between virtual enterprises and electronic solutions for successful business solutions. Virtual enterprises can be defined as geographically distributed organization with common interests and goals, while communicating and coordinate its work using information technologies. This effort is enhanced with electronic institutions correlation which governs and supports the interaction of agents in business scenarios, providing specific services such as brokering, reputation, negotiation mediation, and contract related services.

Introduction

Virtual Enterprises (VE) are a major trend in cooperative business. Specialization and flexibility are some of the key aspects of an every day more dynamic and global market. The concept of Virtual Enterprise has been applied to many forms of cooperative business relations, like outsourcing, supply chains, or temporary consortiums. Technological support to the creation of such relationships is arising in many forms. The most ambitious ones intend to automate the process of creation and operation of Virtual Enterprises, mainly through multi-agent technology approaches, where each agent can represent each of the different enterprises. Modeling and analysis of interactions in Virtual Enterprises (VE) has been described in paper [6]. About intelligent agents in Virtual Enterprises (VE) has been described in paper [5, 9, 11-14].

In this paper we discuss the Virtual Enterprise, using general framework of an Electronic Institution which creates assistance to the automated specification of business agreements. The electronic institution represents a normative system that establishes a level of trust enabling the interaction.

The concept of virtual enterprises in world market

World's manufacturing has forced companies to change the way they produce products. This reflected to have more different types of products with lower costs and shorter production times. We can observe these phenomena from a point of view which shows that companies are beginning to be more competitive to the demanding global market. As a consequence a new model for inter-enterprise appeared. While globalization has increased competition among enterprises, it has also fragmented production systems everywhere. A tendency for large firms to virtual institutional into loosely tied and decentralized federations or business units is becoming more obvious, and by that making products and seeking alliances both within and outside the "consortium" to serve customers' demands to their best ability. The emergence of these "small firms" and the new pattern of inter-firm relationships will evolve virtual institutional into a new production paradigm - a virtual enterprise. The key idea of the concept of virtual enterprise is to implement future-oriented business strategies like "concentration on core competencies", "distributed production" and "maximal customer orientation" as mentioned in [1].

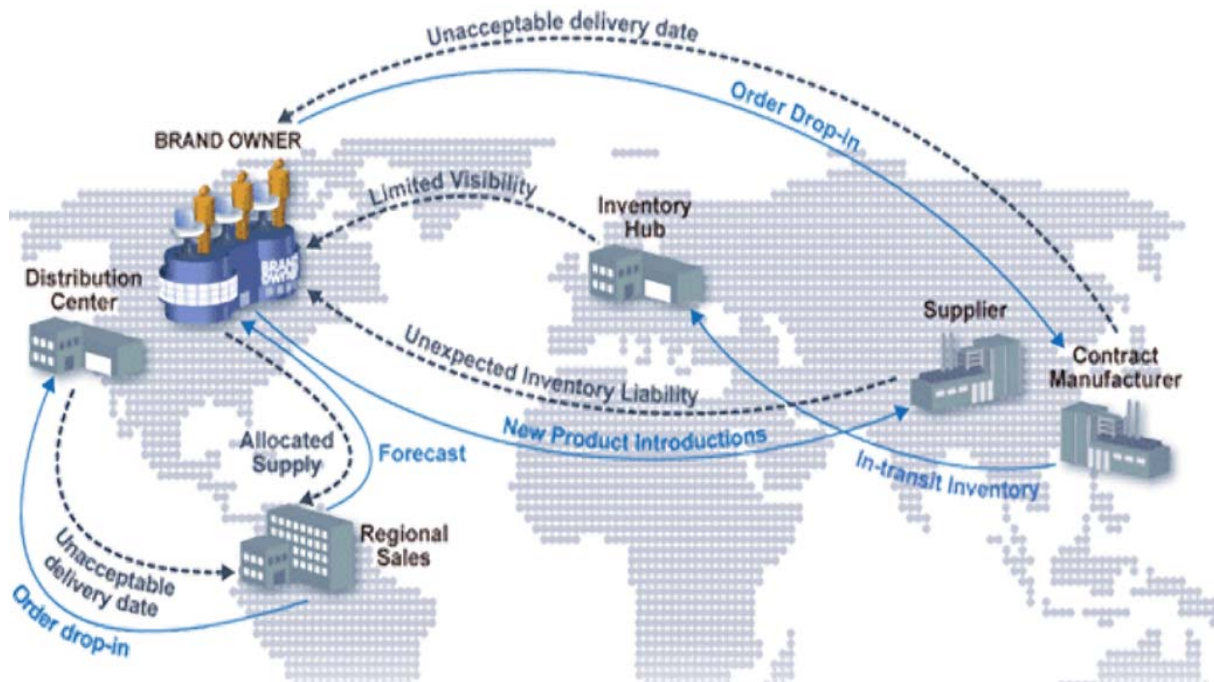


Figure 1 – Virtual Enterprise business coordination Source: ESCA, 2005

Cooperation arrangements are particularly relevant in small and medium enterprises (SME), due to their reduced size and high specialization and flexibility. These kinds of enterprises have been adopting new strategies that enable them to adapt to a constantly changing market, organizing themselves in strategic partnerships. While allowing themselves to maintain their business independence, partners are able to reach otherwise unreachable (physical and customer) markets and to take advantage of economies of scale. Furthermore, many large companies are isolating parts of their businesses, making them autonomous in order to increase the overall flexibility and achieve greater performances as described by [2]. Virtual enterprise can be defined as a network of enterprises with aim to compensate traditional business to business obstacles, as shown on figure 1. The manufacturing process is not carried on by a single enterprise any more, rather every enterprise is just a node that adds some value. In virtual enterprise, manufacturers do not produce complete products in isolated facilities. They operate as nodes in a network of suppliers, customers, engineers, and other specialized service functions.

The model of virtual enterprise

Construction of virtual enterprise presents an initiative of market competitiveness with a request to investors to orient their production towards shortening production cycle and keeping production expenses as low as possible. Information Technology (IT) as an enabler of Virtual Enterprises was described by [10]. Also, the most demanding aim is to fructify the production capacities on maximum.

The Virtual Enterprises has the life cycle divided on six stages:

- The conception – establish the relation and the strategy of V.E.;
- The competition – the primary test of the product on the market;
- The configuration – development and adaptation of the infrastructure and production capacities;
- The operative management – V.E. manage the production, delivery and support product in profit conditions

- Evaluation – checking the above stated procedures for consistency
- The final – the end of agreements and the results

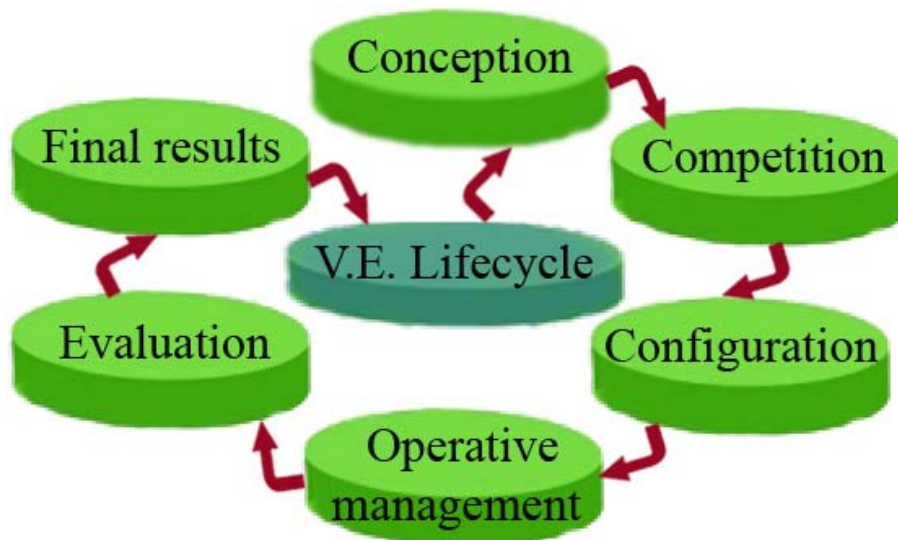


Figure 2 – Virtual enterprises life-cycle

Electronic institutions

Electronic Institutions manage the interaction between associates during a business transaction in a manner of enabling an environment for interaction of regulated agents. Primary role of such an environment is to provide the required level of thrust to allow business agent interaction from various sources. This is called a normative system of reference which is provided by electronic institution beneath which a cooperation agreement is established by agents. When adhering to the institution, an agent abides to a set of imperative norms that regulate and support interactions taking place within the EI. The imposed normative system is composed of regulations on the following [3]:

- *Identity of members*: agents must be identified for successful interaction and validation with electronic institutions;
- *Shared ontology specifications*: in order to establish successful interaction agents must be able to use the same ontological commitments;
- *Interaction and negotiation protocols*: the EI may assist the interaction process, imposing a set of well-defined protocols;
- *General business norms*: securing trust by ensuring expected behavior norm which is applicable to any business;
- *Contract specification*: contracts must be specified according to pre-established directives.

Figure 3, above, shows the main modules of an Electronic Institution. An Electronic Institution is a framework for enabling, through a communication network, automatic transactions between parties according to sets of explicit institutional norms and rules. An Electronic Institution helps on both providing tools and services for and on supervising the intended relationships between the parties. Usually, parties engaged in electronic transactions and joint actions are software agents mediated. We therefore believe that an appropriate Electronic Institution can be implemented as an agent-based framework where external agents can meet together according to a set of

established and fully agreed mutual constraints. The Electronic Institution, inherits appropriate rules as well as important links to other institutions that may play a crucial role for all the virtual institution process, will provide the framework for dealing with, at least, the two main stages of the virtual institution life cycle: virtual institution formation and virtual institution operation monitoring.

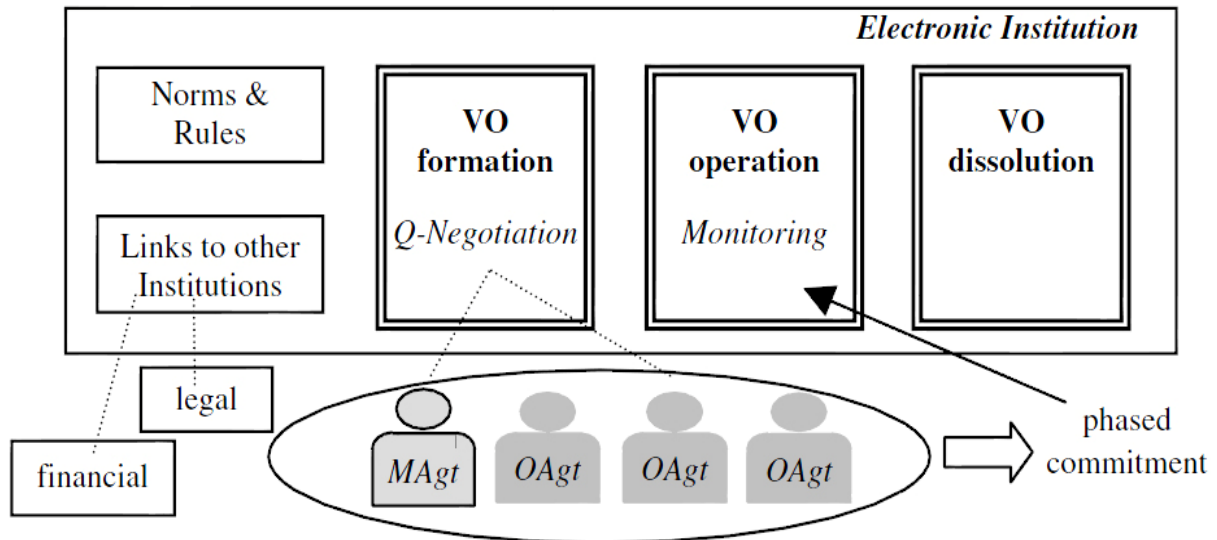


Figure 3 – General architecture and role of an Electronic Institution [4]

Agent-based middleware for Electronic Institutions (AMELI) has been described in paper [8] and electronic institution editor (ISLANDER) in paper [7].

Conclusion

Virtual Enterprises (VE) are a major trend in cooperative business. Specialization and flexibility are some of the key aspects of an every day more dynamic and global market. Electronic Institutions are general frameworks for helping in collaborative work in electronic environments. Electronic Institutions (EI) provide, sometimes enforce, rules and norms of behavior and make available service facilities supporting both interaction and operation monitoring of computational entities. A Virtual Institution is a powerful example of the need of such collaborative work, once different enterprises have to join together, temporarily, to achieve a common business oriented goal. This paper elaborates on how Electronic Institutions can effectively help during the Virtual Institution life cycle and improve business interactivity and efficiency.

For more efficient functioning of Virtual Enterprises (VE) and Electronic Institutions (EI) it is needed to establish national networks from similar areas, through which are then connected into regional and international networks, for easier appearance on market and business realization.

References:

- [1] Boella, G., & van der Torre, L. (2004). Regulative and Constitutive Norms in Normative Multiagent Systems. In *Proceedings of 9th International Conference on the Principles of Knowledge Representation and Reasoning (KR'04)*, Whistler, Canada.
- [2] Camarinha-Matos, L. M., & Afsarmanesh, H. (2003). Elements of a base VE infrastructure. *Journal of Computers in Industry*, 51(2), pp. 139-163.

- [3] Castelfranchi, C., Dignum, F., Jonker, C., & Treur, J. (2000). Deliberative Normative Agents: Principles and Architectures. In N. Jennings & Y. Lesperance (eds.), *Intelligent Agents VI: Agent Theories, Architectures, and Languages*, Springer, pp. 364-378.
- [4] Craswell, R. (2000). Contract Law: General Theories. In B. Bouckaert & G. De Geest (eds.), *Encyclopedia of Law and Economics, Volume III: The Regulation of Contracts*, Cheltenham, Edward Elgar, pp. 1-24.
- [5] Daskalopulu, A., Dimitrakos, T., & Maibaum, T. (2001). E-Contract Fulfilment and Agents' Attitudes. In *Proceedings of the ERCIM WG E-Commerce Workshop on The Role of Trust in e-Business*, Zurich, Switzerland.
- [6] Davulcu, H., Kifer, M., Pokorny, L. R., Ramakrishnan, C. R., Ramakrishnan, I. V., & Dawson, S. (1999). Modeling and Analysis of Interactions in Virtual Enterprises. In *Proceedings of the Ninth International Workshop on Research Issues on Data Engineering: Information Technology for Virtual Enterprises (RIDE 1999)*, IEEE Computer Society, pp.12-18.
- [7] Esteva, M., de la Cruz, D., & Sierra, C. (2002). ISLANDER: an electronic institutions editor. In *The First International Joint Conference on Autonomous Agents and Multi-agent Systems (AAMAS 2002)*, ACM Press, pp. 1045-1052.
- [8] Esteva, M., Rodríguez-Aguilar, J. A., Rosell, B., & Arcos, J. L. (2004). AMELI: An Agent-based Middleware for Electronic Institutions. In N. Jennings, C. Sierra, L. Sonenberg, & M. Tambe (eds.), *The Third International Joint Conference on Autonomous Agents & Multi-agent Systems (AAMAS'04) – Volume 1*, New York: ACM, pp. 236-243.
- [9] Excelente-Toledo, C. B., Bourne, R. A., & Jennings, N. R. (2001). Reasoning about commitments and penalties for coordination between autonomous agents. In E. André, S. Sen, C. Frasson, & J. P. Müller (eds.), *Proceedings of the Fifth International Conference on Autonomous Agents*, New York: ACM, pp. 131-138.
- [10] Faisst, W.: Information Technology as an Enabler of Virtual Enterprises: A Life-cycleoriented Description. European Conference on Virtual Enterprises and Network Solutions, Paderborn, Germany (1997)
- [11] Fischer, K., Muller, J.P., Heimig, I., Scheer, A.: Intelligent Agents in Virtual Enterprises. 1st International Conference on the Pratical Application of Intelligent Agents and Multi-Agent Technology, London, UK (1996)
- [12] Oliveira, E., Rocha, A.P.: Agents advanced features for negotiation in Electronic Commerce and Virtual Organisations formation process. In: Dignum, F., Sierra, C. (eds.): Agent Mediated Electronic Commerce, the European AgentLink Perspective. Lectures Notes in Artificial Intelligence, Vol. 1991. Springer-Verlag (2000) 77-96
- [13] Sen, S., Durfee, E.: The role of commitment in cooperative negotiation. *International Journal on Intelligent Cooperative Information Systems*, Vol.3, N.1 (1994) 67-81
- 13.Sandholm, T.W., Lesser, V.R.: Advantages of a Leveled Commitment Contracting Protocol.
- [14] Vulkan, N., Jennings, N.R.: Efficient Mechanisms for the Supply of Services in Multi-Agent Environments. 1st Int Conf. on Information and Computation Economics, Charleston (1998)

УДК 621.914

Білявський М.Л.

УАД, м. Львів, Україна

**ОПТИМІЗАЦІЙНА МОДЕЛЬ ТЕХНОЛОГІЧНОГО
ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ОБРОБЛЕННЯ ПЛОСКИХ ПОВЕРХОНЬ
КОМБІНОВАНИМИ ТОРЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ**

The progressive kinematics trajectory of plastic deforming and cutting elements, construction of face mill is conducted. The effective stress, after surface plastic deforming in MSC Nastran are defined.

Постановка проблеми

В умовах сучасного виробництва актуальною є задача технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь, оскільки це важливий етап при впровадженні вдосконалених існуючих та нових перспективних методів обробки у виробництво.

Найбільшого поширення при обробленні площин деталей машин одержав метод торцевого фрезерування. Торцеве фрезерування - один з найбільш прогресивних методів обробки плоских поверхонь. Наростаючий розвиток цього виду механічної обробки, що отримав широке поширення в промисловості, обумовлене високою якістю площин, їхніми експлуатаційними властивостями по надійності й довговічності, високими показниками продуктивності процесу обробки.

Основним недоліком операції шліфування є ймовірність утворення в поверхневому шарі залишкових напружень, що впливають на експлуатаційні властивості обробленої деталі, а саме залишкові напруження в процесі експлуатації деталей машин викликають появу тріщин в поверхневому шарі, саме це суттєво знижує працездатність таких деталей у відповідальних вузлах механізмів машин. Для досягнення високого рівня експлуатаційних властивостей деталей машин слід знайти альтернативний спосіб фінішної обробки плоских поверхонь.

Аналіз публікацій

На запропонований автором процес [1] покладена задача підвищення продуктивності обробки з одночасним забезпеченням необхідної точності оброблення та заданих параметрів якості поверхневого шару. Існує два типи управління якістю оброблення: регулювання режимів комбінованої обробки в процесі механічної обробки та забезпечення необхідних параметрів наступним впливом на деталь. Перший тип найбільш ефективний, так як дозволяє в багатьох випадках відмовитись від фінішних операцій. В нашому випадку відмова від традиційної фінішної обробки шліфуванням дасть можливість підвищити експлуатаційні властивості обробленої поверхні, оскільки для шліфувальних операцій існує ймовірність утворення в поверхневому шарі залишкових напружень.

Автором в статтях [2,3] були проведені дослідження формування осьових вібрацій шпинделя та оптимізація режимів комбінованої обробки при реалізації комбінованого методу обробки, а в роботі [4] розглянуто економічне обґрунтування доцільності реалізації високопродуктивного процесу

комбінованого торцевого фрезерування в умовах виробництва ВАТ «Львівський завод фрезерних верстатів».

З аналізу публікацій [5,6] відомо, що для вирішення задачі забезпечення якості оброблення створюються спеціальні оптимізаційні моделі.

Тому **метою роботи** є створення оптимізаційної моделі технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь комбінованими торцевими фрезами.

Виклад основної частини.

Для реалізації поставленої мети визначимо критерії оптимізації досліджуваного комбінованого методу обробки з врахуванням встановлених раніше експериментальних залежностей, що поєднують режими обробки та розглядувані оптимізаційні критерії.



Рисунок 1 – Критерії оптимізації досліджуваного комбінованого методу обробки

По сформованим критеріям оптимізації досліджуваного комбінованого методу обробки (рис. 1) сформуємо алгоритм роботи оптимізаційної математичної моделі.

