
Міністерство освіти і науки України
Севастопольський національний
технічний університет

ВИПУСК **139**/2013

ВІСНИК СевНТУ

ЗБІРНИК НАУКОВИХ ПРАЦЬ

Збірник засновано у 1995 році

**Серія: Машиноприладобудування
та транспорт**

Севастополь 2013

Засновник, редакція, видавець та виготовлювач Севастопольський національний технічний університет	Публікації у збірнику визнаються при захисті дисертаційних робіт Постанова ВАК від 31.05.2011 р. № 1-05/5, (Бюлетень ВАК № 7, 2011)
--	--

Головний редактор Є.В. Пашков, д-р техн. наук, професор

Редакційно-видавнича рада СевНТУ: О.Г. Лук'янчук, канд. техн. наук, доц. (заст. головного редактора); А.П. Фалалєєв, канд. техн. наук, доц. (заст. головного редактора); В.О. Крамарь, канд. техн. наук, доц. (заст. головного редактора); В.К. Марігодов, д-р техн. наук, проф. (науковий редактор технічних серій); С.Ф. Барановський, д-р фіз.-мат. наук, проф. (науковий редактор серії "Фізика біологічних систем і молекул"); Ю.К. Новосьолов, д-р техн. наук, проф. (науковий редактор серії «Машиноприладобудування та транспорт»); М.С. Колесов, д-р філос. наук, проф. (науковий редактор гуманітарних серій); Т.М. Одинцова, канд. екон. наук, доц. (науковий редактор економічних серій); Л.М. Абросімова, канд. пед. наук, доц. (науковий редактор серії "Педагогіка"); Е.Ф. Бабуров, д-р техн. наук, проф.; О.І. Бохонський, д-р техн. наук, проф.; М.П. Євстигнєєв, д-р фіз.-мат. наук, проф.; С.Р. Зіборов, канд. техн. наук, доц.; І.В. Колесова, канд. екон. наук, доц.; В.Я. Копп, д-р техн. наук, проф.; В.І. Плаксін, д-р екон. наук, проф.; О.М. Поляков, канд. техн. наук, доц.; В.М. Торлін, д-р техн. наук, проф.; О.О. Чемшит, д-р політ. наук, проф.; Т.О. Кокодей, канд. екон. наук, доц. (кор.).

Редакційна колегія серії «Машиноприладобудування та транспорт»: С.М. Братан, д-р техн. наук, проф., (відповід. редактор); М.І. Покінтелиця, канд. техн. наук, доц., (відповід. секретар); В.І. Істомін, д-р техн. наук, проф.; В.В. Капустін, д-р техн. наук, проф.; В.Я. Копп, д-р техн. наук, проф.; Ю.К. Новосьолов, д-р техн. наук, проф.; О.Л. Первухіна, д-р техн. наук, проф.; В.М. Торлін, д-р техн. наук, проф.; Д.О. Каїнов, канд. техн. наук, доц.; Л.А. Кареліна, інженер. I кат. (техн. секретар).

Науковий редактор Ю.К. Новосьолов, професор, д-р техн. наук

Рекомендовано до друку Вченою радою СевНТУ, протокол № 10 від 30 травня 2013 р.

В статтях збірника наведені результати теоретичних і експериментальних досліджень з сучасних проблем машиноприладобудування та транспорту. Розглядаються перспективні напрями та інновації у сфері високих технологій.

Збірник призначений для фахівців, викладачів, аспірантів і студентів, що спеціалізуються у галузі технології машинобудування, приладобудування та транспорту.

В статьях сборника представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований по современным проблемам машиноприборостроения и транспорта. Рассматриваются перспективные направления и инновации в сфере высоких технологий.

Сборник предназначен для специалистов, преподавателей, аспирантов и студентов, специализирующихся в области технологии машиностроения, приборостроения и транспорта.

The journal presents theoretical and experimental research results on the modern problems of mechanical instrumentation and transportation. Perspective directions and innovations in the field of high technologies are considered.

The journal's target readership consists of professionals, teachers, post graduate and graduate students specializing in the area of manufacturing engineering, instrumentation, and transport.

УДК 621.914

В.С. Антонюк професор, д-р техн. наук,

*Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»,
проспект Перемоги, 37, м. Київ, Україна, 03056,
vp@kpi.ua,*

Ю.О. Мельничук, канд. техн. наук,

*Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України,
вул. Автозаводська, 2 м. Київ, Україна, 04074,
yutmel07@mail.ru*

М.О. Разжавін, інженер

*Публічне акціонерне товариство «Краматорський завод важкого верстатобудування»,
вул. Орджоникидзе, 6, м. Краматорськ, Донецька обл., Україна, 84306
info@kzts.com*

ВИСОКОЕФЕКТИВНИЙ ІНСТРУМЕНТ ДЛЯ ОБРОБКИ КРУПНОГАБАРИТНИХ ДЕТАЛЕЙ З ВИСОКОМІЦНИХ СПЛАВІВ

Розглянуті закономірності обробки крупногабаритних деталей з високоміцних сплавів на важких верстатах інструментом з ПНТМ на основі нітриду бору. Показана можливість високопродуктивного точіння загартованих деталей однокромочними інструментами з циліндричною передньою поверхнею, оснащеними різальними пластинами з ПНТМ з великими подачами. Розроблені рекомендації для попередньої та напівчистої токарної обробки інструментом із ПНТМ які забезпечили формування високоякісних поверхонь з малою шорсткістю.

***Ключові слова:** інструмент; високоміцні сплави; крупногабаритні деталі; стійкість; шорсткість поверхні.*

Вступ. Розвиток сучасного машинобудування значною мірою пов'язаний з підвищенням вимог до експлуатаційних характеристик деталей машин і механізмів і, відповідно, застосуванням при їх виробництві матеріалів з високими фізико-механічними властивостями. До таких матеріалів відносяться важкооброблювані залізобуглецеві сплави високої твердості, а саме, загартовані сталі та сталі з підвищеним вмістом марганцю та інших легуючих елементів. з них виготовляються великогабаритні металоємні вироби, такі як деталі енергетичного обладнання та гірничо-металургійного комплексу, турбіни, валки прокатних станів, вали і шпинделі важких верстатів та ін.

Значне розширення асортименту важкооброблюваних матеріалів як при виготовленні високоточного обладнання, так і в вигляді крупногабаритного устаткування, що отримують на такому обладнанні, потребує наявності інструменту, який здатний найбільш ефективно обробляти високоміцні та зносостійкі конструкційні матеріали, широке застосування яких обумовлено підвищеними вимогами до надійності та довговічності деталей, машин і механізмів [1].

Вимоги, що пред'являються до процесу виготовлення таких деталей, передбачають поєднання високої продуктивності обробки з високою стійкістю та надійністю різального інструменту, що обумовлює актуальність проведення комплексних досліджень закономірностей процесу отримання полікристалічних надтвердих матеріалів, механіки та фізико-хімії процесів контактної взаємодії різального інструменту з оброблюваним матеріалом в зоні різання, уявлень про механізм їх зношування та розробки методики діагностування стану різального інструменту [2].

Метою роботи є розробка високоєфективного інструменту для обробки крупногабаритних деталей з високоміцних сталей та сплавів

Зважаючи на те, що кінцевою метою створення інструментальних матеріалів і вдосконалення їх властивостей є розробка металорізального інструменту, підвищення його працездатності, поліпшення експлуатаційних характеристик і розширення технологічних можливостей, які визначаються фізико-механічними властивостями інструментальних матеріалів для досягнення поставленої мети необхідно:

розробити нові види композиційних полікристалічних надтвердих матеріалів різного призначення для виготовлення високоєфективного різального і шліфувального інструменту;

дослідити особливості формування зміцнюючих дискретних покриттів на робочих поверхнях різального інструменту, оптимізувати їх склад і топографію;

розробити нові види високоєфективного різального інструменту та технологію обробки конструкційних матеріалів різанням і реалізувати їх при виготовленні та експлуатації важких токарних верстатах.

Значним резервом підвищення продуктивності обробки деталей різанням є розширення застосування інструментів оснащених полікристалами надтвердих матеріалів (ПНТМ) на основі щільних модифікацій нітриду бору – кубічного (КНБ) марки кіборит і борсініт виробництва Інституту надтвердих

матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України та на основі вюрцитного (ВНБ) композиту гексаніт-Р, виробництва Інституту проблем матеріалознавства ім. І.М. Францевича НАН України, обумовлена унікальним поєднанням їх фізико-механічних характеристик;

високої твердості 40-75 ГПа (в 2-4 рази вище ніж у твердих сплавів; високої теплостійкості – 1100-1300°C; хорошої теплопровідності – 0,10-0,12 кал/с·с·град, близької до теплопровідності твердих сплавів, яка не знижується при підвищенні температури; хімічна інертність до сполук заліза з вуглецем; здатність різальної кромки до самозаточування (радіус її закруглення не перевищує 25-40 мкм протягом всього періоду стійкості інструменту практично незалежно від режимів різання); достатня в'язкість і міцність, яка забезпечує надійне застосування даного інструменту при торцевому фрезеруванні.

Фізико-механічні та експлуатаційні характеристики ПНТМ складають якісно нову групу інструментальних матеріалів, оптимальні умови застосування яких характеризуються надвисокими швидкостями різання і відносно малими товщинами стружки, що знімається, великою потужністю різання і порівняно невеликими енергетичними витратами, малими силами різання і високою точністю обробки, достатньо значним тепловідведенням в зоні різання і відсутністю нагрівання деталі, низькою шорсткістю обробленої поверхні і високою якістю поверхневого шару деталі, підвищеними вимогами до обладнання і до всього технологічного процесу виготовлення деталей в цілому.

Для ефективного використання інструментів з ПНТМ на основі КНБ при обробці крупногабаритних деталей необхідні важкі верстати з точним рухом в площині без торцевого биття інструментальних шпинделів, що відповідає підвищеним вимогам до обладнання, забезпечуючи оптимальну швидкість різання.

Такі важкі токарні верстати, які не тільки не поступаються кращим світовим аналогам, але й перевершують їх, зараз серійно виготовляються в Україні на Публічному акціонерному товаристві "Краматорський завод важкого верстатобудування" (ПАТ «КЗВВ») як для машинобудівних підприємств України ПАТ «НКМЗ», ПАТ «Енергомашспецсталь», так і на експорт. ПАТ «КЗВВ» є одним з найбільших у світі розробником і виробником важких і унікальних верстатів для обробки деталей тіл обертання діаметром до 6000 мм і масою до 250 тонн.

За час експлуатації такі верстати показали себе як надійні, зручні в роботі машини, здатні з високим ступенем точності обробляти деталі. Якість 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 Ra 0,8 мкм. Це дозволяє значно скоротити трудомісткість виготовлення, виключити виготовлення дорогого оснащення, тим самим зменшити витрати виробництва та підвищити конкурентоспроможність продукції, що виготовляється.

Чистова токарна обробка деталей із загартованих сталей інструментом із ПНТМ дозволяє в ряді випадків відмовитися від шліфування – традиційного способу одержання поверхонь із параметром шорсткості менше Ra 1,25. Але при цьому використовують малі подачі (0,10–0,15 мм/об), що значно обмежує продуктивність такої обробки [3].

Із загартованих сталей високої твердості виготовляються великогабаритні металоємні вироби, а вимоги, що пред'являються до таких деталей, обумовлюють необхідність поєднання високої продуктивності чистової обробки із стійкістю інструменту, достатньої для завершення процесу обробки без зміни різального інструменту.

Необхідність забезпечення низької шорсткості обробленої поверхні вимагає значного зниження режимних параметрів обробки, в першу чергу, подачі інструменту. Основним методом вирішення цього завдання і, відповідно, головною тенденцією у вдосконаленні процесів лезової обробки є збільшення швидкості різання. В той же час, з підвищенням режимів обробки має місце істотна інтенсифікація зношування різального інструменту і значне зниження періоду його стійкості [4].

Збільшення продуктивності при левовій обробці матеріалів можна досягнути за рахунок зміни конструкції інструменту

Дослідження показали, що знизити висоту мікронерівностей обробленої поверхні можна за рахунок застосування різців із передньою поверхнею у вигляді тіл обертання, які дозволяють інтенсифікувати обробку за рахунок збільшення величини поздовжньої подачі. Для цього виготовлені різці спеціальної конструкції, при встановленні в які різальних пластин круглої форми забезпечувалася циліндрична випукла форма передньої поверхні. Застосування такого інструменту дозволяє проводити як чистову так і чорнову обробку важкооброблюваних матеріалів (рисунок 1).

Робота такими різцями, характеризується специфічними умовами пластичного деформування оброблюваного матеріалу перед передньою поверхнею інструмента, що забезпечує можливість істотного зниження шорсткості обробленої поверхні при збільшених значеннях подачі. При роботі таким інструментом стружка від головної та допоміжної різальних крайок сходиться у різних напрямках. На відміну від інструмента із плоскою передньою поверхнею при циліндричній передній поверхні інструмента проекція різальної крайки на основну площину має радіус кривизни в кілька разів більший, що знижує шорсткості обробленої поверхні.

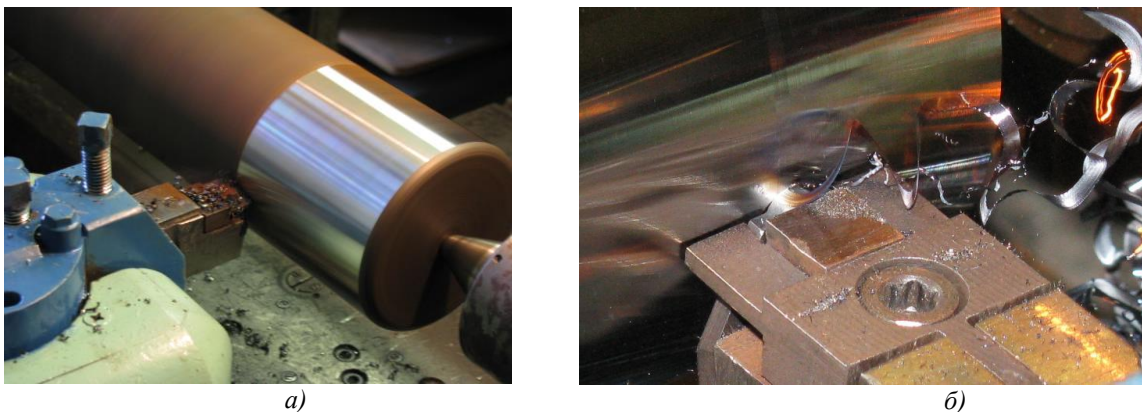


Рисунок 1 – Точіння вала із загартованої сталі ШХ15 (HRC 62) різцем із циліндричною передньою поверхнею: *а* – чорнове точіння; *б* – чистове точіння

Порівняльні експерименти показали, що при поздовжнім точінні загартованої сталі інструментом із циліндричною передньою поверхнею при трьох значеннях подачі $S = 0,1, 0,19, 0,38$ мм/об параметр шорсткості поверхні Ra значно нижче в порівнянні із шорсткістю поверхні, обробленої з тими ж режимами різцем із плоскою передньою поверхнею. Установлено, що при використанні інструмента із циліндричною передньою поверхнею при подачі $S = 0,1$ мм/про ($v = 75$ м/хв, $t = 0,1$ мм) досягається шорсткість обробленої поверхні $Ra 0,2$. У свою чергу, при точінні різцем с круглою різальною пластинною при подачі $0,12$ мм/об шорсткість обробленої поверхні становить $Ra 0,63$, а при використанні інструмента Вірег-геометрією така шорсткість поверхні забезпечується при подачі $0,2$ мм/об. При точінні з більш високими подачами спостерігається значне збільшення різниці в значеннях висоти мікронерівностей при використанні двох видів інструментів.

На рисунку 2 представлені профілограми оброблених поверхонь після точіння інструментами із циліндричними та плоскою передньою поверхнею з вищевказаними величинами подачі, з яких видно, що нерівності при обробці з рівними подачами мають однаковий крок, однак істотно відрізняються по висоті.

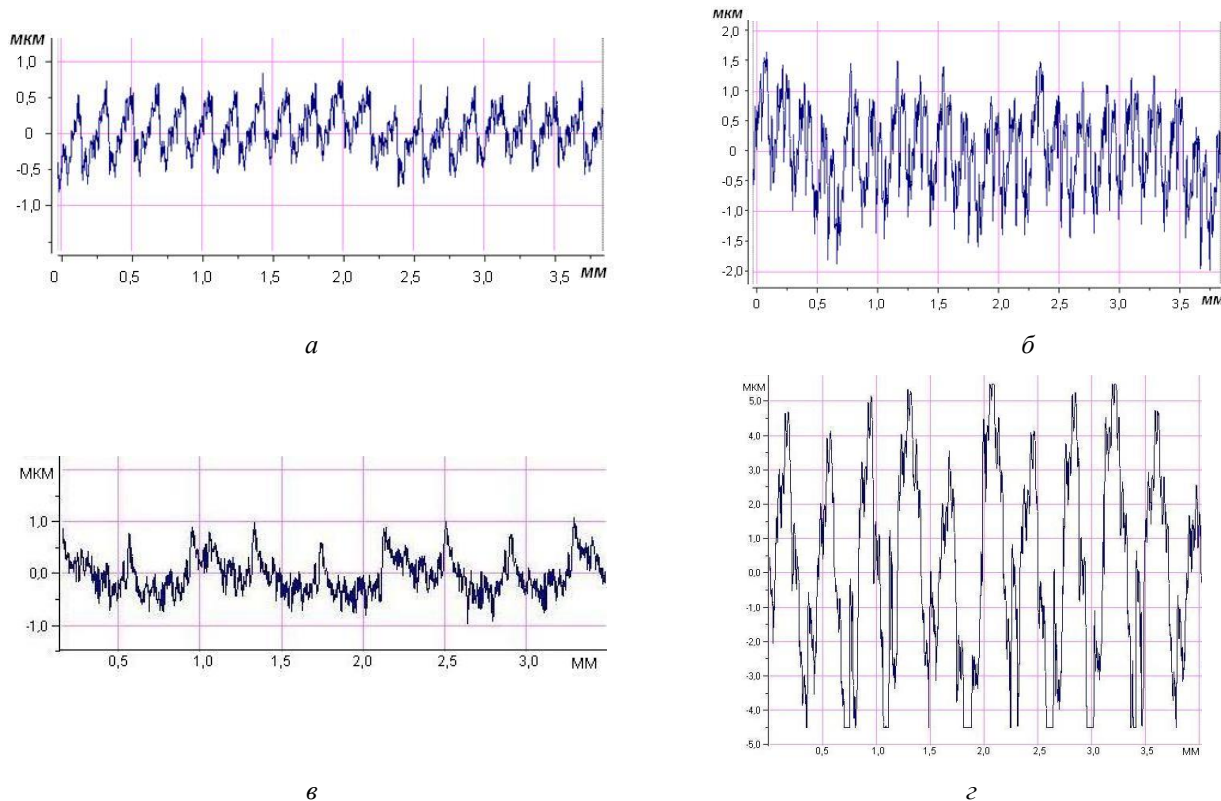


Рисунок 2 – Профілограми поверхонь, оброблених інструментами з циліндричною (*а, в*) і плоскою (*б, г*) передніми поверхнями: *а, б* – $S = 0,19$ мм/об; *в, г* – $S = 0,38$ мм/об ($v = 75$ м/хв, $t = 0,1$ мм; $l = 100$ мм)

При подачі $S = 0,19$ мм/об параметри Ra й Rz становлять відповідно 0,29 й 1,10 мкм, при $S = 0,38$ мм/об – Ra 0,34; Rz 1,65 – при обробці інструментом із циліндричною передньою поверхнею; при $S = 0,19$ мм/об – Ra 0,80; Rz 2,6 і при $S = 0,38$ мм/об – Ra 2,80; Rz 8,60 – при обробці інструментом із плоскою передньою поверхнею.

З ростом подачі при обробці інструментом з циліндричною передньою поверхнею висота нерівностей монотонно зростає (рисунок 3). Однак при подачах $S > 0,6–0,7$ мм/об відбувається різке збільшення висоти нерівностей обробленої поверхні, що свідчить про недоцільність подальшого збільшення подачі в даних умовах у зв'язку з погіршенням якості поверхні.

Відносна опорна крива профілю tp містить найбільшу інформацію про форму нерівностей поверхні й дозволяє судити про фактичну площу контакту при взаємодії шорсткуватих поверхонь на заданому рівні перетину p .

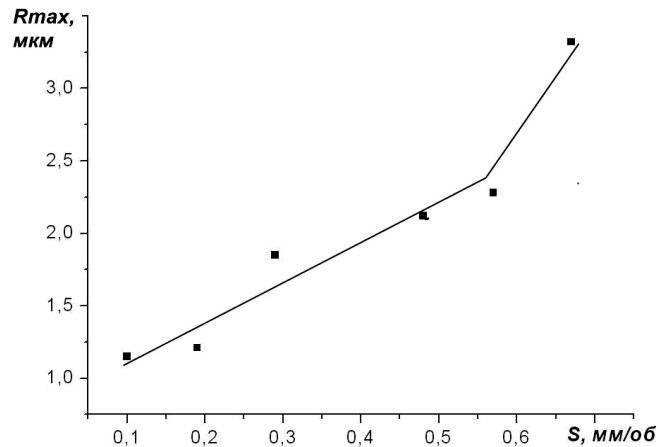


Рисунок 3 – Залежність максимальної висоти нерівностей профілю поверхні, обробленої інструментом із циліндричною передньою поверхнею ($v = 75$ м/хв, $t = 0,1$ мм)

Аналіз даних, представлених на рисунку 4, показує, що відносні опорні криві профілів поверхонь, отриманих при обробці інструментом із циліндричною передньою поверхнею при подачах $S = 0,19$ мм/об й $S = 0,57$ мм/об істотно не відрізняється від таких, отриманих при використанні різця із плоскою передньою поверхнею.