Розроблений алгоритм (рис. 2) розпочинає роботу з вибору металорізального обладнання, що визначає можливі частоти обертання шпинделя (n) та інструмента відповідно, паралельно відбувається призначення сили попереднього пластичного деформування (P). Прийняті значення (n, P) передаються до блоку оптимізації режиму обробки, по критерію мінімуму осьових вібрацій системи «шпиндель - інструмент», якщо задовольняється умова мінімуму амплітуди осьових вібрацій прийняті значення (n, P) заносяться в базу даних, в противному разі відбувається подальший пошук. По визначеній частоті обертання, розраховується швидкість різання, яка передається разом із значенням P до блоку визначення кривої опорної поверхні. Встановлене значення кривої опорної поверхні передається до блоку оптимізації режимів

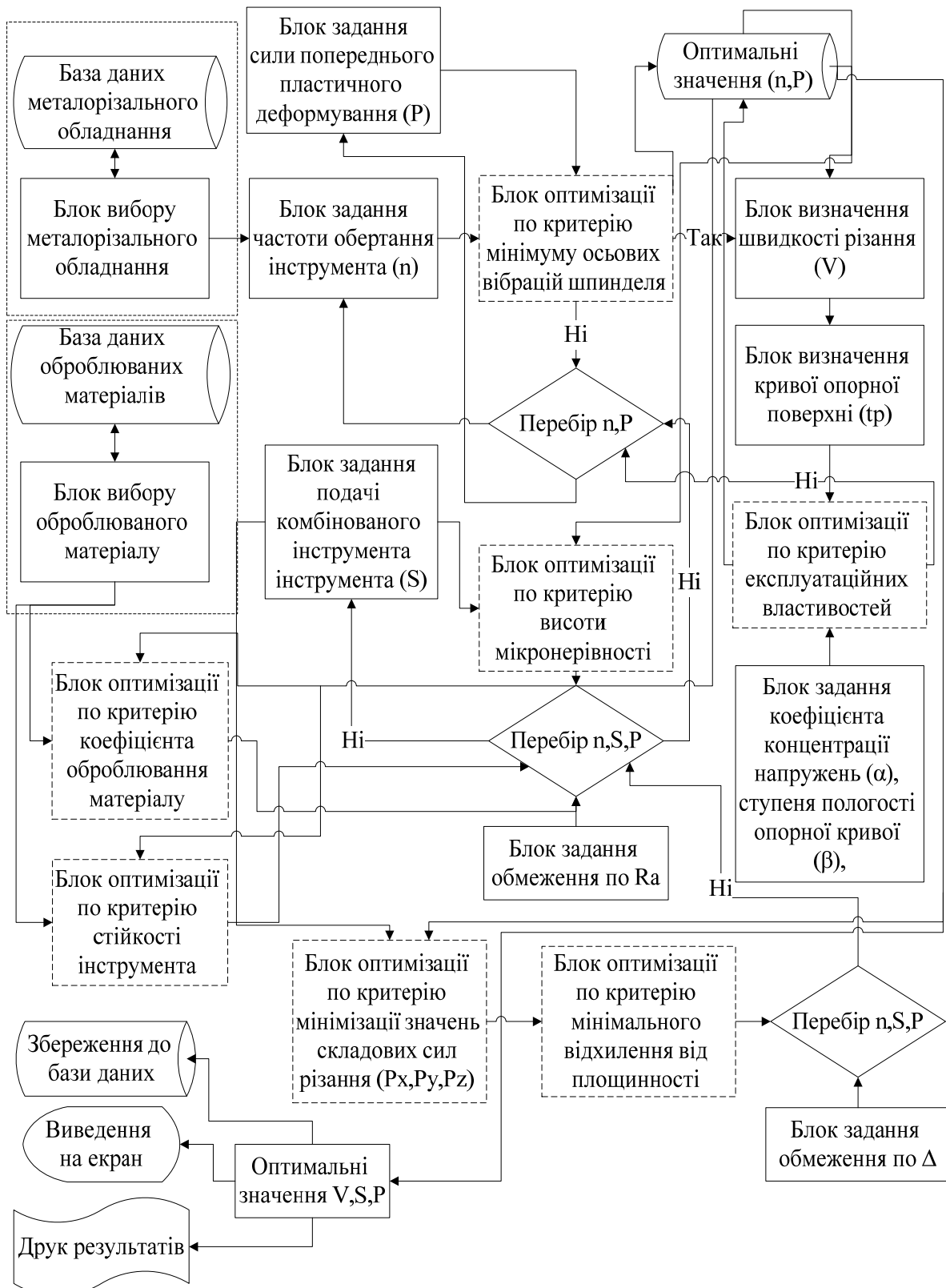


Рисунок – 2. Алгоритм роботи оптимізаційної математичної моделі технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь

комбінованої обробки, за критерієм забезпечення необхідних експлуатаційних властивостей, обмеженням при пошуку оптимальних значень слугує блок задання необхідного коефіцієнта концентрації напружень та ступеня пологості опорної кривої. Паралельно до роботи блоку оптимізації за критерієм експлуатаційних властивостей, працює блок оптимізації, за критерієм

забезпечення необхідної висоти мікронерівності (R_a) обробленої поверхні, критерієм вибору є блок задання обмеження по R_a , що відповідає технічним умовам виготовлення деталі. До блоку оптимізації, за критерієм забезпечення необхідної висоти мікронерівності подаються значення параметрів режиму комбінованої обробки (n, S, P), подача комбінованого інструменту визначається технічними можливостями обраного металорізального обладнання.

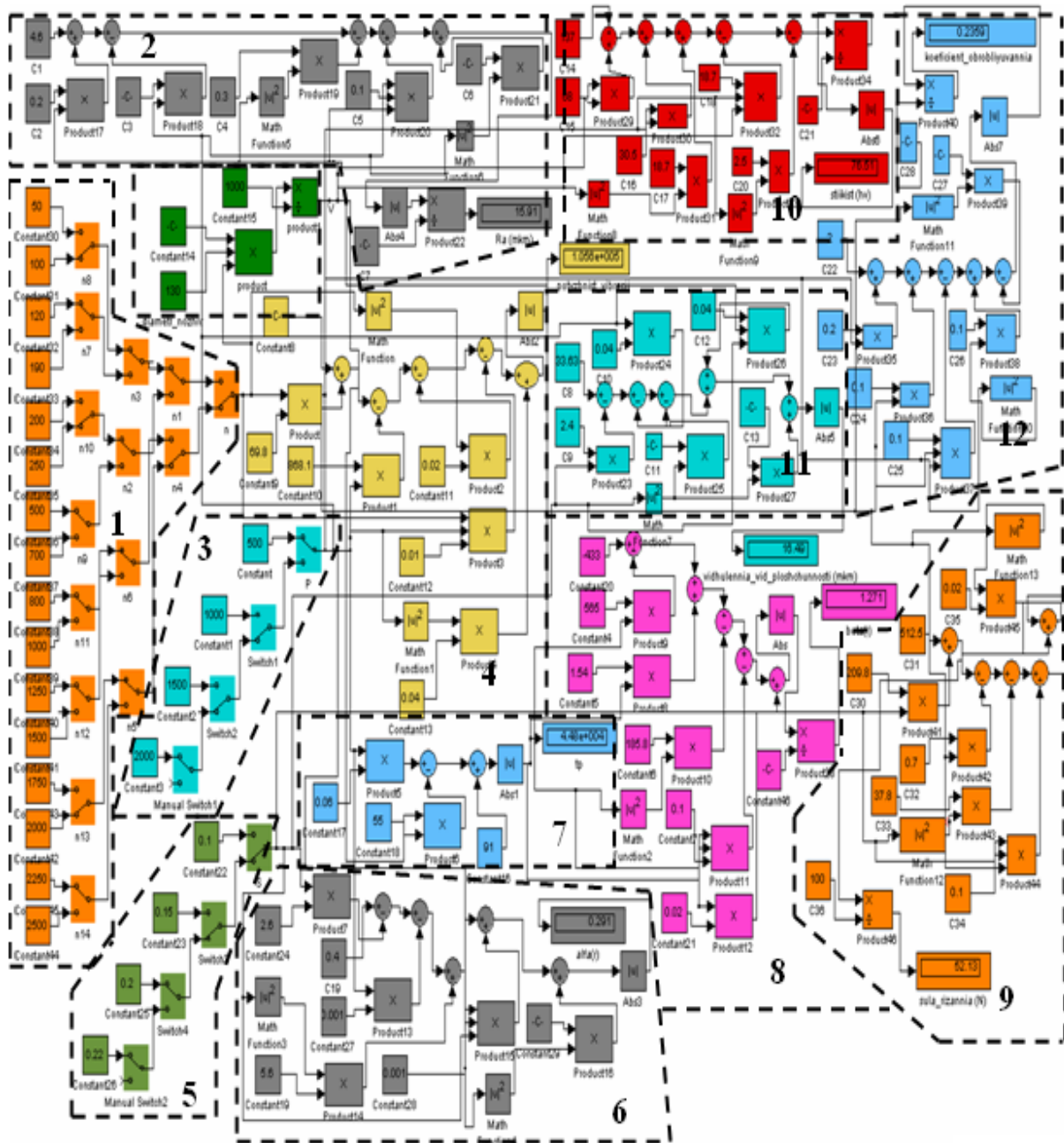


Рисунок 3 – Оптимізаційна модель технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь в системі SIMULINK (1 – блок задання частоти обертання; 2 – блок розрахунку висоти мікронерівності; 3 – блок задання сили попереднього пластичного деформування; 4 – блок розрахунку потужності осьових вібрацій системи «шпindel – інструмент»; 5 – блок задання подачі комбінованого інструмента; 6,7,8 - блоки розрахунку показників рівня експлуатаційних властивостей; 9 – блок розрахунку сили різання; 10 – блок задання оброблюваного матеріалу та розрахунку стійкості інструмента; 11 – блок розрахунку відхилення від площинності; 12 – блок розрахунку коефіцієнта оброблюваності

Паралельно до роботи блоку вибору металорізального обладнання з бази даних, відбувається задання оброблюваного матеріалу, після чого режими комбінованої обробки (n,S,P), та обрана група оброблюваного матеріалу передаються паралельно до блоків оптимізації за критерієм стійкості комбінованого інструмента та коефіцієнта оброблюваності. Блок оптимізації, за критерієм стійкості пов'язаний з блок оптимізації процесу, за критерієм мінімальних значень складових сили різання. Отримані значення складових сили різання разом із режимами комбінованої обробки передаються до блоку оптимізації, за критерієм мінімального відхилення від площинності. Обмеженням при оптимізації, за критерієм точності приймається значення відхилення від площинності, що відповідає технічним умовам для обраної деталі. Слід зауважити, що глибина різання приймається незмінною 0,1 мм, оскільки це пов'язано з глибиною зміцненого шару. Отримані оптимальні значення режимів комбінованої обробки окремо по кожному критерію зберігаються в базу даних та передаються до блоку співставлення після чого результат зберігається в окремий файл, базу даних, виводиться на дисплей та за необхідністю друкується.

Сформований алгоритм (рис. 3) буде реалізований засобами пакету MatLab та системою SIMULINK, на основі отриманих раніше експериментальним шляхом математичних залежностей [2,3].

При вирішенні задачі оптимізації процесу технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь використовувався метод перебору або рівномірного пошуку. Такий метод мінімізації є найпростішим, його суть заключається в поділі відрізка [a,b] на n рівних частин точками ділення:

$$X_i = \frac{(a+i)(b-a)}{n}, i = 0..n \quad (1)$$

Таблиця 1 – Оптимальні режими комбінованої обробки

| Група оброблюваного матеріалу | Оптимальний режим комбінованої обробки | Висота мікро-нерівності, (мкм) | Відхилення від площинності (мкм) | Експлуат. показники | | Ст.-ть інт. (хв) |
|-------------------------------|--|--------------------------------|----------------------------------|---------------------|-----------|------------------|
| | | | | α_r | β_r | |
| I (Сталь 34ХНЗМ) | V=510 м/хв; P=1,5 кН; S=0,15 мм/об; t=0,1 мм | 1,5 | 17,8 | 0,05 | 0,29 | 267 |
| II (Сталь 10X11H20T3MP) | V=410 м/хв; P=1,5 кН; S=0,15 мм/об; t=0,1 мм | 2,131 | 18,1 | 0,04 | 0,31 | 250 |
| III (Сталь 20X13, 40X) | V=200 м/хв; P=1,0 кН; S=0,2 мм/об; t=0,1 мм | 5,859 | 15,5 | 0,05 | 0,27 | 286 |
| IV (Сталь 40,45) | V=700 м/хв; P=1,5 кН; S=0,15 мм/об; t=0,1 мм | 15,6 | 15,9 | 0,04 | 0,202 | 293 |

Провівши розрахунок значення оптимізаційної функції F_x в точках X_i , шляхом оператора пошуку (порівняння) знаходимо точку X_m , де m – це число, що належить проміжку від 0 до n та для якої виконується залежність:

$$F(X_m) = \min F(x_i) \quad (2)$$

В результаті роботи оптимізаційної моделі були отримані оптимальні режими комбінованої обробки, що приведені нижче.

Сформовані оптимальні режими комбінованої обробки потребують перевірки експериментальним шляхом.

Висновки

Отже, створена оптимізаційна модель, що дозволяє керувати якістю оброблення плоских поверхонь запропонованим методом, по критеріям потужності вібрацій технологічно – обробляючої системи, якісних характеристик (відхилення від площинності, висота мікронерівності), експлуатаційних властивостей (інтенсивність зносостійкості, коефіцієнт концентрації напруг).

В подальшому планується розробка програмного забезпечення та перевірка у виробничих умовах адекватності отриманих оптимальних режимів комбінованої обробки в ході роботи розробленої оптимізаційної моделі.

Література:

- [1] Виговський Г.М., Громовий О.А., Білявський М.Л. Розширення області використання торцевих фрез, оснащених НТМ. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. – Ж.: ЖДТУ., 2007. – Вип. 2
- [2] Виговський Г.М., Громовий О.А., Степчин Я.А., Білявський М.Л. Дослідження вібрацій при різанні незагартованої сталі інструментом, оснащеним НТМ. // „Вісник СумДУ. Серія Технічні науки” №2, 2008
- [3] Білявський М.Л., Шахбазов Я.О., Прилипко О.І., Ємельяненко С.С. Оптимізація режимів обробки комбінованою торцевою фрезою деталей технологічного спорядження, за критерієм стійкості інструмента. // „Вісник СумДУ. Серія Технічні науки” №2, 2009
- [4] Білявський М.Л., Козира Д.П., Ємельяненко С.С. Виробнича необхідність застосування продуктивного торцевого фрезерування при обробці незагартованих сталей. // «Вісник СумДУ. Серія Технічні науки» №3, 2008.
- [5] Кирюшин И.Е., Кирюшин Д.Е., Насад Т.Г. Оптимизация процесса высокоскоростной обработки сталей с учётом особенностей формообразования в условиях локального пластического сдвига. // «Известия Челябинского научного центра» №2(40), 2008
- [6] Суслов А. Г. Обеспечение качества обработанных поверхностей с использованием самообучающейся технологической системы / А. Г. Суслов, Д. И. Петрешин // СТИН. 2006. № 1. С. 21–24.
- [7] Сухарев А.Г., Тимохов А.В., Федоров В.В. Курс методов оптимизации. - М.: Наука, 1986.
- [8] Банди Б. Методическое пособие по методам оптимизации. МГТУ им. Баумана, 1997 год

УДК 621.822

Білик С.Г., Ляшук О.Л., Фльонц О.В.
 БАІ НАУ, м. Бережани, Україна

**ТЕОРЕТИЧНІ ПЕРЕДУМОВИ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ
 БАГАТОШАРОВОЇ ГЛАДКОЇ КОНВЕЄРНОЇ СТРІЧКИ ДИСКОВИМИ
 НОЖАМИ**

The results of theoretical researches of scission of smooth conveyer ribbon by disks knives are resulted. Analytical dependences are shown out for determination force of cutting of multilayer conveyer ribbon by disks knives. Dependences of force of cutting are set on the thickness of conveyer ribbon and diameters of disks knives, and also the considered factors which influence on changing of effort of cutting.

Постановка питання

Ремінні передачі, як правило, застосовують між паралельними валами, що обертаються в один бік (відкриті передачі). При цьому ремінь піддається розтягуванню і вигину. Широкого використання в приводах машин набули гладкі і з відкритими трапецієподібними виступами конвеєрні стрічки для зачеплення з відповідними шліцевими виступами на привідних валах завдяки ряду переваг, які вони забезпечують, а саме: можливість передачі руху на значні відстані; плавність роботи, відсутність ударних навантажень, безшумність; можливість роботи з високими частотами обертання; мала вартість.

Промисловість різних країн виготовляє гумово – бавовняні гладкі і з трапецевидними виступами конвеєрні стрічки в рулонах шириною 0,9...2 м і довжиною 50 м.

Аналіз останніх досліджень та публікацій

Питанням теорії і практики подаючих механізмів конвеєрної стрічки в зону різання присвячено ряд праць [1,2,3,4], однак цілий ряд питань залишилися не вирішеними. Технологічний процес розрізання конвеєрної стрічки з відкритими трапецеподібними виступами для зачеплення з відповідними шліцевими виступами на приводах машин розглянутий в роботі [5].

Робота виконується згідно постанови Кабінету Міністрів України “Про розвиток сільськогосподарського машинобудування і забезпечення агропромислового комплексу конкурентноспроможною технікою” на 2004...2008 роки.

Основна частина

Умовні позначення: F – площа зрізу конвеєрної стрічки, мм²; δ_1 – коефіцієнт, що визначає кількість тканинного кору в конвеєрній стрічці; τ_{zp1} – опір різанню тканини конвеєрної стрічки, МПа; δ_2 – коефіцієнт, що визначає кількість тканини в конвеєрній стрічці; τ_{zp2} – опір різанню гуми, МПа; S_i – товщина i -го шару тканини в конвеєрній стрічці, мм; n – кількість шарів тканини в конвеєрній стрічці, шт.; S – товщина конвеєрної стрічки, мм; F_2 – площа трикутника ABC , мм²; F_3 – площа сектора кола з центром в точці O , діаметром D обмеженого хордою AB ; φ – кут захоплення стрічки дисковим ножом, град; D – діаметр ножів, мм; φ_1 – кут початку різання, град; φ_2 – кут кінця різання, град; φ_3 – кут різання, град; a – величина перекриття дискових ножів; V – швидкість різання, м/хв.; k_1 – коефіцієнт, який враховує умови затуплення дискових ножів; k_2 – коефіцієнт, який враховує технічний стан технологічного обладнання.

Конвеєрна стрічка складається з кількох шарів міцної технічної тканини – бельтінга, що зв’язаний вулканізованою гумою. Для більшої гнучкості між шарами тканини розміщують гумові прокладки. Товщину шарів тканини позначають через S_i , де $i=1..n$, де n – кількість шарів тканини. Для одночасного розрізання рулонів на смуги певної ширини з можливістю її регулювання виникла потреба у створенні відповідного устаткування з блоками різальних інструментів і механізмами регулювання відстані між ними.

Одним із найпродуктивніших способів розрізання конвеєрної стрічки на смуги певної ширини є використання пари дискових ножів, що примусово обертаються в протилежну сторону із кутовою швидкістю ω . Розрахункова схема даного процесу зображена на рис.1.

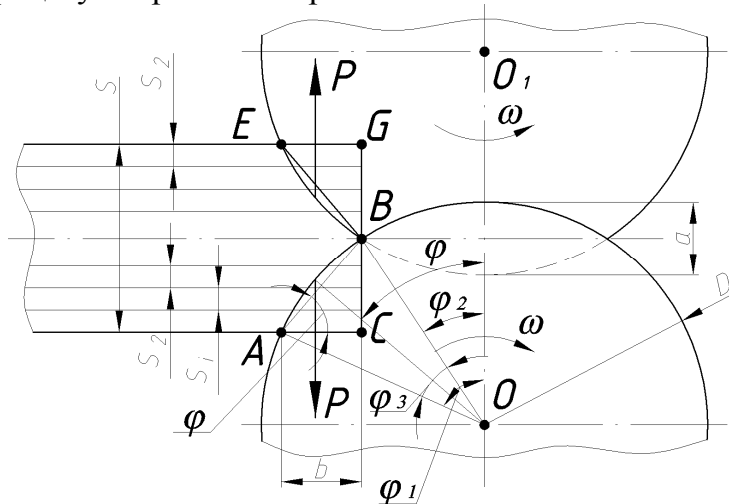


Рисунок 1 – Розрахункова схема для визначення зусилля різання багат шарової гладкої конвеєрної стрічки дисковими ножами

Основним параметром, що визначає конструктивні особливості обладнання для розрізання конвеєрних стрічок є технологічне зусилля різання P , яке визначаємо з залежності:

$$P = F(\delta_1 \tau_{sp1} + \delta_2 \tau_{sp2}). \quad (1)$$

При цьому $\delta_1 + \delta_2 = 1$.