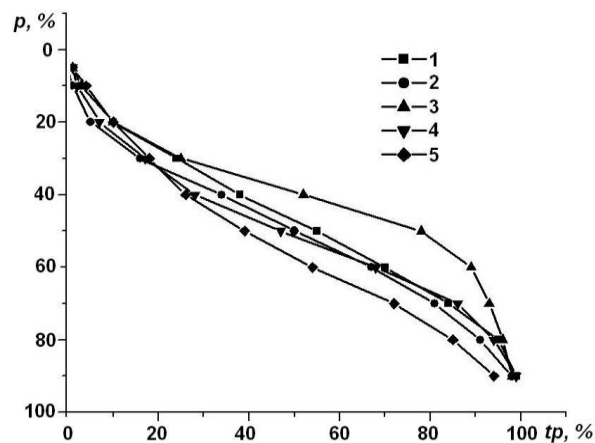


Рисунок 4 – Опорні криві профілів нерівностей обробленої поверхні: 1 – різець із плоскою передньою поверхнею: $S = 0,19$ мм/об; 2, 3, 4, 5 – різець із циліндричною передньою поверхнею: 2 – $S = 0,19$ мм/об; 3 – $S = 0,29$ мм/об; 4 – $S = 0,57$ мм/об; 5 – $S = 0,67$ мм/об

У цих випадках опорна довжина профілю на рівні перетину 20 % становить 7–10 %, на рівні 30 % – 17–20 %, на рівні 40 % – 28–35 %. Істотно виділяється відносна опорна крива профілю поверхні після точіння з подачею $S = 0,29$ мм/об. При цьому забезпечується опорна довжина профілю t_{20} – 7–10 %, t_{30} – 25 %, t_{40} – 52 %. Повільно t_p зростає при обробці з подачею $S = 0,67$ мм/об.

Обробка точінням інструментом із циліндричною передньою поверхнею (рисунок 8) в діапазоні подач 0,19–0,57 мм/об дозволяє одержати поверхні не тільки з низькими величинами висот

мікронерівностей, але й забезпечити порівняно більшу опорну довжину профілю, а іноді і перевищує, отриману при точінні інструментом із плоскою передньою поверхнею.

Обробка інструментом із циліндричною передньою поверхнею може проводитися з подачами 0,2–0,7 мм/об, що в 2–5 разів вище в порівнянні із традиційним інструментом із плоскою передньою поверхнею. При цьому висота мікронерівностей обробленої поверхні становить Ra 0,20–0,80. Виходячи з умови забезпечення найбільшої площі обробленої поверхні, діапазони оптимальних умов обробки інструментом із циліндричною передньою поверхнею – швидкість різання 1,4–1,6 м/хв, подача 0,35–0,45 мм/об, глибина різання $t = 0,1$ мм.

Стійкість інструмента із циліндричною передньою поверхнею при обробці зі швидкостями різання 60–90 м/хв становить 30–80 хв залежно від величини подачі, що дозволяє проводити обробку довгомірних великогабаритних деталей.

Висновок. Таким чином вивчення закономірностей обробки новими інструментальними композиціями, та закономірностей різання загартованих сталей інструментами з циліндричною передньою поверхнею, оснащеними ПНТМ на основі КНБ дозволило створити методики підвищення надійності різального інструменту. Запропоновані конструкції однокромочних інструментів з циліндричною передньою поверхнею, оснащених ПНТМ на основі нітриду бору, дозволяють проводити обробку високоміцних сталей та сплавів з великими подачами. Розроблені рекомендації для попередньої та напівчистої токарної обробки інструментом із ПНТМ забезпечили формування високоякісних поверхонь з шорсткістю $Ra = 0,40$ – $1,25$ мкм ($R_{tm} = 1,5$ – $4,5$ мкм) і підвищення продуктивності чистої обробки великогабаритних деталей з високоміцних сталей та сплавів в 4–7 разів більше, ніж при традиційному чистовому точінні інструментом з ПНТМ на основі КНБ.

Библиографический список использованной литературы

1. Антонюк В.С. Научно-технические и экспериментальные аспекты создания высокоэффективных тяжелых токарных станков повышенной точности с ЧПК / В.М. Волкогон, Ю.О. Муковоз // Технологические системы. — 2008. — №3. — С. 9 – 17.

2. Клименко С.А. Износ и стойкость инструмента с ПСТМ на основе КНБ при чистовом точении закаленных сталей с большими подачами / А.С. Манохин, Ю.А. Мельничук // Сверхтвердые материалы. — 2012. — № 1. — С. 66 – 74.

3. Котляр Д.А. Влияние вида механической обработки на структуру поверхностных слоев стали ХВСГ / В.С. Антонюк, Ю.А. Федоран // Зб. “Вісник НТУУ ”КПІ”. Машинобудування”. — 2011. — № 63. — С. 28 – 31.

4. Клименко С.А. Высокопроизводительное чистовое точение деталей из закаленных сталей резцами с цилиндрической передней поверхностью / Ю.А. Мельничук, А.С. Манохин // Инструментальный світ. — 2010. — № 4(48). — С. 7 – 9.

Надійшла до редакції 19.03.2013 р.

Антонюк В.С., Мельничук Ю.А., Разжавин М.А. Высокоэффективный инструмент для обработки крупногабаритных деталей из высокопрочных сплавов

Рассмотрены закономерности обработки крупногабаритных деталей из высокопрочных сплавов на тяжелых станках инструментом с ПНТМ на основе нитрида бора. Показана возможность высокопроизводительного точения с большими подачами закаленных деталей однокромочными инструментами с цилиндрической передней поверхностью, оснащенные режущими пластинами из ПНТМ. Разработаны рекомендации для предварительной и получистой токарной обработки инструментом с ПНТМ, которые обеспечили формирование высококачественных поверхностей с малой шероховатостью.

Ключевые слова: инструмент; высокопрочные сплавы; крупногабаритные детали; стойкость; шероховатость поверхности.

Antonyuk V.C., Melnychuk Yu.A., Rozghavin M.A. High effective tools for machining of large-size parts from the ultrastrong alloys

Regularities of large-size parts machining of ultrastrong alloys on huge lathes with the PCHM tool on the basis of boron nitride are considered. Possibility of high-performance turning with big giving of the tempered parts by one-edging tools with the cylindrical forward surface, equipped with cutting plates from PCHM is shown. Recommendations for preliminary and semi-fair turning with the PCHM tool are developed which provided high-quality surfaces formation with a minor roughness.

Keywords: tool, ultrastrong alloys, large parts; resistance; surface roughness.

УДК 621.923.5

Т.А. Аскалонова, доцент, канд. техн. наук,

С.Л. Леонов, профессор, д-р техн. наук,

А.А. Ситников, профессор, д-р техн. наук

Алтайский государственный технический университет им. И.И.Ползунова,
г. Барнаул, Россияsergey_and_nady@mail.ru**ИМИТАЦИОННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМИРОВАНИЯ ШЕРОХОВАТОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ**

Приведены результаты комплексного исследования методов абразивной обработки на основе имитационного моделирования формирования микрорельефа обработанной поверхности с учетом стохастического характера взаимодействия зерен инструмента с материалом заготовки.

Ключевые слова: имитационное стохастическое моделирование, абразивная обработка, шероховатость.

Процессы абразивной обработки остаются и в настоящее время одними из самых распространенных методов финишной обработки поверхностей. Среди них наиболее часто на производстве применяются операции шлифования, которые используются как для обработки цилиндрических, так и плоских поверхностей. Шлифование позволяет обрабатывать материалы практически любых физико-механических свойств, обеспечивая получение высокой точности и низкой шероховатости поверхности.

Разработан единый подход для построения моделей механической обработки и обобщенная модель формирования геометрических параметров поверхности детали при ее лезвийной и абразивной обработке [1]. На рисунке 1 приведена структура обобщенной модели, которая предусматривает учет стохастических параметров, влияющих на формирование топографии обработанной поверхности за счет геометрического копирования профиля инструмента в материале заготовки, колебательных перемещений в технологической системе и упруго-пластических деформаций обрабатываемого материала [2].

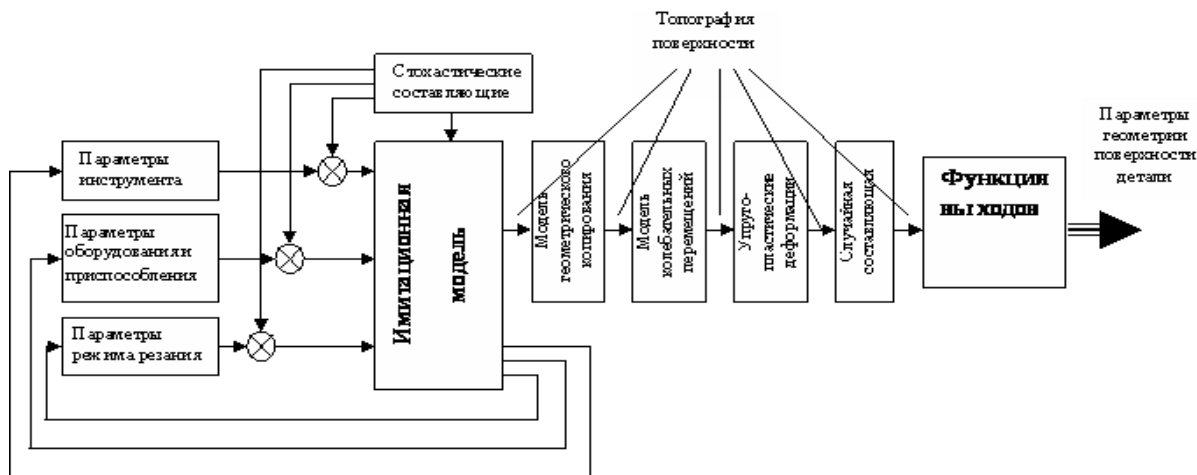


Рисунок 1 – Структура обобщенной модели формирования параметров геометрии поверхности детали

Реализация данного подхода для операций шлифования предусматривает, что профиль и топография обработанной поверхности формируется за счет воздействия на нее зерен абразивного инструмента, расположенных случайно как по его поверхности, так и по его глубине. На рисунке 2 показана геометрия зоны контакта абразивного инструмента и детали. Процесс стружкообразования происходит в пределах угла $\pm\alpha$. С небольшой погрешностью можно положить, что

$$\cos \alpha = 1 - \frac{t_{\phi} R}{r(R+r)} \quad (1)$$

При текущем угле расположения зерна $-\alpha < \alpha_1 < +\alpha$ максимальная глубина резания зерном t определяется выражением:

$$t = \frac{t_{\phi}}{1 - \cos \alpha} (\cos \alpha_1 - \cos \alpha). \tag{2}$$

В связи с большим количеством факторов, вызывающих случайные колебания радиусов, распределение радиусов при вершине зерна ρ изменяется в диапазоне от ρ_{\min} до ρ_{\max} , и подчиняется нормальному закону. Глубина резания каждым зерном также является случайной величиной, изменяющейся в пределах от 0 до t в зависимости от текущего угла α . Распределение величины глубины резания задается согласно нормальному закону. Положение зерна на поверхности круга в направлении параллельном оси инструмента также является случайной величиной, распределенной по равномерному закону. Параметры распределений определяются характеристиками инструмента, его правкой и износом. Фактическая глубина резания определяется уравнением баланса перемещений в технологической системе [3].