Величину коефіцієнта δ_1 знаходимо з формули:

$$\delta_1 = \frac{\sum_{i=1}^n S_i}{S}. \quad (2)$$

Площа зрізу F конвеєрної стрічки рівна сумі площ фігур EGB і ABC , причому $EGB = ABC$. Знаходимо площу фігури ABC згідно рисунка 1:

$$F_1 = F_2 + F_3. \quad (3)$$

Провівши відповідні розрахунки одержимо залежність для визначення площі зрізу:

$$F_2 = \frac{S^2}{8 \operatorname{tg} \varphi}. \quad (4)$$

Площа сектора зрізу буде рівною:

$$F_3 = \frac{D^2}{8} \left(\frac{\pi \varphi_3}{180} - \sin \varphi_3 \right). \quad (5)$$

Кут захоплення стрічки φ дисковими ножами знаходиться із виразу:

$$\varphi = \frac{\varphi_2 + \varphi_1}{2}, \quad (6)$$

Разом з тим кут різання φ_3 рівний:

$$\varphi_3 = \varphi_1 - \varphi_2. \quad (7)$$

Кути φ_1 і φ_2 визначаються за залежностей:

$$\varphi_1 = \arccos\left(\frac{D-a-S}{D}\right); \quad (8)$$

$$\varphi_2 = \arccos\left(\frac{D-a}{D}\right). \quad (9)$$

Тоді площа зрізу із врахуванням виразів (3), (4) і (5) буде рівною:

$$F = \frac{1}{4} \left(\frac{S^2}{\operatorname{tg} \varphi} + D^2 \left(\frac{\pi \varphi_3}{180} - \sin \varphi_3 \right) \right). \quad (10)$$

Підставляючи значення F у формулу (1), отримаємо вираз для визначення технологічної сили різання:

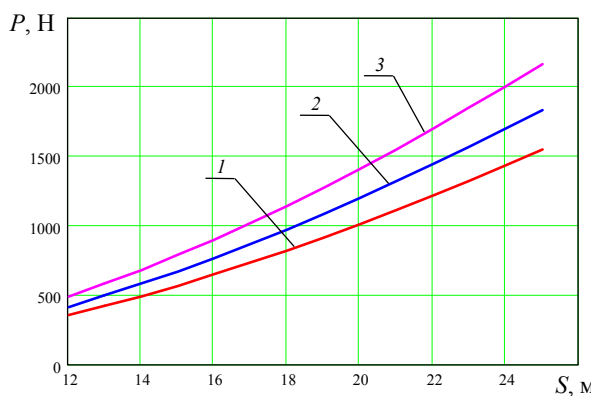
$$P = \frac{1}{4} \left(\frac{S^2}{\operatorname{tg} \varphi} + D^2 \left(\frac{\pi \varphi_3}{180} - \sin \varphi_3 \right) \right) \left(\frac{\sum_{i=1}^n S_i}{S} \tau_{сп1} + \delta_2 \tau_{сп2} \right). \quad (11)$$

Потужність різання можна визначити за формулою:

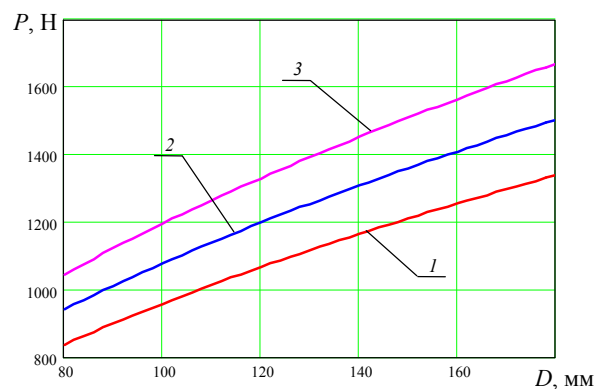
$$N = \frac{k_1 \cdot k_2 \cdot n \cdot P \cdot V \cdot \sin \varphi}{61150,8}. \quad (12)$$

Проте практичне значення зусилля необхідного для розрізання багатшарової стрічки на смуги може змінюватися за рахунок затуплення різальних крайок ножів, зміни величини зазору між ними, нерівномірності механічних властивостей стрічки та інше. Як показали експериментальні дослідження дійсне значення зусилля різання може змінюватись в межах від 20 до 40%.

На рис. 2 представлено залежність величини сили різання гладкої конвеєрної стрічки від її товщини дисковими ножами різного діаметра згідно рівняння (11).



1 – $D=90$ мм., 2 – $D=120$ мм., 3 – $D=160$ мм



1 – $\tau_{сп1} = 2$ МПа, 2 – $\tau_{сп1} = 3$ МПа., 3 – $\tau_{сп1} = 4$ МПа

Рисунок 2 – Графік залежності сили різання багатшарової конвеєрної стрічки від її товщини

Рисунок 3 – Графік залежності сили різання багатшарової конвеєрної стрічки від діаметра ножів

Як видно із графіка із збільшенням товщини конвеєрної стрічки сила різання збільшується в межах від 500 до 1850 Н для товщини 12–25 мм.

На рисунку 3 представлено залежність величини сили різання від діаметра дискових ножів.

Як видно з рисунка 3 величина сили різання збільшується зі збільшенням діаметра дискових ножів, що пояснюється збільшенням площі зрізу.

На рисунку 4 представлено конструкцію ножового блоку установки для розрізання конвеєрної стрічки чотирма парами дискових ножів.

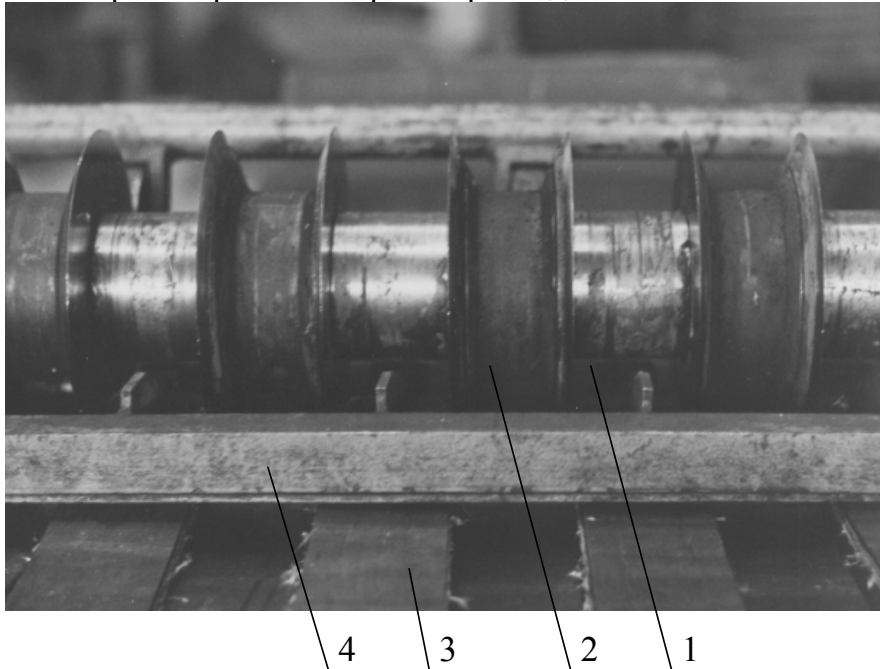


Рисунок 3 – Ножовий блок установки для розрізання конвеєрної стрічки:
1 – розпірні втулки; 2 – спарені ножові блоки; 3 – розрізана конвеєрна стрічка; 4 – кронштейн рами

Висновки

На основі проведених досліджень можна зробити наступні висновки:

1. Виведені аналітичні залежності для визначення сили різання багат шарової гладкої конвеєрної стрічки дисковими ножами, яка складається з кількох шарів тканини і гумових або пластмасових прошарків. Встановлено, що при зростанні товщини конвеєрної стрічки і діаметра ножів сила різання зростає.

2. Виведені аналітичні залежності для визначення кута захоплення і розрізання конвеєрної стрічки дисковими ножами. Встановлено, що при затупленні ножів або збільшення зазору між ними зусилля різання може збільшуватися на 20...40%.

Література:

- [1] Решетов Д.Н., Детали машин. М.: Машиностроение, 1989, 497с.
- [2] Иванов В.Н., Алешулина Л.А. Технология резиновых изделий. Л. Химия, 1988, 264с.
- [3] Рублюк О.В. Розробка технології одержання виробів з вторинної полімерної сировини. Автореф. дис. канд. техн. наук. 05.02.08., Львів, 1994, 20с.
- [4] Логуш І.В. Технологічне забезпечення виготовлення стрічок з зубчастих гумово-кордових рулонних заготовок. Автореф. дис. канд. техн. наук. 05.02.08 Тернопіль, 2006, 21с.
- [5] Логуш І.В., Фльонц О.В. Математична модель процесу різання конвеєрної стрічки на смуги. Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. П.Василенка, Харків 2007, С.277 – 283.

УДК 621.9.01

Кравченко Ю.Г., Ярошик А.Я.

НМетАУ, м. Дніпропетровськ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ЦІЛЮВИХ ФУНКЦІЙ ОПТИМІЗАЦІЙНОЇ МОДЕЛІ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ ВИБІЛЕНОГО ЧАВУНУ ПЛАСТИНАМИ З ПКНБ

The proper calculations of cutting conditions and geometrical parameters of sharpening of the bleached cast-iron are executed by cuttings plates by PCBN at the different objective functions of optimization model. Efficiency of these functions and grounded advantage of specific prime price of treatment is analyzed.

Вступ

Проблема вибору параметрів процесу різання, особливо для специфічних операцій та важкооброблюваних матеріалів, завжди безпосередньо пов'язана зі стійкістю різального інструменту (PI), продуктивністю обробки та економікою процесу і тому постійно актуальна.

Математична модель (ММ) оптимізаційної задачі по різанню складається з системи залежностей показників (П) процесу від змінних (пошукових) параметрів, технологічних обмежень (ТО) П процесу, області існування самих параметрів процесу та цільової функції (ЦФ) [1,2].

Мета роботи – провести порівняльний аналіз ефективності різних ЦФ оптимізаційної ММ на прикладі точіння вибіленого чавуну різальними пластинами з полікристалічного кубічного нітриду бору (ПКНБ).

Представником оброблюваного матеріалу був низьколегований чавун з пластинчатим графітом виконання ПХН для прокатних валків.

З урахуванням експлуатаційних властивостей ПКНБ [3,4] напівчистове та чистове точіння виконувалось відповідно пластинами марок ніборіт (напаяними) та кіборіт (змінними). Умови проведення експериментів приведені в працях [4,5].

Вихідні дані

Показниками процесу точіння досліджувалися дотична P_Z , радіальна P_Y та осьова P_X складові сили різання, температура різання θ , період стійкості леза T , імовірність неруйнування різальної кромки P_T та параметр шорсткості обробленої поверхні R_a , параметрами були глибина t , подача S , швидкість V різання, передній кут γ , радіус вершини r , величина зносу по задній поверхні h та твердість чавуну HB .

Структура емпіричних залежностей має вигляд

$$П = c_{\Pi} \cdot t^x \cdot S^y \cdot V^z \cdot \left(1 - \frac{\gamma}{90}\right)^q \cdot (1 + r)^v \cdot (1 + h)^u \cdot \left(\frac{HB}{200}\right)^q \cdot k_{\Pi} \quad (1)$$

зі значеннями коефіцієнта пропорційності c_{Π} та показників степені $x - q$ [4,5,6] в табл.1.

Базовим інструментальним матеріалом з $k_{\Pi} = 1$ прийнятий кіборіт, поправочні коефіцієнти для ніборіта по показникам T та P_T рівні $k_{\Pi} = 0,75$ та $0,7$.

Таблиця 1 – Значення коефіцієнтів та показників степені залежності (1)

| Показники процесу П | c _п | x | y | z | η | v | u | q |
|------------------------|----------------|------|-------|-------|-------|-------|-------------------|------|
| P _z , Н | 883,8 | 0,85 | 0,68 | -0,15 | 0,6 | 0,15 | 0,6 | 0,55 |
| P _y , Н | 369,2 | 0,92 | 0,60 | -0,11 | 1,4 | 0,23 | 1,5 | 1,15 |
| P _x , Н | 330,0 | 1,0 | 0,54 | -0,11 | 1,2 | -0,19 | 1,3 | 0,85 |
| θ, °С | 426,8 | 0,1 | 0,19 | 0,3 | 0,4 | -0,2 | 0,6 | 0,65 |
| T, хв | 29,26 | -0,3 | -0,75 | -1,55 | -0,75 | 0,11 | τ(h) [*] | -1,4 |
| P _T , 0 - 1 | -3,376 | 0,1 | 0,8 | 0,3 | -4,5 | -0,4 | p(h) [*] | 1,5 |
| Ra, мкм | 19,83 | 0,1 | 1,15 | -0,18 | -0,1 | -0,55 | 0,6 | -0,2 |

В табл. 1:

$$\tau(h) = h \cdot (1 + 25,8 \cdot h - 27,8 \cdot h^2 + 8,0 \cdot h^3);$$

$$P_T = \exp[-c_{п} \cdot t^x \cdot \dots \cdot p(h) \cdot \dots \cdot k_{jп}];$$

$$p(h) = h \cdot (1 - 3,44 \cdot h + 6,12 \cdot h^2 - 5,49 \cdot h^3 + 2,03 \cdot h^4).$$

На кожен П процесу залежностей (1) та табл.1 накладалися характерні для операцій точіння ТО (табл.2).

Таблиця 2 – Дані для розрахунку ТО (чисельник – для напівчистового точіння ніборітом, знаменник – для чистового точіння кіборітом)

| ТО показників процесу | Розрахункова формула | Числові дані |
|--|--|---|
| Потужність приводу N _п | $N = P_z \cdot V \leq 0,75 \cdot N_{п} $ | $ N_{п} = 15000$ Вт, к.к.д. η = 0,85 |
| Деформація (згин) державки стрижневого різця f _i | $P_z \leq f_i \cdot \frac{3 \cdot E_i \cdot I_i}{10^6 \cdot L_i^3}$ | $ f_i = \frac{0,02}{0,01}$ мм, E _i = 200·10 ⁹ Па, $I_i = \frac{B \cdot H^3}{12}$ (B×H = 32×40 мм ²), довжина вільоту L _i = 75мм |
| Пружна деформація (прогин) заготовки f ₃ типу вала | $P_y \leq f_3 \cdot \frac{\kappa_3 \cdot E_3 \cdot I_3}{10^6 \cdot L_3^3}$ | $ f_3 = \frac{0,02}{0,01}$ мм, коефіцієнт способу закріплення κ ₃ = 110, E ₃ = 130·10 ⁹ Па, I ₃ = 0,05·D ⁴ (D = 200мм), загальна довжина L ₃ = 1500мм |
| Допустиме зусилля механізму подачі верстата P _{мп} | $P_x \leq 0,75 P_{мп} $ | $ P_{мп} = 9000$ Н |
| Температуростійкість інструментального матеріалу θ _т | $\theta \leq 0,9 \cdot \theta_t $ | $ \theta_t = \frac{1100}{1300}$ °С |
| Нормативний період стійкості T _н | $T \geq T_n $ | $ T_n = \frac{45}{60}$ хв |
| Імовірність неруйнування P _т | $P_T \geq P_t $ | $ P_t = \frac{0,8}{0,85}$ |
| Площа поверхні заготовки $F_3 = \pi \cdot D \cdot L \cdot n_{п} / 100 = 4713$ см ² | $F_o = 600 \cdot S \cdot V \cdot T \cdot P_T \geq F_3 $ | Довжина оброблюваної поверхні L = 750мм, число проходів n _п = 1 за T, F _o – площа обробленої поверхні, см ² |
| Параметр шорсткості Ra | $Ra \leq Ra $ | $ Ra = \frac{5}{2,5}$ мкм |

Область існування режимних та геометричних параметрів, що оптимізуються, задається системою двосторонніх нерівностей

$$X_i \min \leq |t, S, V, \gamma, r, h| \leq X_i \max \quad (2)$$

з граничними значеннями $t = 1-2$ і $0,5-1$ мм для напівчистового та чистового точіння; $S = 0,1 - 0,5$ мм/об; $V = 0,5 - 2,5$ м/с; $\gamma = (-30) - 0^0$; $r = 0,8 - 3,2$ і $0,8 - 1,6$ мм для ніборіта та кіборіта; $h = 0,2 - 0,8$ мм.

Характеристика цільових функцій

В якості можливих критеріїв оптимальності ММ вивчалися вісім узагальнених показників (ЦФ).

1. Продуктивність обробки (інтенсивність знімання металу)

$$Q = 60 \cdot t \cdot S \cdot V \rightarrow \max \quad (3)$$

при раніше встановлених раціональних геометричних параметрах.

2. Часове напрацювання за період стійкості

$$T_P = T \cdot P_T \rightarrow \max. \quad (4)$$

3. Об'ємне напрацювання за період стійкості

$$W_T = Q \cdot T_P \rightarrow \max. \quad (5)$$

4. Часовий ресурс різальної пластини

$$R = T_P \cdot (1 + i_3) \cdot n_B \rightarrow \max \quad (6)$$

з числом вершин n_B та кількістю заточок [4]

$$i_3 = B \cdot K_B \frac{[P_T (K_P - 1) + 1] \cdot \delta + \Delta}{(K_P \cdot \delta + \Delta) \cdot (\delta + \Delta)}, \quad (7)$$

де $\delta = \frac{h \cdot \operatorname{tg} \alpha}{1 - \operatorname{tg} \gamma \cdot \operatorname{tg} \alpha}$ – величина зносу леза в P_V у напрямі P_T ; B, K_B, K_P, Δ – табл.3.

5. Об'ємний ресурс різальної пластини

$$W_R = Q \cdot R \rightarrow \max. \quad (8)$$

6. Питома потужність різання

$$N_f = \frac{P_Z \cdot V}{t \cdot S} \rightarrow \min. \quad (9)$$

7. Питома робота різання

$$E_f = \frac{P_Z \cdot (V \cdot T)}{60 \cdot t \cdot S} \rightarrow \min. \quad (10)$$

8. Питома технологічна собівартість обробки [7]

$$C_{II} = \left[\left(1 + \varepsilon + \frac{\tau_i}{T_P} \right) \cdot K_O \cdot B_X + \frac{I + 3}{T_P} + N_C \cdot B_e \right] / 60 \cdot t \cdot S \cdot V \rightarrow \min. \quad (11)$$

Формула (11) включає вартість верстатохвилини роботи верстата та робочого

$$B_X = \frac{Ц_B \cdot a_B}{60 \cdot \Phi_P \cdot K_{3B}} + \frac{3_P \cdot K_H}{60 \cdot \Phi_M}. \quad (12)$$

Пов'язані з експлуатацією РІ витрати складаються з вартості пластини, що приходить на один період стійкості,

$$I = Ц_i \cdot K_{BB} / (1 + i_3) \cdot n_B \quad (13)$$

та вартості заточки

$$3 = \left(\tau_3 \cdot B_3 + \frac{Ц_K}{i_K} \right) / n_K. \quad (14)$$

Сумарна потужність верстата, що споживається при обробці,

$$N_C = N + N_{\Pi} \cdot (1 + \varepsilon) \cdot (1 + \kappa_{\Pi} - \eta) \quad (15)$$

враховує витрати на різання $N = P_z \cdot V$ та привід супутніх механізмів.

Найменування та значення складових C_{Π} (11-15) приведені в табл.3.

Аналіз одержаних результатів

Розв'язання ММ з досліджуваними ЦФ виконувались методом нелінійного програмування. Результати розрахунків на ПЕОМ з використанням програмного продукту MathCAD зведені в табл. 4.

Отримані дані наочно показують, що кожна ЦФ зумовлює розв'язання ММ з результатом найбільш екстремального значення критерію свого функціонального призначення. Для ряду простих ЦФ, як Q , T_P та R , N_f та E_f заздалегідь відома закономірність визначених значень параметрів режиму різання. Взагалі, за винятком енергетичних N_f та E_f , зрозуміла тенденція вибору також максимальних значень r та h . Але встановити певну тенденцію вибору значення γ – досить складно для всіх ЦФ. Конкретні оптимальні значення параметрів, які протилежно і в різній степені впливають на різні Π , природно залежать від їх ТО.

Застосування продуктивності обробки Q (поз. 1) в якості ЦФ при відсутності можливості керування геометричними параметрами призводить до отримання найбільшого після ЦФ з C_{Π} значення Q при максимальній t , великій S та середній V .

ЦФ з часовими напрацюванням T_P (поз. 2) та ресурсом R (поз. 4) однієї суті логічно видають однаковий, за виключенням γ , результат: мінімальне значення режиму різання та максимальне значення геометричних параметрів для забезпечення максимально можливих T та P_T . Це при мінімальній Q та максимальних T_P та R призводить до отримання найбільшої C_{Π} .

З об'ємними напрацюванням W_T (поз. 3) та ресурсом W_R (поз. 5) в якості ЦФ розв'язання призводить до максимальної t та мінімальної V при середньому значенні C_{Π} . На відміну від W_T при ЦФ з W_R результат розв'язання через можливість урахування кількості заточок i_3 виявляється більш ефективним по γ .

Питома потужність різання N_f (поз. 6) не пов'язана функціонально з T_P і розв'язання з такою ЦФ підпорядковано отриманню мінімальних енергетичних витрат природно при максимальному перетині зрізу $t \times S$ та найменшій потужності різання (мінімально можливих V та P_Z).

ЦФ у вигляді питомої роботи різання E_f (поз. 7) направлена на отримання розв'язання в першу чергу з мінімально допустимим T , найменшої N та максимально можливих t та S за умовами ТО.

Обидві енергетичні ЦФ видають найменші значення V та h і ефективні лише по γ та r . По C_{Π} вони знаходяться на рівні ЦФ W_T та W_R .

Мінімальна C_{Π} (поз. 8) забезпечується при максимальних Q , N_f та мінімальних T_P , R показниках за рахунок максимально допустимих значень t , S , r , h та середніх V , γ . Перевага C_{Π} над іншими ЦФ проявляється в тому, що вона окрім своєї економічної спрямованості враховує функціональне прагнення показників Q (3), T_P (4) та N_C (15) в формулі C_{Π} (11).

З проведеного аналізу випливає, що розв'язання ММ з ЦФ T_P та R призводить до отримання граничних значень пошукових параметрів (мінімальні режимні дають найменшу Q , а максимальні геометричні – найбільший T) і найбільшої C_{Π} . Тому вони однозначно не можуть застосовуватися в якості ЦФ оптимізаційних ММ.

Таблиця 3 – Вихідні дані для розрахунку C_{II} (11)

| Найменування і розмірність елементів собівартості обробки | Значення | |
|---|----------------------|---------|
| | ніборіт | кіборіт |
| Витрати часу на технологічні переходи ε | 0,15 | |
| Час на зміну та настройку інструменту τ_i , хв. | 2 | |
| Витрати часу на обслуговування верстата k_0 | 1,07 | |
| Вартість токарного верстата C_B , у.г.о. | 55000 | |
| Норма амортизаційних відрахувань a_B | 0,085 | |
| Річний фонд часу двозмінної роботи Φ_p , год. | 4015 | |
| Коефіцієнт завантаження верстата $k_{зв}$ | 0,85 | |
| Місячна зарплата верстатника Z_p , у.г.о. | 1000 | |
| Коефіцієнт надбавки k_H | 1,2 | |
| Місячний фонд робочого часу Φ_M , год. | 164 | |
| Вартість верстатохвилини обробки v_X (12), у.г.о./хв. | 0,145 | |
| Ціна різальної пластини C_i , у.г.о. | 30 | 50 |
| Коефіцієнт випадкових втрат $k_{ВВ}$ | 1,15 | |
| Ширина пластини у напрямі заточування B , мм | 14 | 12,7/2 |
| Коефіцієнт використання пластини k_B | 2/3 | 1/3 |
| Коефіцієнт перевищення глибини руйнування леза над величиною зносу δ (7) k_p | 4 | |
| Технологічний припуск на заточування Δ , мм | 0,1 | |
| Число вершин пластини n_B | 1 | 4 |
| Штучний час на заточування τ_3 , хв. | 5 | 10 |
| Вартість заточного верстата C_3 , у.г.о. | 10000 | |
| Норма амортизаційних відрахувань a_3 | 0,1 | |
| Місячна зарплата заточника Z_3 , у.г.о. | 1000 | |
| Вартість верстатохвилини заточування v_3 (12), у.г.о./хв. | 0,127 | |
| Ціна заточного (алмазного) круга C_K , у.г.о. | 200 | |
| Число заточувань одним кругом i_K | 200 | 75 |
| Вартість заточування Z (14), у.г.о. | 1,635 | 0,984 |
| Витрати потужності на привід подачі і допоміжних механізмів k_{II} | 0,2 | |
| Вартість електроенергії v_e , у.г.о./(Вт·хв) | $3,33 \cdot 10^{-6}$ | |

Також неприпустимо в якості самостійних ЦФ застосування об'ємних напрацювання W_T , ресурсу W_R та питомих потужності N_f , роботи E_f різання.

У випадку відсутності необхідних техніко-економічних даних для C_{II} має сенс оптимізаційний пошук проводити в два етапи: на першому – розв'язується ММ з ЦФ W_R та N_f , визначається середнє значення γ (по W_R та N_f), обираються максимальні r (по W_R та N_f) і h (по W_R); на другому – застосовується ЦФ з Q (при отриманих геометричних параметрах) і визначаються режимні параметри. При заданих ТО для більшості ЦФ граничними II системи нерівностей були T , P_T та R_a , а параметрами – t , r та h .

Таблиця 4 – Розрахункові значення параметрів процесу точіння вибіленого чавуну HB = 540 та досліджених ЦФ ММ (чисельник – напівчистове точіння ніборітом, знаменник – чистове кіборітом)

| Режим різання | | | Геометрія леза | | | Оціночні показники | | | | | | | |
|--|-----------------|------|----------------|-----|------|--------------------|-------|-----------------|-------|-------------------|-------------------|-------------------|----------------------|
| t | S | V | $-\gamma$ | r | h | Q | T_P | W_T | R | W_R | N_f | E_f | C_{Π} |
| мм | $\frac{мм}{об}$ | м/с | град | мм | мм | $\frac{см^3}{хв}$ | хв | см ³ | хв | см ³ | $\frac{Вт}{мм^2}$ | $\frac{Дж}{мм^2}$ | $\frac{у.г.о}{см^3}$ |
| 1. Продуктивність обробки Q ($\gamma = -20^\circ$; $r = \frac{2}{1,2}$ мм, $h = 0,5$ мм) | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,45 | 0,8 | | | | 42,8 | 37,5 | 1604 | 1964 | 83208 | 2451 | 1838 | 0,0064 |
| 1 | 0,19 | 1,33 | | | | 15,4 | 51 | 787 | 2580 | 39796 | 5315 | 5315 | 0,0162 |
| 2. Часове напрацювання T_P | | | | | | | | | | | | | |
| 1 | 0,1 | 0,5 | 0 | 3,2 | 0,8 | 3 | 598 | 1794 | 25155 | 75464 | 3122 | 34829 | 0,0681 |
| 0,5 | 0,1 | 0,5 | 3 | 1,6 | 0,8 | 1,5 | 869 | 1304 | 35038 | 52537 | 3272 | 55790 | 0,1348 |
| 3. Об'ємне напрацювання W_T | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,45 | 0,5 | 20 | 3,2 | 0,8 | 27 | 128 | 3473 | 5386 | $\frac{14563}{0}$ | 1959 | 4942 | 0,0084 |
| 1 | 0,21 | 0,5 | 17 | 1,6 | 0,8 | 6,2 | 366 | 2281 | 15000 | 93535 | 2547 | 18274 | 0,0333 |
| 4. Часовий ресурс R | | | | | | | | | | | | | |
| 1 | 0,1 | 0,5 | 5 | 3,2 | 0,8 | 3 | 588 | 1766 | 25261 | 75784 | 3224 | 34549 | 0,0681 |
| 0,5 | 0,1 | 0,5 | 15 | 1,6 | 0,8 | 1,5 | 847 | 1271 | 36019 | 54030 | 3540 | 54703 | 0,1348 |
| 5. Об'ємний ресурс W_R | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,44 | 0,5 | 27 | 3,2 | 0,77 | 26,2 | 127 | 3346 | 5668 | 148720 | 2030 | 4851 | 0,0086 |
| 1 | 0,21 | 0,5 | 30 | 1,6 | 0,8 | 6,3 | 355 | 2237 | 15340 | 96650 | 2723 | 17761 | 0,0330 |
| 6. Питома потужність різання N_f | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,44 | 0,5 | 10 | 1,8 | 0,29 | 26,2 | 36 | 942 | 2228 | 58337 | 1473 | 1077 | 0,0104 |
| 1 | 0,25 | 0,5 | 13 | 1,6 | 0,22 | 7,6 | 62 | 471 | 4027 | 30610 | 1854 | 2254 | 0,0310 |
| 7. Питома робота різання E_f | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,44 | 0,5 | 10 | 1,8 | 0,29 | 26,2 | 36 | 942 | 2228 | 58337 | 1437 | 1077 | 0,0104 |
| 0,5 | 0,28 | 0,55 | 15 | 1,6 | 0,20 | 4,6 | 52 | 240 | 3489 | 16129 | 2165 | 2165 | 0,0521 |
| 8. Питома собівартість обробки C_{Π} | | | | | | | | | | | | | |
| 2 | 0,5 | 1,04 | 20 | 3,2 | 0,8 | 62,4 | 36 | 2247 | 1462 | 91240 | 3530 | 2648 | 0,0046 |
| 1 | 0,25 | 1,55 | 29 | 1,6 | 0,8 | 23,2 | 51 | 1184 | 2126 | 49345 | 6685 | 6685 | 0,0111 |

В принципі ефективність ЦФ полягає в здібності такого впорядкованого перебору масиву варіантів розв'язків, при якому для системи нерівностей вдовольняється найменша різниця між значеннями ТО та П процесу за рахунок врахування ступені впливу кожного параметру на екстремум ЦФ в процесі цілеспрямованого пошуку допустимих значень параметрів, що оптимізуються.

Висновки

1. Найефективнішою ЦФ по оптимальності режимних та геометричних параметрів для забезпечення найбільшої продуктивності обробки при власному найменшому значенні є питома собівартість обробки C_{Π} . На другому місці по економічній ефективності (C_{Π}) при встановленій раціональній геометрії леза знаходиться продуктивність обробки Q . Тільки ці дві ЦФ “реагують” на оптимізацію швидкості різання V .

2. Геометричні параметри леза, особливо передній кут γ та величина зносу h , найбільш достовірно визначаються при комплексній (спільній) оптимізації режимних та геометричних параметрів з питомою собівартістю обробки C_{Π} в якості ЦФ.

3. При неможливості (складності) застосування питомої собівартості обробки C_{Π} рекомендується спочатку по результатам розв’язання ММ з об’ємним ресурсом W_R та питомою потужністю різання N_f в якості ЦФ визначити середнє значення γ і максимальні r та h , а потім з використанням продуктивності обробки Q (простої ЦФ) – режим різання.

4. Загальна тенденція забезпечення найменшої питомої собівартості обробки C_{Π} виявляється в застосуванні максимально можливих глибини t , радіусу r та величини зносу h , а в цілому з точки зору показників процесу – за рахунок максимально можливої продуктивності обробки Q і мінімально можливих часових напрацювання T_p та ресурсу R різальних пластин.

5. Важливим достоїнством даної методології оптимізації є її здатність застосовувати складні по структурі (ступенні, показникові, поліномні) багатofакторні системи залежностей показників процесу від пошукових параметрів, технічних обмежень показників та нелінійні економічні ЦФ, що сприяє підвищенню точності ММ та достовірності розрахункових даних.

Література

- [1] Горанский Г.К. Расчет режимов резания при помощи электронно-вычислительных машин. – Минск: Госуд. издат. БССР, 1963, – 191с.
- [2] Якобс Г.Ю., Якоб Э., Кохан Д. Оптимизация резания: Пер. с нем. – М.: Машиностроение, 1981.- 279 с.
- [3] Инструменты из сверхтвердых материалов / Под редакцией Н.В. Новикова.– К.: ИСМ НАНУ, 2001.– 528с.
- [4] Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В. Надёжность режущих пластин из композитов при точении отбеленных чугунов.– Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ «ХП».– Харків, 2005.– Вип. 1 (10).– С. 99–104.
- [5] Кравченко Ю.Г., Семькин А.А., Ярошик А.Я. Оптимизация параметров процесса точения высокотвердых чугунов пластинами из ПКНБ.– // Сверхтвердые материалы.– 2008.– №5.– С.59–65.
- [6] Кравченко Ю.Г. Влияние параметров процесса точения на вероятность неразрушения режущей кромки ПСТМ.– Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць.– Краматорськ: ДДМА, вип. №22, 2007. – С. 209–215.
- [7] Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В. Расчёт удельной себестоимости обработки при точении.– Сбор. науч. трудов НГУ №19, том 4 – Днепропетровск: Национальный горный университет, 2004.– С. 88–91.

УДК 621.914.5

Майданюк С.В., Панчук В.Г., Рублюк О.В.

НТУУ "КПІ", м. Київ, ІФНТУНГ, м. Івано-Франківськ, Україна

ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОГО СТАНУ ВІДРІЗНИХ ФРЕЗ З РІЗНОНАПРАВЛЕНИМИ ЗУБЦЯМИ

In the article the influence of the regimes of cutting and geometric parameters of the cutting edge to the dynamic state of disk detachable cutters with the differently directed teeth is investigated. Comparative analysis is performed after the criterion of the dynamic stability of cutter and the results of the amplitude-frequency analysis of the calculated dependences of the instantaneous values of the force components of cutting, obtained by the method of the imitation simulation of the process of cutting the billets of arbitrary section by the cutters of the arbitrary construction of the cutting edge.

Вступ

Імітаційне моделювання процесу фрезерування відрізною фрезою дозволяє визначити теоретичні значення сили різання і її окремих складових на протязі всього періоду відрізання і одержати вхідні дані для наступних динамічних розрахунків [1].

Відомі дослідження динамічного стану процесу відрізання дисковими фрезами за критерієм динамічної стійкості фрези [2]. В якості критерію динамічної стійкості приймається максимальне значення амплітуди вимушених коливань фрези

$$C_{r\max} = \max |B_{ij}| = \max \left| \frac{C_j p_j^2}{\omega_i^2 - p_j^2} \right|,$$

де C_j – амплітуда j -ї гармоніки збуджуючої сили; p_j – кругова частота j -ї гармоніки збуджуючих коливань; ω_i – власна кругова частота; B_{ij} – амплітуда вимушених коливань на i -й власній частоті під впливом j -ї гармоніки збуджуючих коливань.

Фактично оцінюється наявність резонансних зон при заданих параметрах процесу відрізання.

Недолік методики [2] полягає в тому, що за умовне значення сили різання приймається кількість одночасно працюючих зубців, тобто умовна сила різання на кожному зубці рівна одиниці. Період вимірювання сили різання приймається рівним часу роботи однієї групи зубців. Програмне забезпечення розроблене для розрахунків процесу відрізання плоских пластин. Для круглих заготовок розрахунки динамічного стану виконуються для моменту проходження фрези через діаметральне січення заготовки. Таким чином кругла заготовка замінюється в розрахунках на плоску, товщина якої рівна діаметру круглої заготовки. Загальна кількість гармонік збуджуючої сили, за якими виконуються розрахунки рівна 99. В розрахунках не враховується геометрія різальної частини фрези і її вплив на динаміку процесу відрізання.

Оскільки в основі розрахунку критерію динамічної стійкості лежить спектральний аналіз збуджуючих коливань, то такі припущення вносять значні похибки в результати досліджень і сильно звужують область можливого використання даної методики.

Використання в дослідженнях динамічного стану процесу відрізання фрезами теоретичних значень сили різання, які одержані за методикою [1] і

максимально наближені до реальних, дозволяють значно підвищити достовірність результатів. Сила різання, в даному випадку, являє собою комплексний показник, який враховує особливості профілю заготовки, режими різання, геометрію різальної частини інструменту і механічні властивості матеріалу заготовки.

В даній статті приведені результати порівняльних досліджень динаміки процесу відрізання фрезами з різнонаправленими зубцями.

Основна частина

Теоретичні розрахунки [3] вказують, що фрези з різнонаправленими зубцями, за рахунок плавного врізання в тіло заготовки, сприймають менші динамічні навантаження в процесі різання. Але існуюча методика не дозволяла оцінити вплив геометрії різальної частини фрези на критерій її динамічної стійкості.

Для оцінки даного впливу нами проведено обчислювальний експеримент. Сила різання визначається за допомогою обчислювального комплексу [1] методом імітаційного моделювання. Вхідними факторами експерименту є:

- інструментальний кут нахилу різальної кромки λ_1 . Задається на одинадцяти рівнях і приймає значення $-30^\circ, -15^\circ, 0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$;
- інструментальний головний кут в плані φ_1 . Задається на п'яти рівнях і приймає значення $50^\circ, 60^\circ, 70^\circ, 80^\circ, 90^\circ$;
- частота обертання фрези n . Приймає значення 16, 28, 40, 52, 64 об/хв.
- Розрахунки виконуються для фрез:
- діаметр $D = 315$ мм, товщина $B = 1,8; 2,5; 3,2$ мм, кількість зубців $z = 60; 120; 180$ шт.;
- діаметр $D = 200$ мм, товщина $B = 1,6; 2,0; 2,4$ мм, кількість зубців $z = 40; 100; 160$ шт.

Імітується відрізання сталюї заготовки круглого профілю діаметром 12 мм. Інструментальний передній кут приймається $\gamma_1 = 10^\circ$ і інструментальний задній кут $\alpha_1 = 20^\circ$. Частота дискретизації сили різання приймається 2000 Гц, що забезпечує одержання спектра гармонік збуджуючої сили в межах від 0 до 1000 Гц. Розрахунки миттєвих значень складових сили різання виконується програмним комплексом [1] методом імітаційного моделювання. В цьому ж діапазоні знаходяться три перші власні частоти досліджуваних конструкцій фрез і практично всі значимі гармоніки сили різання.

Власні частоти визначаються програмним шляхом за методикою [4]. Для амплітудно-частотного аналізу часових залежностей сили різання використані методи, викладені в роботі [5]. Загальний об'єм експерименту складає 2250 дослідів.

Результати експерименту приведені в таблицях 1 і 2. В комірках таблиць вказані середні значення динамічного коефіцієнту, згруповані за значеннями вхідних факторів.

Аналіз одержаних результатів показує, що для конкретних умов обробки існують режими, які є несприятливими за динамічним станом дискової фрези, коли за рахунок близькості власних і збуджуючих частот можливе значне підвищення амплітуда вимушених коливань інструменту. На рисунках 1 і 2 деякі результати для більшої наочності приведені в графічному вигляді.

Відповідно до табл. 1 і рис. 1 оцінимо вплив вхідних факторів на динамічний стан фрез діаметром 200 мм.