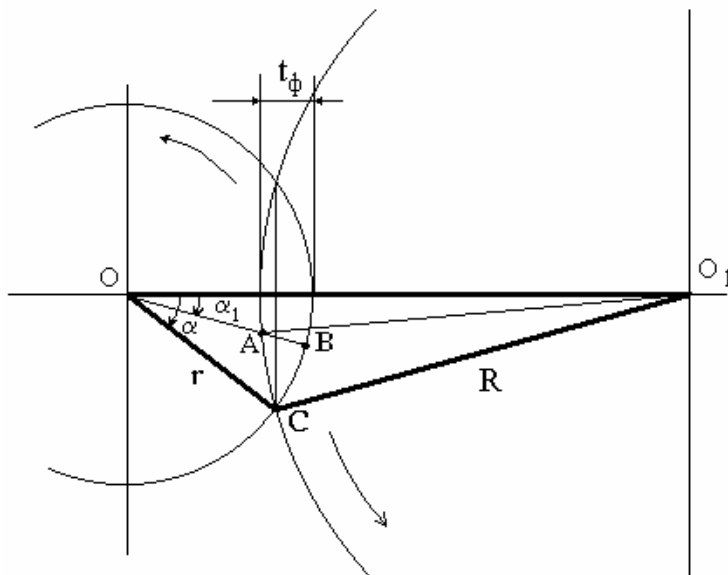


Рисунок 2 – Зона контакта заготовки и круга

Для учета пластических деформаций при абразивной обработке использован коэффициент стружкообразования k_c , который по определению равен отношению площади фактического среза к площади режущей части зерна. Зерно радиуса r_1 при резании с глубиной t (рисунок 3) имеет площадь режущей части в виде сегмента окружности AB₁C.

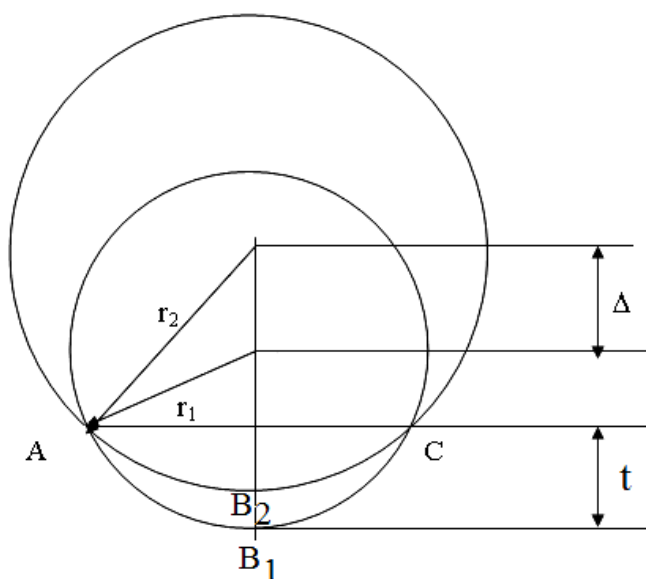


Рисунок 3 – Схема для расчета пластической деформации

Фактически срезается металл площади AB_2C . Эта площадь соответствует большему радиусу r_2 , смещенному на величину Δ . В соответствии с этой схемой получена зависимость смещения Δ и радиуса r_2 от коэффициента стружкообразования k_c , который определяется свойствами обрабатываемого материала.

Экспериментальной проверкой доказана адекватность разработанной модели реальному процессу шлифования. При этом проверялись:

- характеристики стохастического процесса резания;
- математические модели износа абразивного инструмента;
- стохастический характер прочности закрепления зерен в связке с получением этих зависимостей.

На рисунке 4 приведен пример расчетных профилей обработанной поверхности для первых трех оборотов заготовки (врезное шлифование кругом ПП 400x40x127 24A25CM2K; диаметр заготовки – 80 мм; поперечная подача – 0,002 мм/об). При этом видно, что на первом обороте имеются только отдельные перекрывающиеся риски от небольшого количества абразивных зерен. На втором и последующих оборотах формируется реальный профиль обработанной поверхности с учетом разновысотности зерен, их случайной геометрии и расположению в круге.

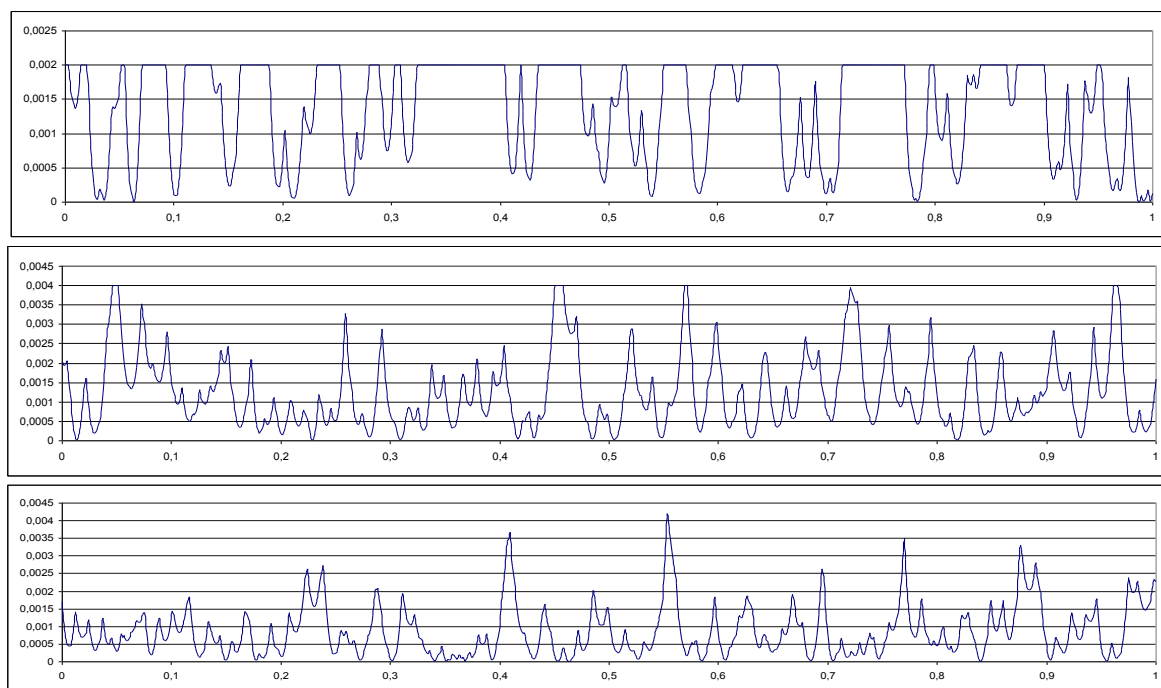


Рисунок 4 – Примеры профилей шлифованной поверхности на первых трех оборотах заготовки

Использование методики стохастического моделирования позволяет получать любые стохастические характеристики любых параметров шероховатости обработанной поверхности вплоть до построения их плотностей распределения. Для этого необходимо производить многократные расчеты по разработанной имитационной модели. Чем больше производится расчетов, тем точнее результаты стохастического моделирования. Реально количество расчетов для определения закона распределения не должно быть менее 200.

По полученным профилограммам рассчитываются требуемые параметры шероховатости. При этом можно определять как параметры по ГОСТ 2789-73, так и любые другие. Сама методика проведения расчетов напоминает экспериментальные исследования: формирование набора случайных значений параметров; проведение расчетов, обработка профилограмм с расчетом параметров шероховатости, построение гистограмм распределения. На рисунке 5 приведены примеры распределений высотных и шаговых параметров шероховатости обработанной поверхности.

Кривые плотностей распределения позволяют прогнозировать вероятность брака по обеспечению заданных параметров шероховатости на этапе технологического проектирования операции. Это дает возможность не только гарантировать технические требования по обеспечению параметров микрогеометрии, но и управлять технологическим процессом абразивной обработки.

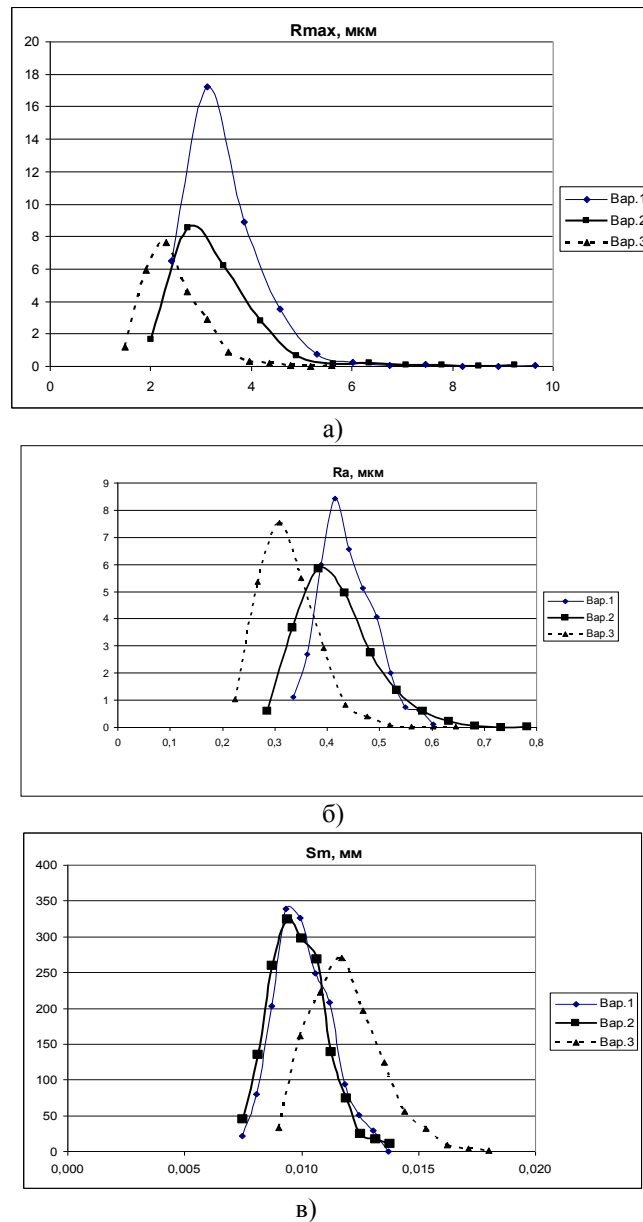


Рисунок 5 – Расчетные плотности распределения высотных и шаговых параметров шероховатости

Разработаны имитационные стохастические модели для операций врезного шлифования, шлифования с продольной подачей, в том числе и бесцентрового, внутреннего шлифования, хонингования. Использование моделей показало их высокую эффективность.