Таблиця 1 – Критерій динамічної стійкості для фрез діаметром 200 мм

| n | B | λ_i | | | | | Φ_i | | | | |
|----|-----|-------------|----------|----------|----------|----------|----------|---------|---------|---------|---------|
| | | -30 | -15 | 0 | 15 | 30 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 |
| 16 | 1,6 | 19,1 | 38,2 | 750,1 | 40,5 | 14,6 | 39,8 | 38,9 | 60,8 | 87,3 | 635,6 |
| | 2,0 | 1,9 | 29,1 | 85,7 | 19,5 | 1,2 | 18,3 | 19,0 | 20,0 | 25,0 | 55,1 |
| | 2,4 | 1,0 | 1,8 | 84,6 | 1,3 | 0,6 | 1,6 | 2,0 | 3,7 | 11,6 | 70,4 |
| 28 | 1,6 | 57,6 | 80,0 | 1498,8 | 61,3 | 31,5 | 67,6 | 68,4 | 65,5 | 63,0 | 1464,7 |
| | 2,0 | 168,0 | 512,7 | 7595,1 | 6201,6 | 3755,4 | 3617,7 | 4570,0 | 4331,8 | 3387,3 | 2326,0 |
| | 2,4 | 12,3 | 20,7 | 45,9 | 18,6 | 6,5 | 17,7 | 21,7 | 25,0 | 21,4 | 18,1 |
| 40 | 1,6 | 4552,2 | 15657,9 | 28600,1 | 17787,9 | 12013,5 | 6965,6 | 8325,4 | 17591,5 | 25546,0 | 20183,1 |
| | 2,0 | 423,4 | 2409,2 | 5150,0 | 4264,4 | 2224,1 | 2072,1 | 3093,0 | 3526,9 | 3800,7 | 1978,4 |
| | 2,4 | 199,6 | 409,8 | 4252,3 | 878,4 | 145,3 | 433,2 | 437,1 | 681,3 | 1163,3 | 3170,4 |
| 53 | 1,6 | 241,8 | 234,8 | 996,4 | 192,8 | 154,8 | 201,5 | 205,9 | 207,5 | 206,9 | 998,8 |
| | 2,0 | 108,0 | 134,9 | 750,4 | 117,1 | 63,2 | 116,6 | 120,2 | 114,0 | 135,7 | 687,1 |
| | 2,4 | 67,2 | 123,0 | 165,3 | 108,8 | 39,5 | 120,8 | 101,9 | 100,2 | 99,6 | 81,4 |
| 64 | 1,6 | 16874,5 | 17594,1 | 17148,6 | 15851,9 | 13420,3 | 13249,1 | 15177,0 | 16310,8 | 16943,5 | 19209,0 |
| | 2,0 | 325,3 | 362,3 | 649,4 | 318,5 | 219,9 | 316,5 | 328,4 | 333,9 | 380,0 | 516,6 |
| | 2,4 | 87,6 | 109,1 | 338,0 | 92,9 | 47,8 | 95,0 | 95,1 | 93,4 | 93,7 | 298,3 |
| n | z | λ_i | | | | | Φ_i | | | | |
| | | -30 | -15 | 0 | 15 | 30 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 |
| 16 | 40 | 18,18 | 61,56 | 310,79 | 55,57 | 14,18 | 54,5 | 53,7 | 53,7 | 67,2 | 231,1 |
| | 100 | 1,69 | 4,84 | 598,41 | 3,47 | 1,06 | 3,1 | 3,9 | 28,2 | 51,2 | 523,1 |
| | 160 | 2,06 | 2,68 | 11,20 | 2,25 | 1,14 | 2,1 | 2,3 | 2,6 | 5,5 | 6,8 |
| 28 | 40 | 194,66 | 522,59 | 9015,31 | 6207,81 | 3773,61 | 3622,6 | 4583,7 | 4345,4 | 3402,3 | 3760,1 |
| | 100 | 31,30 | 70,73 | 87,52 | 55,51 | 13,15 | 67,8 | 58,2 | 53,8 | 47,3 | 31,1 |
| | 160 | 11,94 | 20,07 | 37,02 | 18,23 | 6,56 | 12,6 | 18,3 | 23,2 | 22,0 | 17,7 |
| 40 | 40 | 366,66 | 5933,06 | 19882,28 | 8255,74 | 5595,26 | 533,9 | 723,6 | 7629,0 | 15414,5 | 15731,9 |
| | 100 | 1906,12 | 5563,01 | 10260,11 | 8298,14 | 4437,94 | 3851,4 | 5693,5 | 7208,0 | 8087,5 | 5625,0 |
| | 160 | 2902,48 | 6980,88 | 7860,03 | 6376,80 | 4349,67 | 5085,6 | 5438,4 | 6962,7 | 7008,0 | 3975,1 |
| 53 | 40 | 70,72 | 87,72 | 1460,13 | 74,07 | 45,98 | 68,5 | 73,7 | 73,6 | 103,3 | 1419,5 |
| | 100 | 180,82 | 193,40 | 230,39 | 162,53 | 116,65 | 169,5 | 172,9 | 171,4 | 168,5 | 201,6 |
| | 160 | 165,45 | 211,60 | 221,65 | 182,11 | 94,90 | 200,9 | 181,4 | 176,7 | 170,5 | 146,3 |
| 64 | 40 | 109,24 | 116,73 | 408,55 | 95,54 | 69,00 | 96,7 | 100,2 | 101,0 | 140,1 | 361,0 |
| | 100 | 16896,80 | 17632,58 | 17407,76 | 15886,19 | 13435,32 | 13285,6 | 15213,0 | 16344,9 | 16978,4 | 19436,8 |
| | 160 | 281,36 | 316,23 | 319,57 | 281,66 | 183,71 | 278,3 | 287,4 | 292,2 | 298,6 | 226,0 |

Очевидно, що основним фактором є частота обертання фрези. Так, частота 40 об/хв є критичною для даного діаметра. Режим роботи при даній частоті характеризується динамічною нестабільністю. При цьому відзначається сильний вплив геометрії різальної частини на величину вимушених коливань (рис. 1б, д).

Найвища динамічна стабільність відзначається при частотах обертання 16 і 53 об/хв. На цих режимах, незалежно від кількості зубців і товщини фрези, характер впливу кута нахилу різальної кромки і головного кута в плані є однаковими (рис. 1а, в, г, е). Очевидно, що нахил різальної кромки забезпечує вищу динамічну стійкість фрези, порівняно з прямим зубом. Причому різкий спад амплітуди вимушених коливань відзначається при зміні головного кута в плані від 90° до 80° і кута нахилу різальної кромки в діапазоні від 0 до ±15°. Подальше збільшення кутів нахилу не сприяє істотному покращенню динамічного стану.

Для частот обертання 28 і 64 об/хв характерна наявність режимів нестабільності (табл. 1) в залежності від кількості зубців і товщини фрези. Так при частоті 28 об/хв критичною є конструкція фрези товщиною 2,0 мм з кількістю зубців рівною 40 шт., а для частоти 64 об/хв – товщиною 1,6 мм і кількістю зубців 100 шт.

Таблиця 2 – Критерій динамічної стійкості для фрез діаметром 315 мм

| n | B | λ_i | | | | | φ_i | | | | |
|-----|-----|-------------|--------|--------|--------|--------|-------------|--------|--------|--------|--------|
| | | -30 | -15 | 0 | 15 | 30 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 |
| 16 | 1,8 | 384,4 | 430,8 | 451,3 | 339,4 | 187,6 | 350,0 | 366,9 | 377,0 | 387,5 | 312,1 |
| | 2,5 | 73,5 | 126,8 | 155,4 | 99,2 | 42,1 | 111,3 | 125,2 | 103,7 | 98,9 | 58,1 |
| | 3,2 | 46,0 | 87,3 | 124,5 | 61,8 | 22,4 | 85,1 | 78,2 | 72,2 | 68,7 | 37,7 |
| 28 | 1,8 | 531,7 | 501,6 | 665,4 | 412,3 | 341,3 | 416,5 | 434,2 | 447,5 | 455,0 | 699,2 |
| | 2,5 | 257,3 | 290,3 | 281,7 | 238,4 | 151,7 | 237,8 | 242,6 | 252,3 | 259,4 | 227,2 |
| | 3,2 | 177,8 | 221,7 | 1872,8 | 201,7 | 117,1 | 201,2 | 207,1 | 206,2 | 199,3 | 1777,3 |
| 40 | 1,8 | 174,4 | 160,2 | 150,3 | 133,1 | 116,3 | 132,5 | 139,7 | 144,1 | 146,0 | 172,0 |
| | 2,5 | 279,7 | 277,9 | 261,1 | 235,1 | 186,1 | 230,7 | 241,1 | 247,2 | 249,1 | 271,8 |
| | 3,2 | 154,9 | 174,8 | 176,9 | 144,3 | 92,3 | 144,7 | 148,3 | 149,3 | 156,2 | 144,7 |
| 53 | 1,8 | 223,5 | 200,1 | 182,7 | 166,2 | 149,6 | 170,3 | 174,6 | 177,1 | 179,8 | 220,3 |
| | 2,5 | 3474,6 | 3521,8 | 3318,4 | 3151,4 | 2848,1 | 2874,9 | 3390,1 | 2816,9 | 2717,6 | 4514,9 |
| | 3,2 | 706,7 | 751,8 | 1346,0 | 645,9 | 468,0 | 625,7 | 649,1 | 665,0 | 671,8 | 1306,8 |
| 64 | 1,8 | 4144,1 | 3605,9 | 4095,7 | 2854,6 | 2045,0 | 1965,3 | 3400,0 | 3883,0 | 3858,8 | 3638,1 |
| | 2,5 | 931,4 | 874,0 | 844,8 | 726,8 | 615,1 | 757,5 | 768,0 | 765,7 | 773,4 | 927,4 |
| | 3,2 | 307,9 | 303,8 | 5444,4 | 249,2 | 197,9 | 258,9 | 263,3 | 263,2 | 338,4 | 5379,5 |
| n | z | λ_i | | | | | φ_i | | | | |
| | | -30 | -15 | 0 | 15 | 30 | 50 | 60 | 70 | 80 | 90 |
| 16 | 60 | 116,1 | 173,1 | 225,5 | 135,5 | 67,1 | 136,7 | 149,4 | 155,9 | 156,1 | 119,1 |
| | 120 | 155,0 | 209,8 | 231,4 | 167,1 | 85,9 | 201,3 | 194,0 | 172,8 | 166,1 | 114,8 |
| | 180 | 232,9 | 262,0 | 274,3 | 197,8 | 99,1 | 208,3 | 226,8 | 224,2 | 232,9 | 173,9 |
| 28 | 60 | 230,4 | 262,3 | 1962,5 | 234,9 | 160,8 | 223,4 | 230,6 | 242,5 | 246,0 | 1908,4 |
| | 120 | 303,4 | 316,1 | 445,2 | 261,6 | 191,4 | 264,9 | 272,8 | 277,5 | 283,2 | 419,3 |
| | 180 | 432,9 | 435,1 | 412,2 | 355,8 | 257,9 | 367,2 | 380,4 | 386,0 | 384,4 | 376,0 |
| 40 | 60 | 153,8 | 152,0 | 144,6 | 127,2 | 100,8 | 122,8 | 131,3 | 135,6 | 139,1 | 149,6 |
| | 120 | 226,5 | 230,2 | 225,2 | 191,3 | 143,0 | 196,8 | 200,2 | 201,2 | 204,2 | 213,8 |
| | 180 | 228,7 | 230,8 | 218,5 | 194,0 | 151,0 | 188,3 | 197,6 | 203,9 | 208,0 | 225,2 |
| 53 | 60 | 3514,7 | 3568,7 | 3611,4 | 3193,2 | 2876,3 | 2912,7 | 3428,3 | 2857,8 | 2760,9 | 4804,6 |
| | 120 | 381,7 | 378,7 | 503,8 | 320,1 | 250,1 | 329,1 | 337,9 | 337,2 | 333,1 | 497,1 |
| | 180 | 508,5 | 526,3 | 731,9 | 450,2 | 339,4 | 429,1 | 447,6 | 464,0 | 475,2 | 740,3 |
| 64 | 60 | 2048,5 | 1774,9 | 2045,3 | 1399,4 | 740,6 | 629,1 | 1866,3 | 2160,0 | 2054,2 | 1299,2 |
| | 120 | 810,7 | 765,9 | 1354,5 | 636,2 | 534,3 | 663,1 | 672,9 | 676,5 | 680,4 | 1408,7 |
| | 180 | 2524,2 | 2242,9 | 6985,1 | 1795,0 | 1583,1 | 1689,5 | 1892,2 | 2075,5 | 2235,9 | 7237,1 |

Аналогічно, відповідно до табл. 2 і рис. 2 виконаємо аналіз впливу вхідних факторів на динамічний стан фрез діаметром 315 мм.

Для даного діаметру критичною є частота 64 об/хв (рис. 2в, е). Найвища динамічна стабільність відзначається при частотах обертання 16 і 40 об/хв. На цих режимах вплив кута нахилу різальної кромки і головного кута в плані є неоднозначним (рис. 2а, б, г, д). Так на частоті 16 об/хв спостерігається зниження динамічної стійкості при головному куті в плані рівному 80°, а на частоті 40 об/хв на динамічну стійкість негативно впливає від'ємний кут нахилу різальної кромки. Але загальна тенденція підвищення динамічної стійкості фрез з різнонаправленими зубцями, порівняно з прямозубими, зберігається.

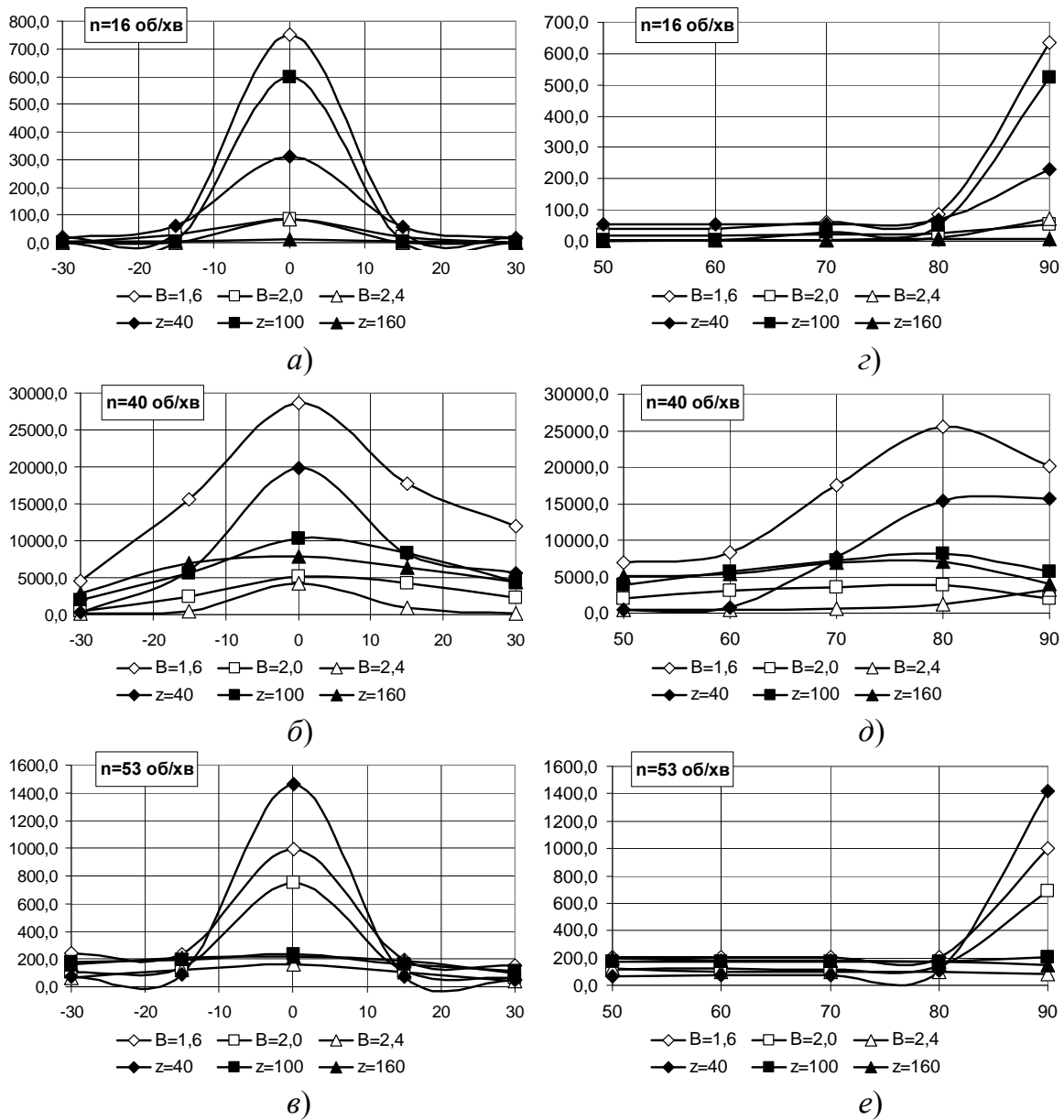


Рисунок 1 – Графіки залежності критерію динамічної стійкості фрези діаметром 200 мм від:
 а), б), е) інструментального кута нахилу різальної кромки λ_1 ;
 з), д), е) інструментального головного кута в плані ϕ_1

Для частоти 28 об/хв гіршою динамічною стабільністю відзначається конструкція фрези товщиною 3,2 мм з кількістю зубців рівною 60 шт., а для частоти 53 об/хв – фрези товщиною 2,5 і 3,2 мм з кількістю зубців 60 шт.

Висновки

Виконані теоретичні дослідження підтверджують кращі динамічні характеристики процесу відрізання дисковими фрезами з різнонаправленими зубцями, порівняно з прямозубими, за критерієм динамічної стійкості фрези. Розрахунками виявлено наявність критичних режимів роботи для фрез з різними геометричними параметрами різальної частини. Аналіз результатів вказує на залежність коефіцієнту динамічної стійкості фрези від комбінації режимів різання і геометричних параметрів різальної частини, у зв'язку з чим виникає необхідність вибору режимів обробки для кожної конкретної конструкції фрези і перерізу заготовки.

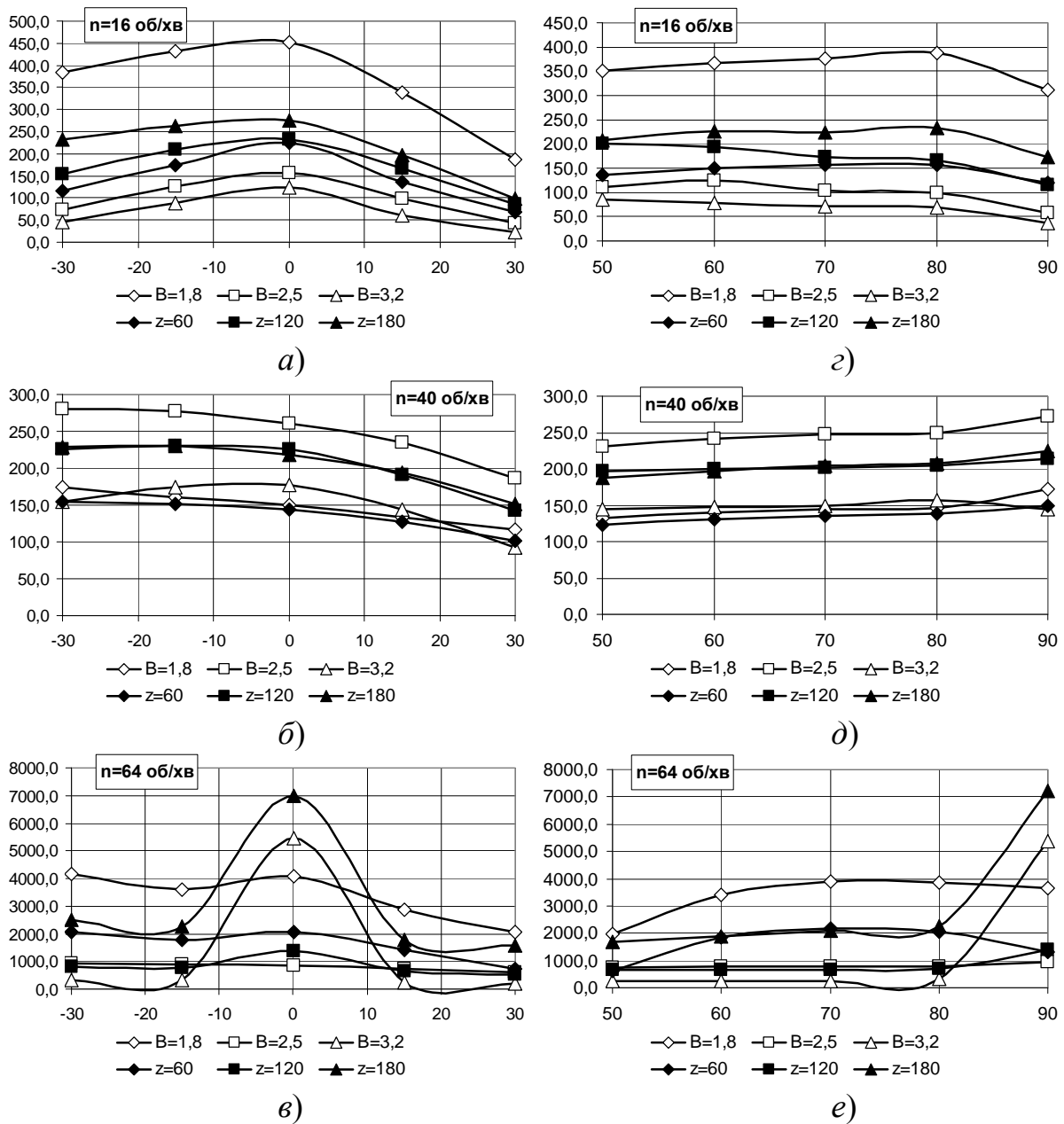


Рисунок 2 – Графіки залежності критерію динамічної стійкості фрези діаметром 315 мм від:
 а), б), в) інструментального кута нахилу різальної кромки λ_i ;
 з), д), е) інструментального головного кута в плані ϕ_i

Література

- [1] Панчук В. Г. Комп'ютерна реалізація розрахунку теоретичного значення сили різання при відрізанні фрезами / В. Г. Панчук // Прогресивні технології і системи машинобудування. – 2008. – № 36. – С. 146–154.
- [2] Дисковые пилы с неравномерным шагом [Текст] : монография / П. Р. Родин, Н. С. Равская, А. Е. Бабенко, О. А. Боронко. – К. : НТУУ “КПИ”, 2008. – 216 с.
- [3] Бабенко А. Є. Про вплив на коливання фрез кута нахилу зубців / А. Є. Бабенко, Н. С. Равська, О. О. Боронко, В. С. Парненко // Вісник ЖІТІ. – 2000. – № 12 – С. 49–54.
- [4] Бабенко А. Е. Полуаналитический метод определения собственных форм и собственных частот круглой кольцевой пластинки / А. Е. Бабенко, Н. С. Равская, О. А. Боронко // Вестник НТУУ “КПИ”. Машиностроение. – 2004. – № 45. – С. 11–12.
- [5] Оппенгейм А. В. Цифровая обработка сигналов : [для научных работников, занимающихся цифровой обработкой сигналов] / Под ред. С. Я. Шаца; [пер. с англ. В. А. Лексаченко, В. Г. Челпанова] – М. : Связь, 1979. – 416 с.

UDC 339.138

Dedović M., Dedović N.

High Economy School Peć, Leposavić, Serbia

NEW TRENDS AND MODERN CONCEPTS AND MODELS IN MARKETING

Marketing as dynamic and complex modern phenomena of planning and conducting promotion and distribution of products and services information has become a standard part of a modern organization. In the paper are discussed modern concepts of marketing following current trends using models of strategic marketing, internet marketing and mobile marketing.

Introduction

Marketing presents a dynamic and complex modern phenomenon which includes a vast number of activities concerning planning and realization of conceptions, prices, promotions and information and idea distribution during a product life-cycle. Application of marketing in business of an enterprise has become inevitable. Marketing as dominating business concept appears in 1950 firstly in USA, then in Europe (Germany then Great Britain etc) and in Japan. Mostly were used classical marketing concepts, like: various advertising types of products and services. With the expansion of Internet during 1990, appear unlimited possibilities for different types of marketing. This was greatly expanded with modern search engines like Google, Yahoo and MSN. During 2000 and forward mobile communications played an important role in creation the worlds largest marketing campaigns which could be seen everywhere. For successful realization of marketing activities are used integrated approaches in building powerful and long-term relationships with clients, distributors, suppliers etc, as well as their interactions. For more efficient usage of all marketing activities is necessary the application of marketing information systems (MIS) and various software for CRM (Customer Relationship Management), SCM (Supply Chain Management), LIS (logistics information system) and etc.

Strategic marketing

Increasingly competitive market conditions require strategic responses. Strategic decisions define core competencies and integrate activities. Strategic management recognizes the importance of implementation and managing change. Essentially, strategic marketing management, and subsequent marketing strategies, contributes to overall business goals via a three-stage process: analysis, formulation and implementation. A marketing strategy is the critical document that creates the link between corporate strategy and organizations operational plans. Whilst there may be many marketing plans (for different divisions or marketing segments) there should be just one marketing strategy. A core service and competence of the Knowledge Partnership is strategy development for all forms of knowledge organizations - schools, polytechnics, colleges, universities and charities. The Knowledge Partnership can project manage strategy development or work with on parts of it.

- The CEO perspective - does it address the key issues and support the vision
- The experienced marketing/communications director - is it realistic
- The market analyst - is it based on firm market analysis
- The organizational consultant - is it culturally sensitive so as to win hearts and minds of colleagues who will implement it
- The communications specialists who can translate and disseminate it.

A robust marketing strategy translates the aims and objectives in the corporate plan/strategy into a framework that summaries, as a minimum:

- The target markets
- The objectives for each market (share, growth, improved margins, better quality students or staff, increased donation value, etc)
- The basis upon which you will compete (positioning) in each broadly market (fees, convenience, reputation, relevance, innovation, etc)
- The range of core and support services to be offered
- How growth (in terms of volume or financial margins, for example) is to be achieved - penetrating core markets or developing new ones.
- Critical success factors or potential barriers

Such a strategy will have implications across organization, typically well beyond the marketing or communications department but into finance (costing and pricing), premises (to support service delivery), HR (do you have the right people), IT (to support communications and e-delivery) and service delivery units - the parts that are central to the user experience.

Marketing Strategy is built on:

- Mission, vision and values - what is the purpose of the organization and where does it want to be in X years time?

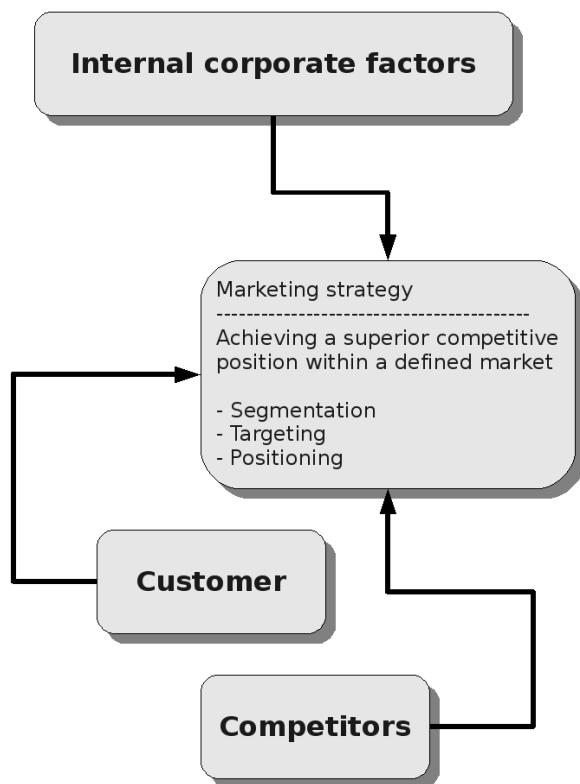


Figure 1 – Basic model of strategic marketing

- Financial analysis - what services and markets make money and which consume it
- Portfolio analysis
- Reputation and image assessment
- A relative SWOT analysis
- Competitor evaluation
- An appreciation of the regulatory and policy framework
- Market needs/demand analysis and forecasting
- Understanding "consumer behavior" - how choices are made
- Marketing evaluation (resources, competencies, integration etc)
- Feedback from current and recent users, members, students, clients, parents.

Basic model of strategic marketing been described in figure 1.

Internet marketing

There is no doubt about it – the Internet has changed the world we live in. Never before has it been so easy to access information, communicate with people all over the globe and share articles, videos, photos and all manner of media. The Internet has led to an increasingly connected environment, and the growth of Internet usage has resulted in declining distribution of traditional media: television, radio, newspapers and magazines. Marketing in this connected environment and using that connectivity

to market is Internet Marketing. Internet Marketing embraces a wide range of strategies, but what underpins successful Internet Marketing is a user-centric and cohesive approach to these strategies. While the Internet and the World Wide Web have enabled what we call New Media, the theories that lead to the development of the Internet were being developed from the 1950s. Marketing is about conversations, and the Internet has become a hub of conversations. The connected nature of the Internet allows us to follow and track these conversations, and provides entry points for all parties. Internet marketing deals with ways of conversing with potential and existing customers using the Internet. We can distinguish several sub disciplines of internet marketing as follows:

- E-mail marketing - is a form of direct marketing which utilises electronic means to deliver commercial messages to an audience. It is one of the oldest and yet still one of the most powerful of all Internet Marketing tactics. The power comes from the fact that it is:
 - Extremely cost effective due to a low cost per contact
 - Highly targeted
 - Customizable on a mass scale
 - Completely measurable
- Online advertising - is advertising on the Internet. Online advertising encompasses adverts on search engine results pages, adverts placed in emails and other ways in which advertisers use the Internet. Methods for online advertising are:
 - Interstitial banners
 - Pop-ups and Pop-unders
 - Map advert
 - Floating advert
 - Wallpaper advert
 - Banner advert
- Affiliate marketing - Affiliate marketing is used widely to promote web sites, and affiliates are rewarded for every visitor, subscriber or customer provided through their efforts. Because of this, affiliates are sometimes viewed as an extended sales force for a web site. Affiliates are paid for performance, so affiliate marketing is also referred to as performance marketing. The core of affiliate marketing is a simple process:
 - An affiliate refers potential customers to a merchant's web site.
 - Some of those customers perform a desired action.
 - The merchant rewards the affiliate for each desired action resulting from the affiliate's referral.
- Search engine marketing – is a type of marketing that uses most search engines for displaying advertisement on every search query. These adverts are usually related to the search terms and thus driver targeted traffic to merchant's web pages.
- PPC advertising - Pay Per Click (PPC) advertising is an advertising system where the advertiser only pays for each click on their advert. PPC advertising is keyword based – this means that it is based on the search term that a user enters into a search engine. A search term can have one word, or be made up of many words. Sometimes a multi-word search term is referred to as a “key phrase” or “keyword phrase”. Advertisers target those keywords for which they want their advert to appear.

Basic model of Internet marketing been described in figure 2.

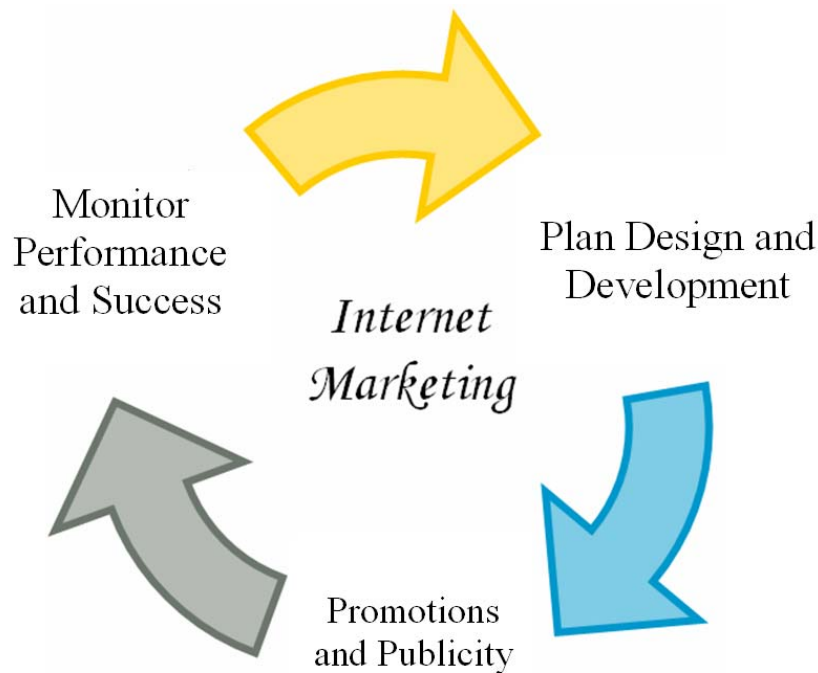


Figure 2 – Basic model of Internet marketing

Mobile marketing

Mobile marketing can refer to one of two categories of marketing. First, and relatively new, is meant to describe marketing on or with a mobile device, such as a mobile phone (this is an example of horizontal telecommunication convergence). Second, and a more traditional definition, is meant to describe marketing in a moving fashion - for example - technology road shows or moving billboards. It was only a few years ago that the mobile channel was used experimentally for the first time as a marketing tool. At that time the complexities of the technology, the specialist knowledge required and the contractual difficulties of working with the mobile networks made delivering mobile marketing campaigns an option only for the determined. Industry watchers predict mobile advertising is destined to overtake most forms of traditional advertising, including TV, as the preferred media vehicle. But despite all this, the mobile marketing space is still a hugely underutilized and sadly misunderstood space. The value chain of suppliers that support mobile campaigns follow a different flow than the campaign creation process. The main areas of value provided are shown on figure 3.

Mobile Marketing can encompass any of the following:

- Text Messaging - Marketing using SMS and MMS. Originally developed as a communications device for business, it is now the most widely used data application on earth. Advanced handset technology allows many users to also send and receive multimedia messages (MMS), which can incorporate richer media formats such as picture, video and even voice.
- User-controlled media - Mobile marketing differs from most other forms of marketing communication in that it is often user (consumer) initiated (mobile originated, or MO) message, and requires the express consent of the consumer to receive future communications. A call delivered from a server (business) to a user (consumer) is called a mobile terminated (MT) message. This infrastructure points to a trend set by mobile marketing of consumer controlled marketing communications.

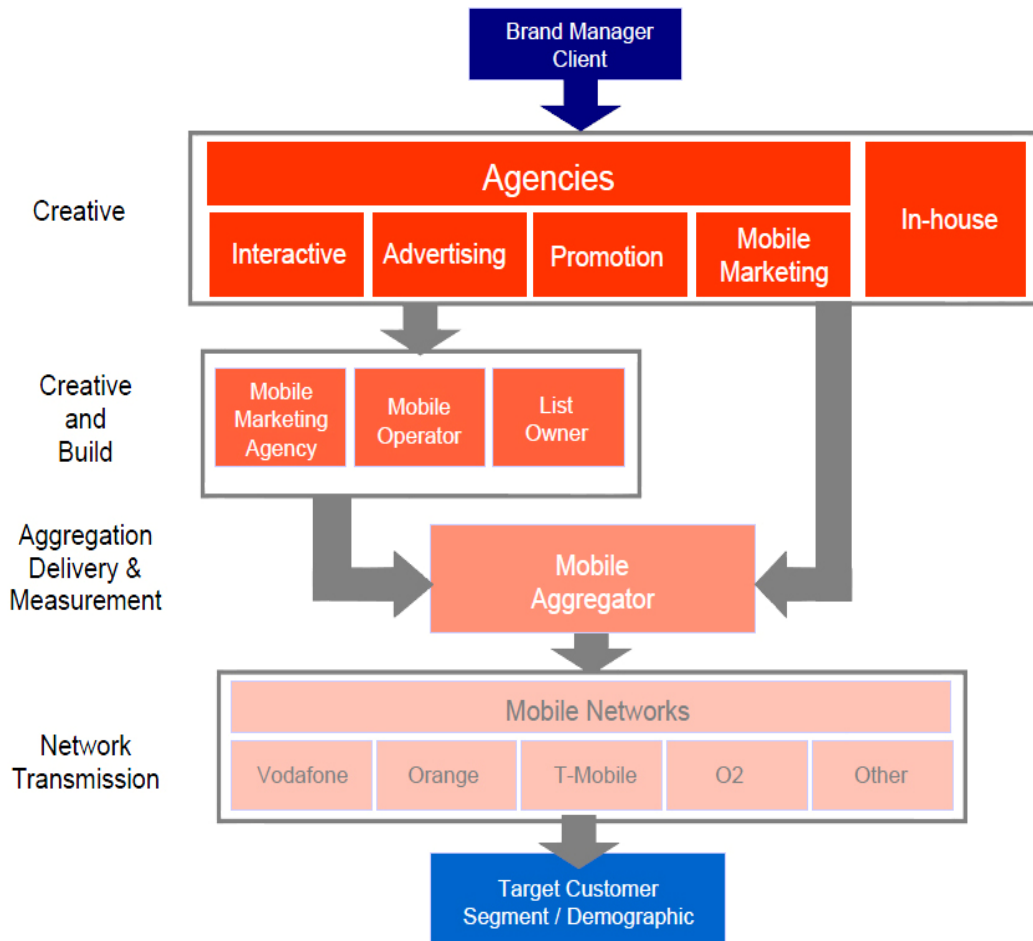


Figure 3 – Supply chain for mobile marketing campaign

- Location-based services- Location-based services (LBS) are offered by some cell phone networks as a way to send custom advertising and other information to cell-phone subscribers based on their current location. The cell-phone service provider gets the location from a GPS chip built into the phone, or using radiolocation and trilateration based on the signal-strength of the closest cell-phone towers (for phones without GPS features).
- Mobile Websites - fastest growing segment of the web; widely used in Europe and Asia and growing rapidly in the US. Today, WAP 2.0 is standard on most handsets, even entry-level models. WAP allows users to access a wide range of content and services, including streaming audio and video.
- Voice based - Marketing using mobile voice lines, *Interactive Voice Response (IVR)* IVR is a computerized voice system that allows consumers to interact with a voice menu. Users can respond to voice prompts by speaking or by using their phone keypad. IVR provides mobile marketers with another response channel or as an enhancement to SMS.
- Mobile marketing via Bluetooth - Mobile marketers can use Bluetooth to deliver, for example, ringtones, wallpapers and games, such as when a consumer walks past a billboard or kiosk. Bluetooth can be particularly attractive to some wireless users because unlike SMS and MMS, there are no airtime charges.
- Mobile marketing via Infrared - infrared is the oldest and most limited form of mobile Marketing. However, Infrared has a very limited range (~ approx. 10 cm - 1meter) and could never really establish itself as a leading Mobile Marketing technology.

- Emerging - Current cutting edge campaign formats which are being used by just a few specialist agencies. Examples include use of Java games, voice mail marketing and Location Based Services (LBS).
- Software applications - The opportunity for marketers is providing an interactive solution for their customer whether it is to entertain, inform or assist. There is a vast range of applications already available from navigation systems and instant messaging to music players and games.

Conclusion

The increasing market competitiveness conditions constant improvements on products and services advertisement. To enhance the online shopping experience and treat each customer individually, personalization has a central role. A big challenge, though, remains the lack of trust on the customer side and the lack of customer data on the e-shop side to base the personalization decisions on. Recording and predicting online consumer behavior is an arduous task. Research in the area modern marketing methods should be accompanied by security preservation methods to increase consumer confidence in the use of the Internet for selling and buying in the future.

References:

- [1] Brin, S. and Page, L. The Anatomy of a Large-Scale Hypertextual Web Search Engine.
- [2] Collins, S (November 10, 2000) History of Affiliate Marketing.
- [3] Dyson, E. (11 February 2008) The Coming Ad Revolution.
- [4] Enquiro Search Solutions (March 2004) Into the Mind of the Searcher, Enquiro Search Solutions Inc.
- [5] Fishkin, Rand (25 February 2006) Beginner's Guide to Search Engine Optimization.
- [6] Gay, R. et al (2007) Online Marketing – a customer-led approach, Oxford University Press, Oxford, England, pp 8-9.
- [7] Godin, S. (October 27 2006) The 249% Solution.
- [8] Kollas, S. (18 February 2008) 2 email strategies most marketers forget.
- [9] Kotler, P.: *A Framework for Marketing Management*. 2nd Edition. Prentice-Hall, 2002 – 363 pp. ISBN-13: 978-0131001176.
- [10] Kotler, P.: *Strategic Marketing for Nonprofit Organizations*. 5th Edition. Prentice-Hall, 1995. – 528. ISBN-13: 978-0132325479.
- [11] Kotler, P. & Keller, K.L.: *Marketing Management*. 12th Edition. Prentice Hall, 2006. – 816 pp. ISBN-13: 978-0131457577.
- [12] Merholz, P. (17 May 2002) Play With Your Words.
- [13] MiniWatts Marketing Group, World Internet Usage and Population Statistics, <http://www.internetworldstats.com/stats.htm>.
- [14] Olsen, S (October 10, 2003) ValueClick buys marketer Commission Junction.
- [15] Pepperrell, S. (27 March 2007) The Seven Deadly Sins of Email Marketing Management.
- [16] Rachel Rosmarin,R (11 September 2006) Open Facebook.
- [17] Sifry, D. (April 17, 2006) State of the Blogosphere, April 2006 Part 1: On Blogosphere Growth, Stewart, W (1996-2007) Living Internet, <http://www.livinginternet.com/>.
- [18] Sullivan, D. (14 June 2004) Who Invented the Term “Search Engine Optimization”, <http://www.peterme.com/archives/00000205.html>.
- [19] http://www.forbes.com/2006/09/11/facebook-opens-up-cx_rr_0911facebook.html.
- [20] <http://www.email-marketing-reports.com/newsletterspromotions.htm>.
- [21] <http://www.imediconnection.com/content/18346.asp>.
- [22] http://www.digital-web.com/articles/seven_sins_of_email_marketing.
- [23] <http://news.bbc.co.uk/2/hi/technology/7322615.htm>.
- [24] <http://www.emarketer.com/Article.aspx?id=1005590>.

УДК 621.7.548.0 (075.8)

Чередниченко С.П.

ВНУ им. В.Даля, г.Луганск, Украина

**КОМПОНОВКА МОДЕЛИ СВЕРХЭКОНОМИЧНОГО ДВИГАТЕЛЯ,
РАБОТАЮЩЕГО НА ПРОЦЕССЕ ПОЛИМОРФНОГО ПРЕВРАЩЕНИЯ
β-ОЛОВА ПРИ ПЕРЕХОДЕ В γ-ОЛОВО***The configuration of the model of supereconomical engine drive working at the polymorphic transformation of β-tin into γ-tin is developed***Введение**

Белое β-олово при полиморфном превращении в γ-олово в результате нагрева увеличивается в объеме на ≈ 12%, его можно применять как рабочую «высоковязкую подвижную жидкость» в гидроцилиндрах «импульсно-прессовых машин» нового поколения [1]. Энергетика полиморфного превращения в β-олова при переходе в γ-олово недостаточно исследована.