Библиографический список использованной литературы

1. Леонов С.Л.. Основы создания имитационных технологии прецизионного формообразования./С.Л.Леонов, А.Т.Зиновьев. –Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2006. —198 с.
2. Суслов А.Г., Дальский А.М. Научные основы технологии машиностроения./ А.Г. Суслов, А.М. Дальский –М.: Машиностроение, 2002. —684 с.
3. Леонов С.Л. Обеспечение требуемого микрорельефа поверхности при абразивной обработке основы для нанесения покрытия. / С.Л.Леонов. //Обработка металлов. —2008. —№1. —с.4–7.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Аксалонова Т.А., Леонов С.Л., Сітнікова А.А. Імітаційне моделювання формування шорсткості при абразивній обробці

Наведено результати комплексного дослідження методів абразивної обробки на основі імітаційного моделювання формування мікрорельєфу обробленої поверхні з урахуванням стохастичного характеру взаємодії зерен інструменту з матеріалом заготовки.

Ключові слова: імітаційне стохастичне моделювання, абразивна обробка, шорсткість.

Askalonova T.A., Leonov S.L., Sitnikov A.A. Simulation of roughness forming during abrasive machining

The results of a comprehensive study of abrasion methods, based on the simulation of the machined surface microrelief formation with the stochastic nature of the interaction of grains tool workpiece material are given.

Keywords: simulated stochastic modeling, abrasion, surface roughness.

УДК 621.92

В.Б. Богуцкий, ст. преподаватель,

С.М. Братан, профессор, д-р техн. наук,

Ю.К. Новоселов, профессор, д-р техн. наук

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Университетская 33, г. Севастополь, Украина, 99053

tm@sevntu.com.ua

СИСТЕМНЫЙ АНАЛИЗ ОПЕРАЦИИ ЧИСТОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Разработана структурная схема и приведен системный анализ операции чистового круглого шлифования инструментом с прерывистой рабочей поверхностью.

Ключевые слова: *шлифование, подсистема, входной вектор, качество поверхности, износ круга.*

Повышение эффективности металлообрабатывающих производств, а именно производительности и качества абразивной обработки при наименьших затратах, была и остается первостепенной проблемой на всех этапах развития металлообрабатывающей промышленности. Качество детали, определяющее ее эксплуатационные показатели, в основном, формируется на финишных операциях. Такими операциями для наиболее ответственных деталей, в большинстве случаев, является шлифование, как один из самых высокопроизводительных методов, обеспечивающий высокий уровень точности и качества обработанной поверхности.

Из анализа литературных источников установлено, что одной из наиболее сложных и трудоемких операций при производстве инструмента, является операция шлифования стружечных канавок и задних поверхностей таких инструментов, как протяжек, цилиндрических и модульных фрез. Обработка таких поверхностей, например стружечных канавок червячных фрез или протяжек (см. рисунок 1), выполняется профильным инструментом, правка которого выполняется по копиру. При этом следует учитывать, что часть профилированной поверхности шлифовального круга имеет большую площадь контакта с поверхностью обрабатываемой детали (см. рисунок 2, зона «e – c» и зона «a – b – c – d»).

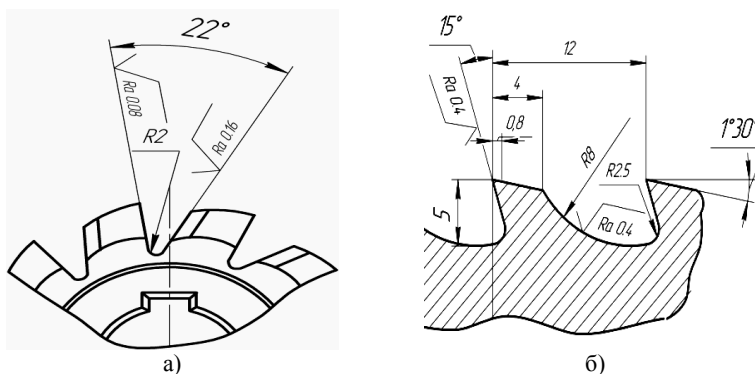


Рисунок 1 – Профиль стружечных канавок: а – червячной фрезы; б – протяжки

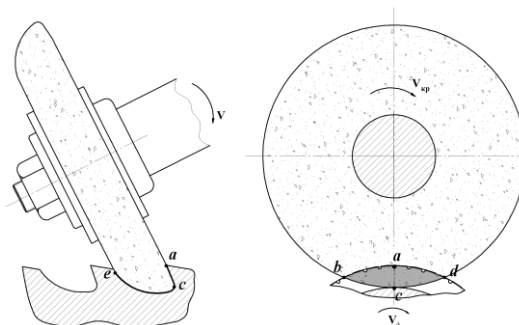


Рисунок 2 – Зона контакта поверхности инструмента при шлифовании стружечных канавок протяжки

Соответственно, одной стороны инструмент должен обладать высокой размерной стойкостью, с другой – обеспечивать высокое качество поверхностного слоя. Первое условие обеспечивается повышением твердости шлифовального круга, для выполнения второго необходимо применять более

мягкие и пористые круги, позволяющие снизить тепловыделение при шлифовании или снижать режимы обработки, что приводит к снижению производительности процесса. Мягкие шлифовальные круги работают с интенсивным самозатачиванием, абразивные зерна имеют небольшую степень затупления, что позволяет производить обработку с наибольшей производительностью. Однако такие круги не обладают достаточной размерной стойкостью, отличаются повышенным износом и не пригодны для обработки фасонных поверхностей.

Твердость для одной партии инструментов может меняться в пределах одной степени, что существенно влияет на выходные переменные процесса шлифования. Так, при шлифовании кругами СТ1 на керамической связке при выборе круга, соответствующего нижней и верхней границам диапазона, производительность шлифования соответственно составляет $0,71 \text{ мм}^3/\text{мин}$ и $0,53 \text{ мм}^3/\text{мин}$, т.е. изменяется в 1,35 раза. По данным ПП МеМЗ ПАО ЗАЗ г. Мелитополь, до 20...40% инструмента, поставляемого абразивными заводами (ПАО «Запорожжабразив», ОАО «Иршавский абразивный завод» и др.) и имеющие по маркировке одинаковую твердость, не пригодны для выполнения этой операции и после пробной эксплуатации снимаются со станка и отправляются либо в великвиды, либо используются на других, менее ответственных операциях.

Перспективным направлением в области шлифования, способствующим улучшению состояния поверхностного слоя заготовок из инструментальных материалов, и, следовательно, увеличению их ресурса, а также повышению производительности обработки, является применение процесса прерывистого шлифования, то есть использования на операциях шлифования абразивных кругов с прерывистой режущей поверхностью (рисунок 3). Метод не нашел широкого применения в инструментальной промышленности, так как не лишен недостатков. Основными из них являются: сложность изготовления абразивного инструмента при его производстве на абразивных заводах, ограниченная номенклатура, необходимость дополнительных затрат на прорезание пазов при изготовлении их на заводе-потребителе, значительный расход абразивного материала при прорезании пазов, ослабление прочности круга. Кроме того инструментальное производство – это многонаменклатурное производство. Для каждой же шлифовальной операции нужна своя конструкция круга. Наличие выступов на рабочей поверхности вызывает появление периодически действующей силы, которая является источником вибраций. При смене объекта производства (станка, конструкции детали, конструкции приспособления) изменяется жесткость технологической системы, а, следовательно, и частота собственных колебаний. При совпадении частоты вибраций с частотой собственных колебаний технологической системы возникает резонанс, что вызывает увеличение шероховатости поверхности, образование волнистости поверхности; образование погрешности формы поперечного сечения, снижение стойкости режущего инструмента, в некоторых случаях разрушение инструмента и обрабатываемой заготовки. Следовательно, необходимо иметь возможность изменять число прорезей на рабочей поверхности инструмента непосредственно после установки его на станке. Может потребоваться изменять форму инструмента при его износе.

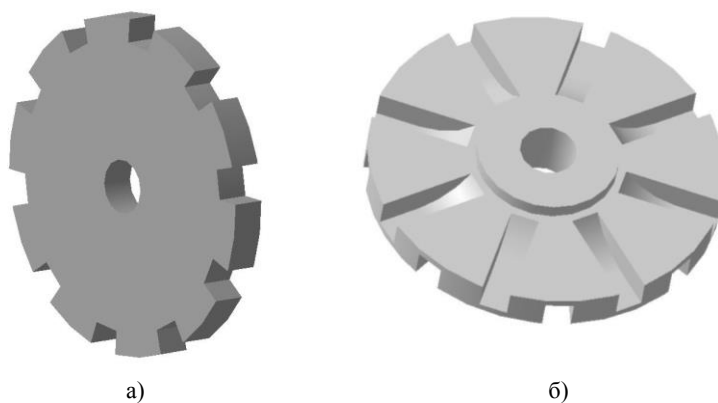


Рисунок 3 – Шлифовальные круги с прерывистой рабочей поверхностью:
а – с прямыми пазами; б – с радиальным расположением пазов

Указанного можно достигнуть при использовании метода шлифования предложенного с формированием выступов на круге при правке [2]. На рисунке 4 показана схема, поясняющая предлагаемый способ правки. Правка шлифовального круга 1, который вращается с частотой $\nu_{кр}$, выполняется правящим инструментом 2, совершающим возвратно – поступательные движения в радиальном направлении синхронно вращению круга, который на поверхности круга прорезает впадины 3, имеющие длину в окружном направлении, равную длине выступов. При каждом новом цикле правки

фаза колебаний правящего инструмента сдвигается на 180° . Глубина впадин должна быть равна полусумме допускаемого износа шлифовального круга между правками Δh_u и глубины $\Delta h_{пр}$ снимаемого при правке дефектного слоя. В частном случае глубина впадин может быть равна размаху колебаний $2A$ правящего инструмента, как показано на рисунке 4. При каждом новом цикле правки правящий инструмент срезает оставшиеся после износа шлифовального круга выступы на глубину $\Delta h_{пр}$ дефектного слоя. В результате этого на месте каждого выступа образуется впадина. Выступ образуется на месте ранее существовавшей впадины. По сравнению со способом правки, при котором выступы и впадины формируются при каждом цикле на прежних местах, предлагаемый способ при формировании мелких впадин обеспечивает сокращение расхода объема шлифовального круга до двух раз.

Несмотря на очевидные преимущества указанного метода он не нашел широкого применения, так как отсутствуют научно обоснованные рекомендации по конструктивным параметрам, режимным и амплитудно-частотным характеристикам правки, режимам шлифования и правки, а так же отсутствием устройств для реализации метода.

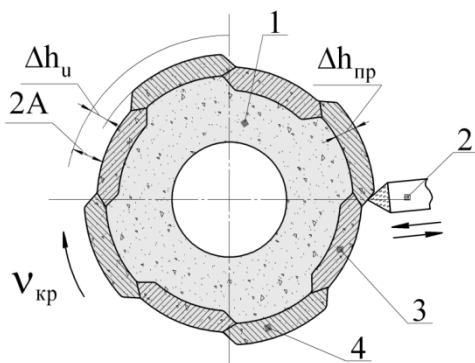


Рисунок 4 – Схема правки шлифовального круга с прерывистой рабочей поверхностью

Таким образом для создания метода необходимо:

- разработать методику расчета числа выступов рабочей поверхности прерывистого шлифовального круга;
- исследовать закономерности износа абразивного инструмента и создать математическую модель с целью аналитического расчета величины слоя, снимаемого при правке;
- предложить методику правки инструмента и устройство для её реализации;
- разработать методику расчета режимов шлифования и правки для абразивного инструмента с прерывистой поверхностью.

Решение этих вопросов возможно на основе декомпозиции процесса шлифования и анализа процессов взаимодействия инструмента и заготовки.

Процесс шлифования можно охарактеризовать двумя основными критериями: быстродействие (производительность операции, машинное время и др.) и экономичность (штучное время на операцию, приведенные затраты на шлифование изделия, себестоимость операции, расход абразивного инструмента и др.) и системой ограничений по параметрам точности и показателям качества обработанной поверхности. Под параметрами точности понимают размеры и отклонения от формы поверхности детали. К характеристикам качества обработанной поверхности заготовок относят: параметры шероховатости, остаточные напряжения, величина и размеры дефектного слоя. Следует отметить, что вышеуказанные параметры непосредственно связаны с кинематическими и динамическими параметрами процесса.

По функциональным признакам шлифовальная операция (рисунок 5), как технологическая система, может быть разбита на подсистемы инструмента, заготовки, станка и приспособления, смазочно-охлаждающие технологические средств (СОТС). Каждая из подсистем имеет свой набор свойств, параметров состояния, историю развития, вектор входных и выходных переменных, вектор возмущающих воздействий.

При контакте инструмента с заготовкой в технологической системе, вследствие упругих деформаций, возрастает радиальное давление инструмента на изделие, под действием которого абразивные зерна внедряются в обрабатываемый материал. В результате взаимопроникновения абразивных зерен инструмента и материала заготовки возникает подсистема «зона контакта» [1].

Известно также, что состояние рабочей поверхности шлифовального круга, сформированное при его правке, оказывает доминирующее влияние на процесс шлифования. От качества правки зависят теплообразование в зоне шлифования, период стойкости круга и производительность обработки, параметры качества шлифованных деталей. При этом важно не только обеспечить в результате правки высокую режущую способность круга, но и сохранить ее как можно дольше в процессе шлифования заготовок. Многочисленными исследованиями [3] установлено, что только за счет изменения элементов режима правки параметры шероховатости шлифованной поверхности можно изменить в несколько раз. Расход шлифовальных кругов на правку составляет 90...95 % от общего их расхода, а затраты на правку достигают 70 % от себестоимости операций (см. таблицу 1) [3]. Поэтому, в отличии от известных схем декомпозиции, на схеме (рисунок 5) особо выделены подсистема правки инструмента и подсистема зоны контакта.

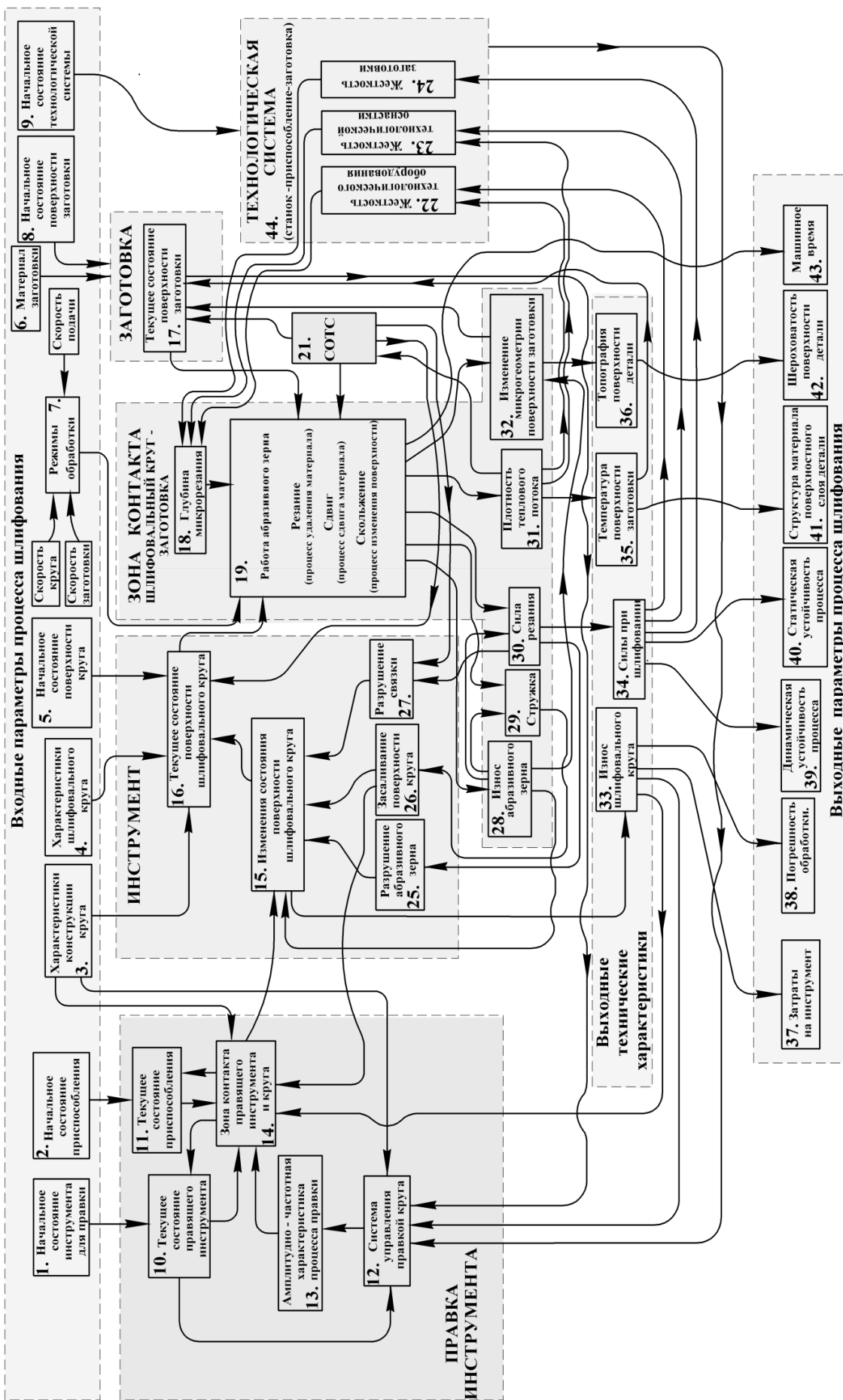


Рисунок 5 – Структурная схема процесса абразивной обработки на операции шлифования

Таблиця 1 – Затрати на правку при круглом наружном шлифовании

Условия шлифования	Материал заготовки	Время правки в % от машинного времени	Затраты на правку в % от себестоимости операции
Черновое шлифование	Сталь 45 <i>HRC</i> 38 ... 46	50	30 – 40
Чистовое шлифование	Сталь 20Х23Н18 <i>HRC</i> 55 ... 58	50	30 – 40
Чистовое шлифование	Сталь Р9Ф5 <i>HRC</i> 64 ... 66	80	60 – 70

Степень влияния отдельных компонентов технологической системы абразивной обработки на характеристики рассматриваемого процесса и обрабатываемого изделия различна:

– Подсистема «заготовка». Физико-механические характеристики заготовки (материал, твердость, прочность, структура поверхностного слоя) (связи 8 – 17 и 17 – 19) оказывают влияние на весь процесс шлифования. Чем выше физико-механические свойства обрабатываемого материала и содержание в нем углерода, хрома, вольфрама, титана, молибдена, тем интенсивнее изнашивание инструмента. Температура поверхности заготовки (связь 19 – 31 – 35), а следовательно, и возможность образования поверхностных дефектов, зависит от физико-механических свойств обрабатываемого материала, режимов резания, геометрических параметров режущего инструмента. Чем выше прочность и твердость обрабатываемого материала, тем выше температура в зоне контакта инструмента, в зоне контакта шлифовального круга и обрабатываемой детали температура достигает в некоторых случаях 1000...1600°C. Выделяющееся тепло нагревает шлифовальный круг, обрабатываемую деталь и окружающий воздух. Так как воздух и шлифовальный круг обладают плохой теплопроводностью, то выделяющееся тепло главным образом поглощается материалом обрабатываемой заготовки, вследствие чего в момент снятия стружки в зоне резания образуется так называемая мгновенная температура. За счет высокого нагрева поверхности закаленная сталь в поверхностном слое получает вторичную закалку и высокий отпуск (связь 35 – 41). Под этим тонким поверхностным слоем получается отпущенный слой (структура троостит), а далее деталь имеет структуру исходного металла. Часто структурные изменения сопровождаются появлением на поверхности детали цветов побежалости. В свою очередь, изменение состояния поверхности заготовки и её размеров вызывает необходимость корректировки конструктивных характеристик инструмента (связь 17 – 12).

– Подсистема «станок – приспособление». Оборудование и оснастка, реализующие процесс шлифования, оказывают непосредственное влияние на производительность, точность и качество обрабатываемых поверхностей (связь 9 – 44). В зависимости от кинематических, силовых и скоростных характеристик станка достигается определенный уровень производительности обработки с учетом ограничений, накладываемых физико-механическими характеристиками заготовки и характеристикой шлифовального круга (связь 44 – 18 – 19). От класса точности станка зависит степень точности процесса обработки. От режимов обработки (связь 7 – 19), реализуемых на станке, зависят параметры качества – шероховатость и дефектность поверхности. В процессе эксплуатации изменяются точность перемещения исполнительных механизмов, жесткость, частота вращения шпинделя круга, частота вращения шпинделя заготовки. Точность исполнительных механизмов и жесткость узлов изменяется вследствие износа контактных поверхностей трения, с износом направляющих станины увеличиваются отклонения от прямолинейности движения стола и шлифовальной бабки, с износом подшипников – биение исполнительных поверхностей шпинделя относительно его оси вращения. Жесткость элементов станка изменяется вследствие увеличения зазоров в сопряжениях и контактной жесткости поверхностей при их износе. Случайные отклонения вызваны попаданием в узлы сопряжений инородных частиц. Технологическая оснастка обеспечивает базирование и закрепление заготовки и оказывает влияние только на точность обработки и, как следствие, на контактную жесткость изделия. Изменение состояния технологической системы в процессе выполнения технологической операции отражается на схеме связями 34 – 22; 34 – 23; 34 – 24 (влияние сил резания и, соответственно, величиной деформаций её элементов) и связями 31 – 22; 31 – 23 (влияние тепла выделяющегося при обработке). Изменение состояния технологической системы а, следовательно, и частоты собственных колебаний, необходимо учитывать при формировании количества выступов на инструменте (связь 44 – 12).