Обзор литературы

Олово при полиморфных превращениях, являющихся фазовыми переходами 1-го рода, при которых происходит выделение или поглощение тепла и скачком меняется внутренняя энергия и энтропия, а также физические свойства, зависящие от расположения атомов в структуре, имеет следующие физические свойства [2], приведенные в таблице 1.

Таблица 1 – Основные физические свойства β- и γ-модификаций олова

| Полиморфная модификация | β-олово | γ-олово |
|---|-------------|-----------|
| Температурный интервал существования, К | 286.3-446.1 | 446.1-505 |
| Плотность г/см | 7.295 | 6.52 |
| Удельная теплоемкость Дж·К/ г | 0.2234 | 0.2234 |

В связи с тем, что белое β-олово является одним из самых мягких металлов, с $\sigma_T \approx 12$ МПа его можно принять как "высоковязкую подвижную жидкость", которую можно разместить в закрытом гидроцилиндре с поршнем, изготовленным из высокопрочных металлических сплавов с σ_T больше 1.7 ГПа, и при нагреве β-олова при переходе в γ-олово эта "высоковязкая жидкость" увеличится в объеме на 12 процентов и, в свою очередь, переместит поршень.

В работах [3,4,5,6] были произведены расчеты отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения β-олова при переходе в γ-олово.

В работе [7] был произведен расчет КПД гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения β-олова при переходе в γ-олово.

В работе [8] был произведен расчет КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β-олова при переходе в γ-олово.

Приняв гидроцилиндр за рабочую часть двигателя возвратно-поступательного движения, работающую на процессе полиморфного превращения β-олова при переходе в γ-олово, его нагрев будем осуществлять через индуктор токами высокой частоты, необходимой для нагрева рабочей среды гидроцилиндра – олова. Охлаждение увеличившейся в объеме рабочей среды – γ-олова будет осуществляться водой через оборотный цикл, которая, в

свою очередь, будет охлаждаться за счет перепада температур окружающей среды в градирне. Возврат уменьшившейся в объеме рабочей среды – β -олова в исходные геометрические размеры будет осуществляться предварительно сжатой пружиной при рабочем ходе поршня гидроцилиндра на величину энергии, указанную в работе [7].

При оптимально подобранной частоте для нагрева олова, коэффициент полезного действия нагрева токами высокой частоты достигает 86%, коэффициент полезного действия пружины – 98%.

Сопоставляя суммарные расчетные данные, имеем значения КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово, которые сведены в таблицу 2.

Таблица 2 – Расчетные данные КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово при различных удельных давлениях

| Уд. давление на поршень, МПа | 0,1 | 100 | 200 | 500 | 1000 | 1500 |
|------------------------------|-------|------|------|------|------|------|
| КПД, % | 0,076 | 56,8 | 63,9 | 50,8 | 32,0 | 21,1 |

Зависимость роста и падения КПД двигателя в зависимости от удельных давлений на поршень показана на рис.1.

Расчетные данные КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово, при различных удельных давлениях показывают, что наибольшее значение отношения наблюдается при $P \approx 200$ МПа и достигает 63,9%, а при дальнейшем росте удельных давлений уменьшается и при $P = 1.5$ ГПа составляет 21,1%.

Расчеты показывают, что самым экономичным будет двигатель, работающий на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово при удельных давлениях 200 МПа и его можно будет использовать как рабочий орган в «импульсно-прессовых машинах» нового поколения, например, в протяжных станках, которые будут сверхэкономичными за счет выделения скрытой внутренней энергии, затраченной при предыдущем полиморфном превращении γ -олова в β -олово в результате охлаждения.

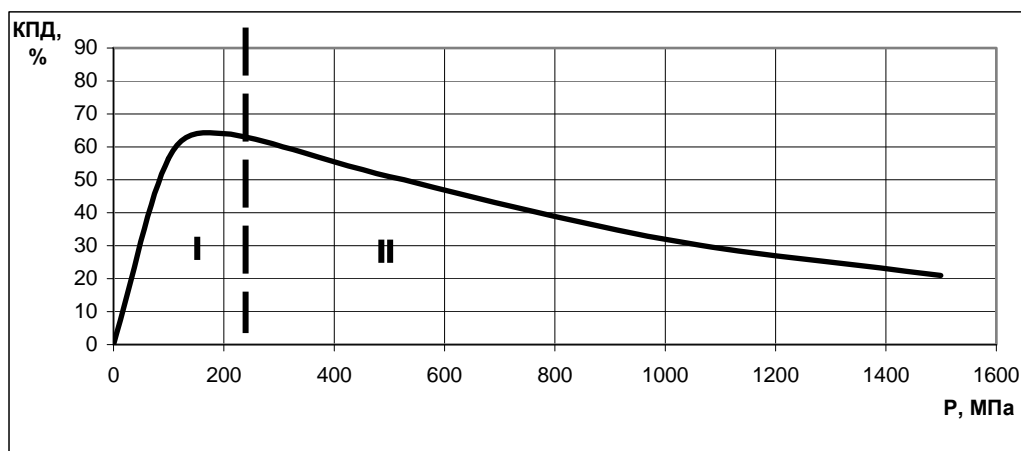


Рисунок 1 – Изменение КПД двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово в зависимости от удельных давлений: I – изученная область зависимости; II – предполагаемая (расчетная) область зависимости

Цель работы

Целью работы является разработка компоновки модели сверхэкономичного двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово.

Материал исследований

Приняв гидроцилиндр за рабочую часть двигателя возвратно-поступательного движения, работающую на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово, его нагрев будем осуществлять через индуктор токами высокой частоты, необходимой для нагрева рабочей среды гидроцилиндра – олова. Охлаждение увеличившейся в объеме рабочей среды – γ -олова будет осуществляться водой через оборотный цикл, которая, в свою очередь, будет охлаждаться за счет перепада температур окружающей среды в градирне. Возврат уменьшившейся в объеме рабочей среды – β -олова в исходные геометрические размеры будет осуществляться предварительно сжатой пружиной при рабочем ходе поршня гидроцилиндра на величину энергии, указанную в работе [7].

При оптимально подобранной частоте для нагрева олова, коэффициент полезного действия нагрева токами высокой частоты достигает 86%, коэффициент полезного действия пружины – 98%.

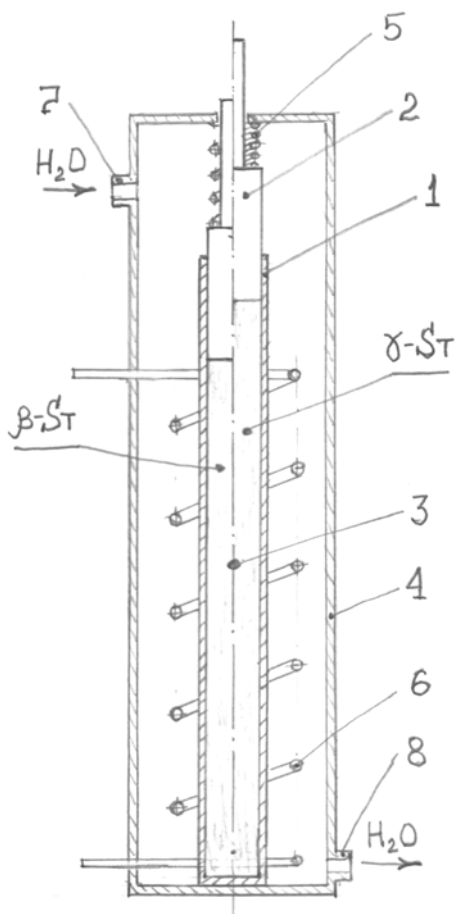


Рисунок 2 – Компоновка модели сверхэкономичного двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово

Результаты исследований

На рисунке 2 представлена компоновка модели сверхэкономичного двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово.

Сверхэкономичный двигатель, работающий на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово состоит из гидроцилиндра 1, в котором находится рабочая среда 3 – олово, который снабжен поршнем 2, подпружиненным пружиной 5. Гидроцилиндр помещен в герметический корпус 4, снабженный патрубками 7 и 8 для подачи и выхода охлаждающей среды – воды, и снабжен индуктором 6 для нагрева рабочей среды – олова.

Сверхэкономичный двигатель, действующий на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово работает следующим образом:

- на индуктор 6 подается ток высокой частоты, подобранный под нагрев олова;
- олово 3 нагревается до точки перехода

- β -олова в γ -олово, происходит увеличение его объема на $\sim 12\%$ и поршень 2 перемещается на расчетную величину хода;
- в патрубок 7 подается охлаждающая среда – вода, которая удаляется через патрубок 8;
 - происходит охлаждение γ -олова до его перехода в β -олово и объем уменьшается на $\sim 12\%$;
 - пружина 5 через поршень 2 деформирует уменьшившееся в объеме β -олово до исходного состояния. Цикл повторяется многократно.

Выводы

Разработана компоновка модели сверхэкономичного двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово с КПД до 63,9% при удельных давлениях 200 МПа и его можно будет использовать как рабочий привод в «импульсно-прессовых машинах» нового поколения, например, в протяжных станках, которые будут сверхэкономичными за счет выделения скрытой внутренней энергии, затраченной при предыдущем полиморфном превращении γ -олова в β -олово в результате охлаждения.

Литература:

- [1] Чередниченко С.П. Теоретическое обоснование основных направлений применения энергии полиморфного превращения олова в процессах обработки давлением //Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2004. – С. 120-124.
- [2] Химический энциклопедический словарь. / Гл. ред. И. Л. Куняц М.: Сов. Энциклопедия, 1983. 792с.
- [3] Чередниченко С.П. Сопоставление энергетических затрат полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово с энергией перехода. – Вісн. Східноукр. нац. ун-ту ім. В. Даля, №7(89) – Луганськ, 2005. – С. 240-243.
- [4] Чередниченко С.П. Моделирование термодинамических характеристик полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово. – Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. // Ресурсозберігаючі технології виробництва та обробки тиском матеріалів у машинобудуванні. Зб. наук. пр. В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ: вид-во СНУ ім. В. Даля, 2005. – С. 261-265.
- [5] Чередниченко С.П. Аналитический расчет энергетических затрат и отношения выделившейся энергии к затраченной при полувцикле процесса полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово. – Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля, №6(100). В 2-х ч. Ч. 2. – Луганськ, 2006. – С. 39-43.
- [6] Чередниченко С.П. Моделирование отношения выделившейся энергии к затраченной при рабочем ходе гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово. – Збірник наукових праць Національного гірничого університету. Вип. № 24. Видавництво Національного гірничого університету. – м.Дніпропетровськ, 2006. – С. 160-166.
- [7] Чередниченко С.П. Аналитический расчет кпд гидроцилиндра, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово. – Вісник Донбаської державної машинобудівної академії, № 2 (4). – м. Краматорськ, 2006. С. 117-122.
- [8] Чередниченко С.П. Аналитический расчет кпд двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць, вип. № 23. – м. Краматорськ, 2006. С.327-334.

UDC 339.5

Marko Djurić

PD "TE-KO KOSTOLAC", Kostolac, Serbia

SOME EXAMPLES OF DEVELOPED LOGISTICS INFORMATION SYSTEMS

Information system (IS) is defined as a system of people, data records and activities that process the data and information in an organization, and it includes the organization's manual and automated processes. The aim of information systems (IS) is to process data collected in the information for their transformation into knowledge for various purposes. Information system developed and implemented in the area of logistics companies, called the logistics information system (LIS), while the use of the Web environment in this area is defined as Web-based logistics information system (WBLIS). In this paper the basic architecture and areas of logistics information system (LIS).

Introduction

Information System (IS) is a set of activities for the processing of information, together with associated organizational resources such as human, technical and financial, to provide and distribute information. Connections between objects and connection system with the environment, with information system, make the exchange of information. Each system consists of a database and a set of programs those different classes of users to access data in the basis for their everyday business tasks. On the basis of the information system can be defined as a set of techniques and technologies, methods and procedures for the proper planning the collection, preparation, transmission, storage and processing of data based on the application of computers and the distribution and presentation of information to use for decision-making [7, 11, 16-18, 20-22].

Intensive development of information systems begins with the introduction of computers and other equipment in the processing of so-called business information, which are then held to the people. Development of information systems as a whole has its basis, its borders and its motives, as the basis from which are ideological concepts of information systems used today and the theory of information. Information systems used computers and information technology (IT) in this area called the computer-based information systems (CBIS).

The task of information system to process input information in the output information, useful for making certain decisions (Figure 1). Feedback has the task to control whether the output size of the actual value, and if the exit does not get the actual value is expected to review and correction of input data (check the existence of errors or at the door or in the process. There is always the possibility of errors in the entry information as well as in processing). Since it is clear that in the process of information systems, there is a constant risk of error, for example results of the false and useless, can be found in the very uncomfortable dilemma: whether to believe the data we received from the computer or not and the mistake or the computer man. Experience indicate that the cause of error usually results in human error, either because they are in the computer enter the wrong data or because the program is incorrect. Errors that usually occur when entering data in your computer, are simply a consequence of superficiality, negligence or human fatigue, and can be easily

removed. The second type of error, i.e. errors in the program has deeper causes: the most common is the complexity of which can be so great that a developer can not be more practical to control the whole program. Even when it is obvious that somewhere in the error occurred, it is very difficult to determine where exactly it is, and if found correct, and there's a high probability that the corrected error unhappily affect the performance of another part of the program. Output from the difficulties that originate from the complexity of the program consists in the fact that the structure of the program is clear, so that the programmer can easily understand (application programming of the structural development of the program) and the program should be composed of modules, which are relatively independent of one another, so that can be processed separately, regardless of the whole (the application of modular programming in the development of the program).

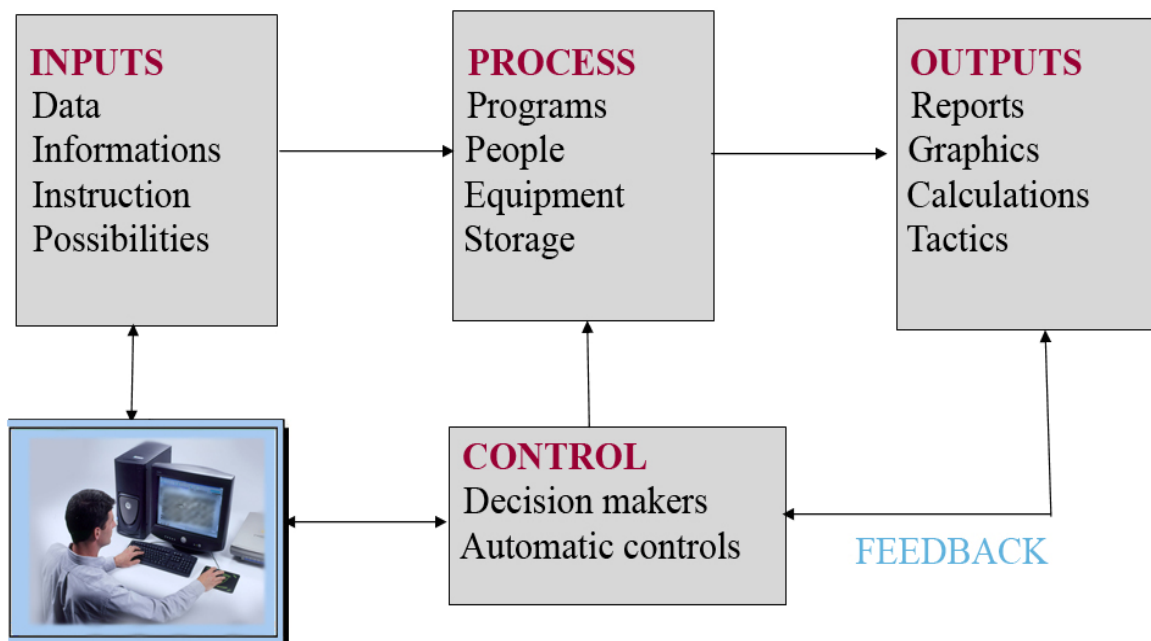


Figure 1 – Architecture of general information system (IS)

The main characteristics of information systems (IS) are that they:

- Organize data to give information and
- Analyze information to give knowledge.

Elements of IS are (figure 2):

- Data,
- Procedure,
- Relation,
- People,
- Software and
- Hardware.

On the basis of the displayed elements of information systems (IS), it can be concluded that it is more than just software and hardware.

Information Systems has a number of different areas of work [1, 5, 6, 8, 9, 20-22]:

- Information systems strategy,
- Information systems management,
- Information systems development and,
- Information systems security.

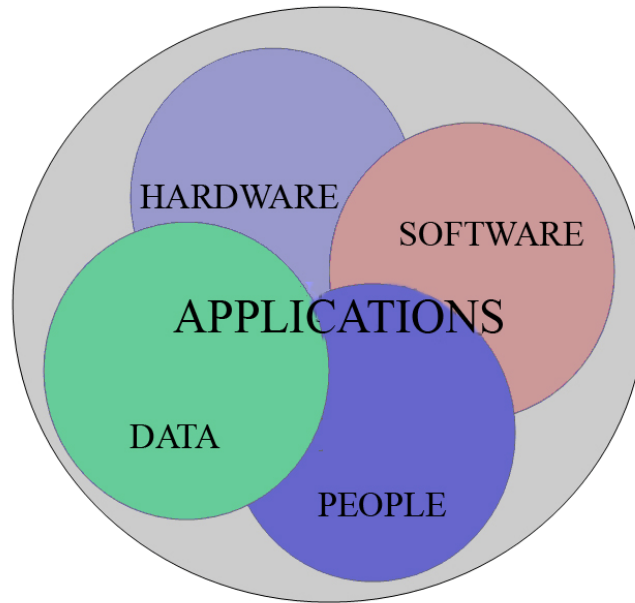


Figure 2 – Elements of information system (IS)

There are a wide variety of career paths in the information systems discipline. Workers with specialized technical knowledge and strong communications skills will have the best prospects. People with management skills and an understanding of business practices and principles will have excellent opportunities, as companies are increasingly looking to technology to drive their revenue.

There are a number of developed information systems (IS) and a large number of different classifications. Computer-based information systems (CBIS), according to the degree of automation (which characterized the period), are divided into [4, 5, 7, 11, 16-18, 19-22]:

- Transaction Processing Systems (TPS),
- Management Information Systems (MIS),
- Executive Information Systems (EIS),
- Decision Support Systems (DSS),
- Office Automation Systems (OAS),
- On-Line Transaction Processing (OLTP),
- On-Line Analytical Processing (OLAP),
- Expert System (ES),
- Information Expert System (IES),
- Business Information Systems (BIS),
- Business Intelligence (BI),
- Web-Based Information Systems (WBIS) [13-15] and etc.

Also, there are a large number of developed and realized information systems (IS), according to the type of service provided. In this group, including logistics and information systems (LIS).

Logistics information system (LIS)

Logistic Information System (LIS) is a set of activities for processing and distributing information in the logistics, providing functional monitoring of all flow in the chain of logistical activities. Is a key factor for success in the logistical strategy.

Information collected by LIS meet the goals and logistics management can be used for prediction and forecasting and planning, security operations that will go on and that product will be located at the right place and right time, the final control operation of various reports and the like (figure 3) [12].

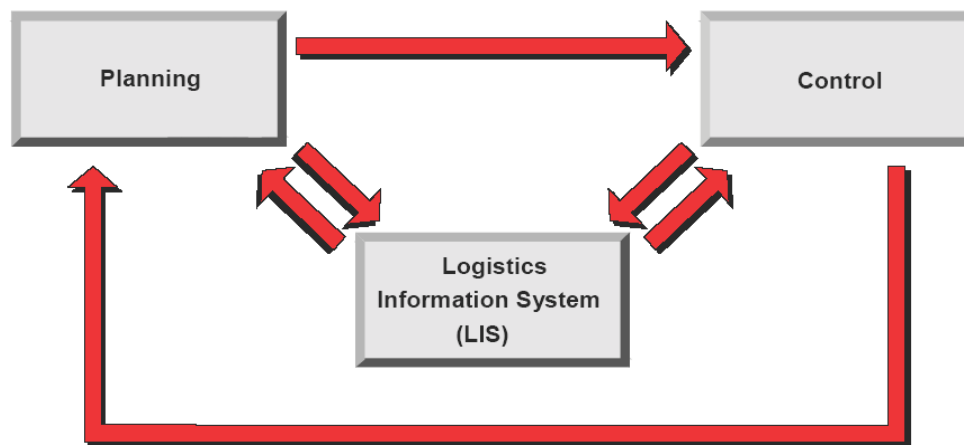


Figure 3 – Information flow of logistic information system (LIS) [12]

Some example of integrated logistics information system in Korea been described in paper [10].