– Подсистема «инструмент». В качестве режущего инструмента на операции шлифования используется шлифовальный круг заданной конструкции, а в качестве режущей части – абразивные режущие зерна, находящиеся на его поверхности. Характеристики шлифовального круга оказывает непосредственное влияние, как на производительность, так и на точность и качество обрабатываемой поверхности (связь 3 – 16). В общем случае, к характеристикам абразивных инструментов, кроме формы и размеров, относят: вид, марку и зернистость абразивного материала; вид и марку связующего; номер структуры, характеризующий объемное содержание абразивных зерен в инструменте; степень твердости инструмента, как характеристику объемного содержания связки и ее прочностных свойств, задающий, в свою очередь, прочность инструмента и прочность удержания абразивных зерен на рабочей поверхности;

класс точности и неуравновешенности (связь 4 – 16). Из вышеперечисленных параметров характеристик абразивного инструмента, на процесс шлифования наибольшее влияние оказывают: материал абразивного зерна, связка, зернистость, структура круга, состояние его рабочей поверхности после правки и в процессе работы, дисбаланс круга.

Задача нахождения оптимальных характеристик режущего инструмента достаточно сложная и до сих пор требует к себе внимания, так как, в идеале, каждая конкретная операция абразивной обработки должна оснащаться абразивным инструментом с наиболее подходящими к условиям ее проведения структурными параметрами. Определение геометрических параметров круга или выбор наиболее подходящих из стандартных – задача, как правило, не многовариантная, так как размер и форма детали практически всегда однозначно определяют его типоразмер. В тоже время, определение необходимых структурных характеристик абразивного инструмента является многовариантной задачей. Этих характеристик достаточно много, часть из них взаимосвязаны, что не позволяет выбрать их однозначно и выбор каждой из этих характеристик обусловлен большим количеством факторов, характеризующих условия обработки, а также значительным числом требований, часто противоречивых, предъявляемых к каждой из них.

При анализе данной подсистемы следует учитывать, что в процессе эксплуатации диаметр круга изменяется в 1,5...2 раза (например, с 300 мм до 200 мм). С уменьшением диаметра уменьшается скорость резания, снижается производительность процесса, увеличиваются силы резания и шероховатость

поверхности. Величина износа инструмента (связь 33 – 12) составляет от 10 до 20% от общего его расхода, остальная часть приходится на правку. Размерный износ инструмента при обработке одной поверхности, как правило, не превышает 20...40 мкм.

Состояние рабочей поверхности шлифовального круга изменяется в процессе выполнения операции шлифования (связь 15 – 16) и в процессе правки (связь 14 – 15). Круг засаливается (связь 26 – 15), происходит разрушение абразивного зерна (связь 25 – 15) и связки (связь 27 – 15), на вершинах режущих кромок возникают площадки износа, изменяется число и распределение зерен на рабочей поверхности инструмента, подвергается воздействию СОТС (связь 21 – 16). Все эти факторы приводят к снижению режущей способности инструмента, увеличению сил резания, отклонений формы детали, шероховатости обрабатываемой поверхности.

– Подсистема «зона контакта». Зона контакта представляет собой область взаимного проникновения абразивных зерен в обрабатываемый материал и выступов неровностей заготовки в промежутки между зернами. В зоне контакта протекают сложные стохастические процессы. При движении кромки инструмента очерчивают в пространстве заготовки поверхности резания. Ординаты точек образуют последовательность, которая является случайным многомерным процессом. Процесс резания в зоне контакта сопровождается пластическими, упругими, температурными деформациями, химическим взаимодействием обрабатываемого материала, инструмента, компонентов СОТС. Одновременно с копированием формы режущих кромок возникают волны пластической деформации, скалывание и вырывание поверхностных слоев материала заготовки, налипание и приваривание частичек материала на режущих кромках инструмента и в его порах (связь 19 – 29). В результате изменяются размеры ранее сформированных неровностей (связь 19 – 32). На поверхности появляются царапины, кратеры, выступы, по форме, распределению и размерам относящиеся к различным совокупностям. Процессы пластических, упругих деформаций, хрупкого разрушения зависят от геометрии, кинематики и динамики движения режущих кромок и поэтому могут быть отнесены ко вторичным процессам формообразования. Их случайные поля, как правило, коррелированы с совокупностью поверхностей резания.

Размеры зоны находятся в прямой связи с размерами и пространственным расположением инструмента, заготовки, воздействием СОТС (связи 18 – 19; 21 – 19), состоянием поверхностей круга и заготовки (связи 16 – 19; 17 – 19). Процессы стружкообразования, контакта и трения инструмента с обрабатываемым материалом связаны с появлением сил резания (связь 19 – 30), выделением большого количества тепла (связь 19 – 31), износом и разрушением режущих кромок (связь 19 – 28). Силы резания и тепловой поток вызывают упругие и температурные деформации инструмента, заготовки, узлов станка, приспособления (связи 35 – 17; 31 – 22; 31 – 23), что приводит к изменению их пространственного расположения и соответствующему изменению размеров и формы зоны контакта (глубины микрорезания (связь 44 – 18 – 19)). Износ и разрушение кромок обуславливают изменение их числа, формы, распределения, что, в свою очередь, влияет на параметры совокупности поверхностей резания, процессы стружкообразования (связь 28 – 29), параметры обрабатываемой поверхности (связь 28 – 32).

– Подсистема «Правка инструмента». Правка необходима для восстановления геометрической формы шлифовального круга в продольном и поперечном сечениях, режущей способности абразивных зерен на макро-, микро- и субмикроуровнях и круга в целом. От условий правки (связи 10 – 14; 11 – 14; 12 – 13 – 14), зависят расход круга и правящего инструмента и состояние их рабочих поверхностей, а

следовательно, период стойкости круга, производительность и себестоимость обработки, качество шлифованных деталей. Погрешности при движении алмазного карандаша относительно вращающегося шлифовального круга при правке приводит к увеличению на его поверхности отклонений формы (связь 14 – 11), которые отображаются на обрабатываемой поверхности. Износ алмазного карандаша влияет на величину диаметра круга (связь 14 – 10). Важную роль в данной подсистеме играет система управления правкой круга. В её задачу входит учет при правке величины износа инструмента (связь 33 – 12), изменений состояния технологической системы (связь 44 – 12) и параметров заготовки (связь 17 – 12).

В таблице 2 показаны основные входные и выходные переменные подсистем операции шлифования.

В предложенной структурной схеме особенности процесса абразивной обработки отражены прямыми и обратными связями, без учета которых, часто бывает невозможна качественная и, в особенности, количественная оценка процесса. Каждая из подсистем: *СП* – «станок – приспособление», *И* – «инструмент», *З* – «заготовка»; *ЗК* – «зона контакта»; *ПИ* – «правка инструмента», имеет свой набор свойств, параметров состояния, предысторию, вектор входных и выходных переменных. Математически они выглядят наборами (векторами) параметров состояний. Например, для подсистемы «станок - приспособление $Z_{вп}$ »: вектор входных переменных – $X_{СП}^C$; вектора входных переменных – $Y_i^{СП}, Y_{СОТС}^{СП}, Y_D^{СП}, Y_{ЗК}^{СП}$, вектор выходных переменных – $Y_{СП}$ [4].

Таблица 2 – Основные входные и выходные переменные операции шлифования

Подсистема	Входные переменные	Выходные переменные
Заготовка	Исходное пространственное положение. Начальные физико-механические и химические свойства обрабатываемого материала. Начальная температура. Физико-механические свойства поверхности заготовки при входе в зону резания. Макро и микрогеометрия заготовки при входе в зону резания. Изменение микрогеометрии поверхности заготовки в процессе микрорезания. Тепловой поток из зоны контакта. Воздействие СОТС. Изменение структуры материала на поверхности заготовки.	Размеры, форма обрабатываемой поверхности. Физико-механические свойства поверхности заготовки при выходе из зоны резания Координаты положения относительно инструмента Силы действующие от заготовки на инструмент приспособление и станок. Тепловой поток в СОТС, приспособление и станок. Макро и микрогеометрия заготовки при выходе из зоны резания.
Станок, приспособление	Начальные жесткость технологического оборудования, жесткость технологической оснастки, жесткость заготовки Начальные координаты положения деталей станка и приспособления. Начальная температура узлов станка Параметры настройки станка. Силы действующие от заготовки Тепловой поток от заготовки.	Пространственное расположение исполнительных механизмов Упругие и температурные деформации элементов технологической системы. Износ узлов и деталей станка, приспособления Расход электроэнергии и материалов Изменение глубины микрорезания.
Инструмент	Физико-механические и химические свойства зерна и связки шлифовального круга. Исходная геометрия и топография рабочей поверхности инструмента, Текущие изменения состояния рабочей поверхности шлифовального круга (засаливание поверхности, выкрашивание и скалывание абразивных зерен, износ абразивных зерен, изменение структуры связки под воздействием СОТС и и др.). Координаты центров вращения инструмента и заготовки. Тепловой поток из зоны контакта Воздействие СОТС Силы реакций на инструмент.	Физико-механические и химические свойства материалов зерна и связки круга. Размеры, форма шлифовального круга. Силы, действующие от инструмента на заготовку, станок, приспособление, СОТС Число, форма, распределение режущих кромок Скорости движения инструмента и режущих кромок Координаты взаимного расположения инструмента и заготовки Тепловой поток в СОТС, станок, инструмент и заготовку Расход инструмента Параметры поверхностей резания относительно инструмента

Продолжение таблицы 2

Зона контакта	Пространственное расположение инструмента и заготовки. Размеры, форма инструмента, число, форма, распределение режущих кромок. Текущие размеры, форма обрабатываемой поверхности и микрогеометрия поверхности заготовки. Текущие физико-механические и химические свойства инструмента и поверхностного слоя заготовки Скорости движения заготовки, инструмента и режущих кромок Силы, действующие от инструмента на заготовку и от заготовки на инструмент Изменение глубины микрорезания. Воздействие СОТС	Скорость съема материала Изнашивание режущих кромок Изменение числа и свойств частичек материала, налипающих на инструмент Износ инструмента Плотность теплового потока в инструмент, заготовку, стружку, СОТС, станок, приспособление. Изменение размеров, формы, шероховатости поверхности, физико-механических свойств материала поверхностного слоя заготовки Координаты центров вращения инструмента и заготовки. Параметры СОТС.
Правка инструмента	Физико-механические и химические свойства зерна и связки шлифовального круга. Начальная геометрия шлифовального круга. Режимы правки инструмента. Начальные технические характеристики приспособления для правки. Начальная геометрия инструмента для правки. Текущие изменения состояния рабочей поверхности шлифовального круга Текущие изменения состояния рабочей поверхности инструмента для правки. Тепловой поток из зоны правки. Текущие изменения характеристики приспособления для правки.	Размеры, форма шлифовального круга. Число, форма, распределение режущих кромок

Поведение подсистем, участвующих в технологической операции, может быть представлено системой уравнений, характеризующий состояние технологической системы:

$$\left. \begin{aligned}
 Z_{СП} &= \Phi_{СП}(X_{СП}^C, Y_{И}^{СП}, Y_{СОТС}^{СП}, Y_3^{СП}, Y_{ЗК}^{СП}, \tau); \\
 Z_{И} &= \Phi_{И}(X_{И}^C, Y_{ПР}^И, Y_{СП}^И, Y_{ЗК}^И, Y_{СОТС}^И, Y_{ПШ}^И, \tau); \\
 Z_3 &= \Phi_3(X_3^C, Y_{СП}^3, Y_{СОТС}^3, \tau); \\
 Z_{ЗК} &= \Phi_{ЗК}(Y_3^{ЗК}, Y_{И}^{ЗК}, Y_{СОТС}^{ЗК}, \tau); \\
 Z_{ПШ} &= \Phi_{ПШ}(X_{ПР}^{ПШ}, Y_{СП}^{ПШ}, Y_{И}^{ПШ}, Y_{СУ}^{ПШ}, \tau);
 \end{aligned} \right\} \begin{aligned}
 Y_{СП} &= F_{СП}(Z_{СП}, X_{СП}^*, \tau) \\
 Y_{И} &= F_{И}(Z_{И}, X_{И}^*, \tau) \\
 Y_3 &= F_3(Z_3, X_3^*, \tau) \\
 Y_{ЗК} &= F_{ЗК}(Z_{ЗК}, X_{ЗК}^*, \tau) \\
 Y_{ПШ} &= F_{ПШ}(Z_{ПШ}, X_{ПШ}^*, \tau)
 \end{aligned}$$

где $X_{СП}^*$ - вектор входных переменных, оказывающий выходные параметры непосредственное влияние; $\Phi_{СП}$ - оператор, отображающий влияние множества входных переменных и параметров исходного состояния на множество параметров состояния подсистемы СП в момент времени τ ; $F_{СП}$ - оператор, отображающий множество значений входных переменных и параметров состояния на множество выходных переменных в момент времени τ .