Logistic information system (LIS) has the task to help with hardware and software support to manage, control and measure the performance of logistics activities in the company:

- coverage logistics information system implies their presence in three main fields of action,
- process your order and the process of procurement, management and control of supplies, storage and organization of incoming and outgoing traffic
- This system consists of five elements: modules-rectangular forms, database-cone shape, control activities and data entry jobs trapeze forms, reports, reverse trapeze-form communication links-marked lines.

Establishment of ordering the company is a result of information logistics and a prerequisite for the design of modern politics as the most important consumer service strategic decisions in the logistical competence at the level of the company.

General features that the logistics information system (LIS) are:

- transmission of basic data is collected,
- transfer data to the center for the acceptance and processing,
- store the basic data (if necessary),
- processing of data into information that can be used,
- store information (if necessary),
- transmission of information to the user.

The information systems that belong to LIS have a modular structure, yet have a variety of techniques that allow you to evaluate data. This type of structure also allows the individual information systems to retain their special features.

The Logistics Information System allows you not only to evaluate actual data, but also to create planning data. The information systems provide easy-to-use planning functions that are also supported by a **forecasting** function. As of Release 3.0, the planning functionality of the information systems and the component *Sales and*

Operations Planning (SOP) were combined and enhanced to make one central planning and forecasting tool. For this reason, you will not find the planning documentation in this document, but rather in the document *PP - Sales and Operation Planning*.

Logistics Information System (LIS) is a part or subsystem of many powerful systems for production management, such as SAP (Systeme, Anwendungen, Produkte in der Datenverarbeitung or Systems, Applications and Products in Data Processing). In the SAP system of the logistics information system (LIS) is made up of the following information systems (figure 4) [12]:

- Sales Information System (SIS),
- Purchasing Information System (PurchIS),
- Inventory Controlling (INVCO),
- Shop Floor Information System (SFIS),
- Plant Maintenance Information System (PMIS),
- Quality Management Information System (QMIS),
- Retail Information System (RIS) and
- Transport Information System (TIS).

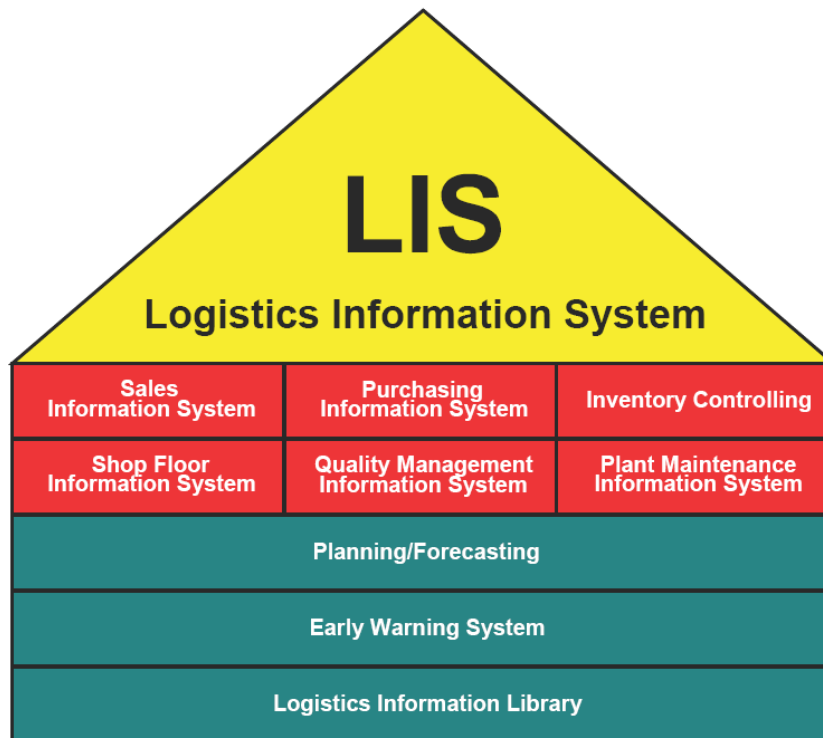


Figure 4 – Structure of logistic information system (LIS) [12]

The main effects that achieve the features Logistics Information System (LIS) are as follows:

- Contributions reducing supply chain cost management and material flow monitors all processing steps necessary for the efficient flow of products (order forms, the list of delivery, transportation, reports, receiving deliveries, etc..)
- Optimizes physical resources that are in the logistics chain. In this way, LIS confluent required implement database and tools for decision support to manage resources and maximize the use,

- Track operational performance (provides useful feedback for the control of logistics performance, and therefore the logistics indicators),
- Provides a tool for making management decisions, etc..

Some examples of developed logistics information system (LIS)

Some examples of developed Logistics Information System (LIS) are:

- 3PLIS (3rd Party Logistics Information System),
- ALIS (Advanced Logistics Information System),
- ALIS (Autonomic Logistics Information System),
- CLIS (Client-Oriented Logistics Information System),
- DALIS (Disaster Assistance Logistics Information System),
- DLIS (Defense Logistics Information System),
- FLIS (Federal Logistics Information System),
- ILIMS (Integrated Logistics Information Management System),
- ILIS (Integrated Logistics Information System),
- LO-LIS (Logistics Information System),
- MLIS (Maritime Logistics Information System),
- MLIS (Materials Logistics Information System),
- PM-LIS (Project Manager Logistics Information System),
- P-WLIS (Power-Web-Based Logistics Information System),
- SWALIS (Special Warfare Automated Logistics Information System),
- WEBFLIS (Web Inquiry Federal Logistics Information System) and etc.

Conclusion

Logistic information system (LIS) provide a functional monitoring of the flow in the chain and logistics activities is a key factor for success in the logistical strategy.

Logistics information system (LIS) is a part or subsystem of many powerful systems for production management, such as SAP (Systeme, Anwendungen, Produkte in der Datenverarbeitung or Systems, Applications and Products in Data Processing). It is still made up of several different information systems (IS), such as SIS, PurchIS, INVCO, SFIS, PMIS, QMIS, RIS and TIS.

Developed a large number of logistics information systems (LIS), such as 3PLIS, Alisa, Alisa, CLIS, DALIS, DLIS, Flis, ILIMS, ILIS, LO-LIS, MLIS, PM-LIS, P-WLIS, SWALIS, WEBFLIS and etc..

References:

- [1] Barac, N. & Milovanović, G.: Strategijski marketing logistike, SKC, Niš, 2006.
- [2] Chow, P.S. & Wong, T.N.: A Web-based logistics information system for sea/freight forwarders. In: *Proceedings of the Fifth Asia Pacific Industrial Engineering and Management Systems (APIEMS 2004)*, Conference 2004, pp. 16.6.1-16.6.12.
- [3] Choy, K.L.; So, C.K.S.; Lau, C.W.H.; Kwok, S.K. & Chan, T.S.F.: Development of an integrated logistics information system for third party logistics facilitators. *International Journal of Business Performance Management*, Vol. 8, No. 2-3 (2006), pp. 170-193.
- [4] Dašić, P.; Ječmenica, R. & Šerifi, V.: One classification example of decision support systems. *Annals of the University of Petrosani, Electrical Engineering*, Vol. 9 (XXXVI) (2007), pp. 385-391.
- [5] Dašić, P.; Šerifi, V. & Ječmenica, R.: Metodologija izgradnje EDSS sistema. *Časopis IMK-14 Istraživanje i razvoj*, God. XIV, br. (28-29) 1-2/2008 (2008), s. 107-118.
- [6] Gajić, V.: Logistički sistemi, Novi Sad: Fakultet tehničkih nauka, 2006.

- [7] Hanić, H.; Krsmanović, S.: *Upravljački informacioni sistemi*. Beograd: Ekonomski fakultet, 2001. – 621 s.
- [8] Harry K.H. Chow, K.L. Choy, W.B. Lee, Felix T.S. Chan: Integration of web-based and RFID technology in visualizing logistics operations – a case study. *Supply Chain Management: An International Journal*, Vol. 12, Issue 3 (2007), pp. 221-234.
- [9] Hansen, T.: Information system revives materials management. *Electric Light and Power*, Vol.: 73; Issue: 12 (December 1995), pp. ???-???
- [10] Kang, K. & Kwon, O.K.: Integrated logistics information system in Korea. *Logistics Information Management*. Vol. 10, Issue 1 (1997), pp. 43 – 51. ISSN 0957-6053.
- [11] Laudon, K. C. and Laudon, J. P.: *Information Systems: A Problem Solving Approach*. 3rd Edition. The Dryden Press, 1995. ISBN 0-03-002068-9.
- [12] LO-LIS (logistics information system). Release 4.6c. SAP AG, 2001. – 273 pp.
- [13] Power, D. J.: Web-based decision support systems. *The On-Line Executive Journal for Data-Intensive Decision Support*, Vol. 2 (1998.), No. 33-34. Available on Web site: <http://dssresources.com/papers/webdss/>.
- [14] Power, D. J.: Web-based and model-driven decision support systems: Concepts and issues. In: *Proceedings of Americas Conference on Information Systems*. Long Beach, California, 2000.
- [15] Power, D. J. and Kapauthi S.: Building Web-based decision support systems. *Studies in Informatics and Control*, Vol. 11 (2002.), No. 4, pp. 291-302. Available on Web site: http://www.ici.ro/ici/revista/sic2002_4/art1.pdf.
- [16] Robson, W.: *Strategic Management and Information Systems: An Integrated Approach*. Pitman Publishing and FT Prentice Hall, 1994. – 368 pp. ISBN 0-273-60042-7.
- [17] Stair, R.: *Principles of Information Systems: A Managerial Approach*. 2nd Edition. Boyd & Fraser Publishing Company, 1996. pp. ISBN 0-87709-825-5.
- [18] Stair, R. and Reynolds, G.: *Fundamentals of Information Systems*. 2nd Edition. Course Technology, 2003. – 432 pp. ISBN 0-61906491-9.
- [19] Turban, E.: *Decision support and expert systems: Management support systems*. 4th edition. New York (NY – USA): Macmillan Publishing Company, 1995. – 1005 pp. ISBN: 0-02-421701-8.
- [20] Turban, E.; McLean, E. and Wetherbe, J.: *Information technology for management: Transforming business in the digital economy*. 3rd edition. New York (NY – USA): John Wiley & Sons, Inc., 2001. – 832 pp. ISBN 0-471-21533-3.
- [21] Turban, E.; McLean, E. and Wetherbe, J.: *Information technology for strategic advantage*. 2nd edition. New York, Chichester, Weinheim, Brisbane, Singapore, Toronto: John Wiley & Sons, Inc., 2001.
- [22] Turban, E.; Rainer R. K.; Potter, E. R. and Rainer, R. K.: *Introduction to information technology*. New York (NY – USA): John Wiley & Sons, Inc., 2004. – 592 pp. ISBN 0-471-34780-9.

ЗМІСТ

| | |
|--|---|
| <i>Ковальов В.Д., Нікогосян С.М., Владимиров А.Ю., Палашек О.Г., Безкороваий Г.І., Кориткін В.І., Волошин О.І., Волкогон В.М., Антонюк В.С., Муковоз Ю.О.</i> Створення, освоєння серійного виробництва та впровадження високоефективних конкурентоспроможних важких токарних верстатів нового покоління | 3 |
|--|---|

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

| | |
|--|-----|
| <i>Равська Н.С.</i> Основи кінематичної теорії визначення геометричних параметрів різальної частини інструмента | 9 |
| <i>Клименко С.А., Мельнийчук Ю.А., Конейкіна М.Ю.</i> Оцінка оброблюваності матеріалів резанням по мультифрактальним параметрам їх структури | 19 |
| <i>Майборода В.С., Плівак О.А., Клишта О.С.</i> Кінетика формування кромки кінцевого різального інструмента при магнітно-абразивному обробленні в кільцевих робочих щілинах в умовах “натікання” на робочі поверхні | 33 |
| <i>Равська Н.С., Красновид Д.О., Токунов В.О.</i> Геометричні параметри різальної частини різбових різців | 38 |
| <i>Гавриш А.П., Роїк Т.А., Мельник О.О., Віцюк Ю.Ю.</i> Спосіб вимірювання складових сил різання при магнітно-абразивній обробці | 43 |
| <i>Клименко С.А.</i> Сили на задній поверхності інструмента и точність izdelий, обробланих микроточением | 47 |
| <i>Матюха П.Г., Габитов В.В., Кондрашов Р.В.</i> Определение усилия поджима комбинированного образца «конструкционная сталь - твердый сплав» к рабочей поверхности круга при шлифовании по упругой схеме | 52 |
| <i>Філатов Ю.Д., Ковальов С.В., Сідорко В.І., Філатов О.Ю., Ящук В.П., Пригодюк О.А.</i> Рівномірність розподілу абразивних зерен в інструменті для полірування направляючих металорізальних верстатів з природного каменю | 58 |
| <i>Гусев В.В., Медведев А.Л.</i> Выбор рациональных условий правки алмазных кругов полусвязанным абразивом | 63 |
| <i>Витренко О.С., Кириченко И.А.</i> Профилирование накатного инструмента | 69 |
| <i>Покинтелица Н.И.</i> Особенности контактного взаимодействия инструмента и заготовки в зоне термофрикционного резания сталей | 73 |
| <i>Неченаев В.Г., Гнисько А.Н.</i> Теоретические основы функционирования систем удаления стружки при фрезеровании пазов произвольной конфигурации | 78 |
| <i>Мановицкий А.С.</i> Расчет напряжений в инструменте, оснащеном круглыми пластинами из ПСТМ на основе КНБ | 85 |
| <i>Ивченко Т.Г.</i> Исследования закономерностей распределения температур в лезвии торцовых фрез | 90 |
| <i>Глоба А.В., Олейник Е.В.</i> Исследование сверления высокопрочных полимерных композиционных материалов трехперьевыми сверлами | 97 |
| <i>Васильева Л.В., Мироненко Е.В.</i> Исследование критериев оптимальности процесса механообработки | 102 |

| | |
|--|-----|
| <i>Миранцов С.Л., Гузенко В.С., Мироненко О.Е., Музыкант Я.А.</i> Аналитические исследования прочностных характеристик резцов для многонаправленной токарной обработки | 106 |
| <i>Броцак І.І.</i> Конструктивні особливості запобіжного технологічного оснащення для оброблення отворів інструментом адаптивного типу | 111 |
| <i>Коротун М.С., Малышко И.А., Киселева И.В.</i> Определение сил подпора при сверлении материалов, дающих сливную стружку | 117 |
| <i>Дзюра В., Крук В.В.</i> Інженерна методика розрахунку основних конструктивних параметрів інструменту для дорнування внутрішніх півкруглих шліцевих канавок | 122 |

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

| | |
|--|-----|
| <i>Кузнецов Ю.Н, Деневиц Г.Е., Дмитриев А.Д., Фиранский В.Б.</i> Пирамидальные каркасные компоновки станков с параллельной кинематикой на модульном принципе | 126 |
| <i>Вакуленко С.В.</i> Визначення пружних характеристик вузлів токарного верстата на основі методу скінчених елементів | 133 |
| <i>Кузнєцов Ю.М., Склярєв Р.А.</i> Формалізований опис шпіндельного вузла як основної компоненти багатошпіндельного токарного автомата | 139 |
| <i>Мартынов А.П., Бабин О.Ф., Коваленко И.С.</i> Исследование собираемости крупных шпиндельных узлов с подшипниками качения | 147 |
| <i>Литвин О.В.</i> Вплив робочих процесів на точність базування заготовки в трюхкулачковому самоцентрируючому патроні | 153 |
| <i>Якимчук Г.К., Клишта Е.С.</i> Повышение виброустойчивости демпфированием колебаний планшайб тяжелых лоботокарных станков | 159 |
| <i>Кроль О.С., Кроль А.А.</i> Параметризация поперечных компоновок привода главного движения | 164 |

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

| | |
|--|-----|
| <i>Петраков Ю.В., Ван Ци Чень</i> Управление шлифованием внутренних сферических поверхностей | 169 |
| <i>Михайлов А.Н., Гитуни А., Лахин А.М.</i> Синтез структуры технологического процесса изготовления пространственно-модифицированных зубьев муфт с линейным контактом рабочих поверхностей | 177 |
| <i>Залого В.А., Дядюра К.А., Залого О.А.</i> К вопросу оптимального управления конфигурацией машиностроительного изделия на этапах его жизненного цикла | 185 |
| <i>Мироненко Е.В., Шаповалов В.Ф., Клочко А.А., Колесник А.В.</i> Новые технологические направления зубообработки крупномодульных закаленных колес | 191 |
| <i>Матюха П.Г., Стрелков В.Б.</i> Определение оптимальных режимов шлифования при обработке твердых сплавов по упругой схеме | 199 |

| | |
|--|-----|
| <i>Калафатова Л.П., Сергеечева Е.С.</i> Прогнозирование эффективности доводки деталей из керамики на основе численного моделирования процесса контактирования алмазных зерен и притира | 206 |
| <i>Витренко А.В.</i> Исследование процесса изготовления косозубых винтовых зубчатых колёс | 211 |
| <i>Новосёлов Ю.К., Левченко Е.А.</i> Выбор и обоснование применения способов резки труб | 214 |
| <i>Сидорко В. И., Пегловский В.В., Ляхов В.Н., Поталько Е.М.</i> Исследование влияния содержания оксидов кальция и магния в химическом составе природных камней на их прочностные свойства и производительность шлифования | 218 |
| <i>Сорока Е.Б.</i> Определение параметров дискретной топографии PVD-покрытий из условия предотвращения разрушения покрытия выпучиванием | 222 |
| <i>Воронцов Б.С., Бочарова И.А., Витренко В.А., Воронцов С.Б.</i> Повышение эффективности единичного производства сложнопрофильных зубчатых колес | 227 |
| <i>Гевко Б.М., Фльонц О.В.</i> Обґрунтування параметрів завантажувального пристрою для подачі конвеєрної стрічки в зону різання | 231 |
| <i>Бурикін В.В.</i> Вплив технологічних факторів пелюсткового полірування на мікрогеометрію поверхні | 235 |
| <i>Дзюра В.О., Шевчук О.С.</i> Технологічні особливості виготовлення внутрішніх напівкруглих гвинтових канавок | 239 |
| <i>Рыжов Ю.Э.</i> Новые технологические среды для алмазно-абразивной обработки | 244 |
| <i>Пасечник В.А., Таслими Ш., Галайда Р.В.</i> К вопросу определения параметров припуска, срезаемого при профильном шлифовании | 253 |
| <i>Ляшук О.Л., Гевко І.Б., Дзюра В.О., Стефанів С.В.</i> Обґрунтування параметрів пристроїв для заміру деталей тіл обертання | 259 |
| <i>Мишура Е.В., Ткаченко Н.А.</i> Выбор и обоснование критериев качества технологической системы | 264 |
| <i>Ляшук О.Л.</i> Обґрунтування конструктивних і технологічних параметрів зубчастих навивних коліс | 268 |

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

| | |
|---|-----|
| <i>Пермяков А.А., Пациора А.П.</i> Математическая модель силового взаимодействия инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определённости базирования | 272 |
| <i>Швец С.В.</i> Математическое моделирование параметров шероховатости поверхности при точении | 277 |
| <i>Predrag Dašić, Marina Stanojević, Georgios Petropoulos</i> Computer-aided standardization (CAS) in the modern concept enterprises | 287 |
| <i>Dedović M., Dedović N.</i> Correlation between virtual enterprises and electronic institutions | 298 |

| | |
|--|-----|
| Білявський М.Л. Оптимізаційна модель технологічного забезпечення якості оброблення плоских поверхонь комбінованими торцевими фрезами | 303 |
| Білик С.Г., Ляшук О.Л., Фльонц О.В. Теоретичні передумови процесу різання багаточислової гладкої конвеєрної стрічки дисковими ножами | 309 |
| Кравченко Ю.Г., Ярошик А.Я. Дослідження цільових функцій оптимізаційної моделі процесу точіння вибіленого чавуну пластинами з ПКНБ | 313 |
| Майданюк С.В., Панчук В.Г., Рублюк О.В. Теоретичні дослідження динамічного стану відрізних фрез з різнонаправленими зубцями | 320 |
| Dedović M. , Dedović N. New trends and modern concepts and models in marketing | 326 |
| Чередниченко С.П. Компоновка моделі сверхэкономичного двигателя, работающего на процессе полиморфного превращения β -олова при переходе в γ -олово | 332 |
| Marko Djurić Some examples of developed logistics information systems | 336 |

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №24

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою радою ДДМА,
протокол №11 від 28.05.2009

Підп. до друку 29.05.2008
Ум. друк. арк. 21,75.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84 ¹/₁₆.
Обл.-вид. арк. 15,82.
Зам. № 63

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003