Анализ исходных данных, связей и взаимосвязей между ними, перечня структурных параметров, подлежащих определению, а также системы взаимосвязей между этими параметрами позволит спроектировать последовательность расчетов оптимальных значений последних в целях оснащения конкретной операции абразивной обработки наиболее эффективным абразивным инструментом. Это можно реализовать, используя математические модели, описывающие зависимость выходных показателей процесса шлифования от характеристик режущего инструмента, режима обработки, с учетом необходимых ограничений, диктуемых условиями протекания операции.

Выводы. Анализ структурной схемы процесса абразивной обработки заготовок позволил сформировать универсальную структуру модели, определяющей качество готовой продукции, в основу которой положены принципы установления взаимосвязей между основными компонентами технологической системы и характеристиками процесса обработки на основе требований, предъявляемых к шлифовальной операции. Это даст возможность реализовать процедуру формирования

практических рекомендаций по выбору технологических параметров процесса шлифования, которые бы обеспечили внедрение проведенных разработок в промышленное производство.

Библиографический список использованной литературы

1. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. — Севастополь: СевНТУ, 2012. — 304с.
2. Новоселов Ю.К. Способ правки шлифовального круга с прерывистой рабочей поверхностью. Авторское свидетельство №952526. Заявл.24.05.79. Оpubл.23.08.82. Бюл.№31.
3. Киселев Е.С. Теплофизика правки шлифовальных кругов с применением СОЖ. / Е.С.Киселев. — Ульяновск: УлГТУ, 2001. — 171 с.
4. Богущкий В.Б. Стабілізація параметрів якості при обробці виробів на операціях чистового шліфування з позицій системного аналізу / В.Б. Богущкий // Збірник наукових праць Севастопольського військово-морського інституту №2(15). — Севастополь, 2008. — С.33 – 37.

Поступила в редакцію 19.03.2013 г.

Богущкий В.Б., Братан С.М., Новосолов Ю.К. Системний аналіз операції чистового шліфування

Розроблено структурну схему та наведено системний аналіз операції чистового шліфування інструментом з переривчастою робочою поверхнею.

Ключові слова: шліфування, підсистема, вхідний вектор, якість поверхні, знос шліфовального круга, інструмент з переривчастою робочою поверхнею.

Bogutsky V.B., Bratan S.M., Novoselov Y.K. System analysis of precise grinding operation

A block diagram is developed and the system analysis of operation for precise grinding with discontinuous working surface is made.

Keywords: grinding, subsystem, the input vector, the surface quality, wear range, tool with discontinuous working surface.

УДК 621.941

С.М. Братан, профессор, д-р техн. наук,**Ю.О. Стреляная, ассистент,****М.Г. Ступко, аспирант***Севастопольский национальный технический университет,**ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053*joulia.bayrakova@mail.ru**ОБЕСПЕЧЕНИЕ СТАБИЛЬНОСТИ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ИЗДЕЛИЙ ЗА СЧЕТ РАЗРАБОТКИ СИСТЕМ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ**

Синтезирована система автоматического управления операцией чистового точения, применение которой позволяет обеспечить стабильность показателей качества при реализации системой ЧПУ предельных граничных циклов.

Ключевые слова: чистовое точение, точность, качество, стабильность, диагностика, формирующий фильтр, технологический процесс, система управления.

Постановка проблемы. В настоящее время чистовое точение на тяжелых станках осуществляется с применением традиционных методов, не в полной мере учитывающих влияние случайных факторов, снижающих стабильность показателей качества производимых изделий. Большие массы и габариты обрабатываемых деталей, их уникальность, высокая стоимость, трудоемкость механической обработки требуют обеспечения особых условий, которые существенно отличаются от традиционных решений для легких и средних станков. Повторяемости качества выпускаемых изделий препятствуют различные внешние факторы, нарушающие запланированный ход технологического процесса. Существующие технологические системы (ТС) и технологические процессы (ТП) не позволяют уменьшить разброс параметров изделий, что приводит к нестабильности эксплуатационных свойств отдельных изделий, к случайному ресурсу работы и незапланированному дорогостоящему ремонту. При проектировании технологических процессов чистового точения, за основу берутся детерминированные модели, по которым рассчитываются традиционные или традиционно-граничные циклы, осуществляется обработка партии заготовок, после чего систему перестраивают на обработку другого типоразмера или вида. В результате этого технологический процесс осуществляется с применением традиционных режимов резания, способов диагностики и управления [1]. Многочисленные попытки компенсации влияния возмущающих воздействий за счет применения замкнутых систем с приборами активного контроля не привели к положительному результату вследствие отсутствия адекватных моделей протекающих процессов, моделей возмущений ТС, комплекса средств и методов диагностики, недоступности ряда параметров непосредственному измерению и контролю, что обуславливает актуальность рассматриваемой задачи.

Целью работы является разработка модели системы автоматического управления (САУ) позволяющей обеспечить стабильность параметров качества поверхностей при чистовом точении на тяжелых станках.

Изложение основного материала. Для построения математической модели, учитывающей динамику процесса обработки и позволяющей автоматически корректировать цикл управления операцией чистового точения, в статье рассмотрена схема процесса, представленная на рисунке 1. В качестве математической модели заготовки рассматривается вращающийся диск. [2]

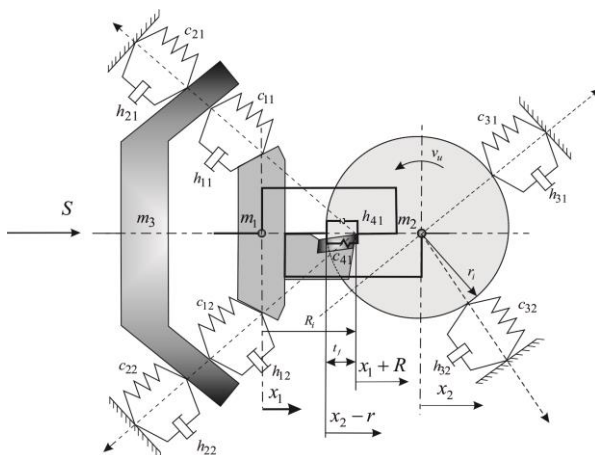


Рисунок 2 – Расчетная схема динамической системы процесса точения

Для упругих и диссипативных звеньев на схеме обозначены коэффициенты демпфирования $h_{11}, h_{12}, h_{21}, h_{22}, h_{31}, h_{32}, h_{41}$; жесткости $c_{11}, c_{12}, c_{21}, c_{22}, c_{31}, c_{32}, c_{41}$; значения масс m_1, m_2, m_3 соответственно резца резцедержателя, заготовки и суппорта.

Заготовка характеризуется отклонениями формы и дисбалансом, которыми обычно и объясняют появление периодически изменяющихся сил, возникающих при точении. Инструмент в процессе работы изнашивается, совершает закономерные и случайные колебания, амплитуда, частота и фаза которых изменяются за период стойкости инструмента, что приводит к изменению качества поверхности детали.

Для решения задач моделирования динамики процесса и приведения соответствующих коэффициентов, характеризующих жесткости массы и демпфирования, в работе построена двухмассовая модель в форме, соответствующей пространству состояний Фробениуса совместно с уравнением наблюдений:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_0 &= A_0 \cdot Y_0 + B_0 \cdot W + C_0 \cdot U; \\ Z_0 &= E_0 \cdot Y_0 + F_0 \cdot V_0; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \tag{1}$$

$$\text{где } A_0 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{c_1+c_3}{m_1} & -\frac{h_1+h_3}{m_1} & \frac{c_3}{m_1} & \frac{h_3}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{c_3}{m_2} & \frac{h_3}{m_2} & -\frac{c_2+c_3}{m_2} & -\frac{h_2+h_3}{m_2} \end{bmatrix}, \dot{Y}_0 = \begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{y}_3 \\ \dot{y}_4 \end{bmatrix}, Y_0 = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \end{bmatrix}, B_{01} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{c_3}{m_1} \\ 0 \\ \frac{c_3}{m_2} \end{bmatrix}, B_{02} = \begin{bmatrix} 0 \\ \frac{h_3}{m_1} \\ 0 \\ \frac{h_3}{m_2} \end{bmatrix},$$

$$C_0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{c_1}{m_1} & \frac{h_1}{m_1} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, W = \begin{bmatrix} W_1 \\ W_2 \end{bmatrix}, U = \begin{bmatrix} S \\ \dot{S} \end{bmatrix}, W_1 = [\Delta R + \Delta r], W_2 = [\Delta \dot{R} + \Delta \dot{r}], B_0 = [B_{01} \quad B_{02}],$$

Y_0 – вектор (матрица-столбец), представляющая вектор состояния системы, \dot{Y}_0 – вектор производных состояний системы, A_0 – матрица, характеризующая динамические свойства системы, B_0 – матрица параметров влияния отклонений формы детали и инструмента, W – вектор состояний отклонений формы детали и инструмента от номинальных параметров, C_0 – матрица управления процессом, U – вектор управляющих воздействий, связанный с поперечной подачей.

$$E_0 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}, F_0 = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{bmatrix}, V_0 = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix}, T_0 = [t_f], Q_0 = [-1 \quad 1],$$

где E_0, F_0, V_0, T_0, Q_0 - матрица состояния измерений, матрица интенсивностей шумов измерителей; матрица независимых гауссовых белых шумов измерителей единичной интенсивности, матрица глубины резания и матрица преобразования совокупных измерений соответственно.

Перестроим модель системы (1) в форме, не требующей дифференцирования сигнала управления [3].

$$\begin{aligned} \dot{F} &= A_0 \cdot F + B_1 \cdot W_1 + C_0 \cdot U; \\ Z_0 &= E_0 \cdot F + F_0 \cdot V_0; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \tag{2}$$

где матрицы $A_0, E_0, Z_0, F_0, V_0, T_0, Q_0$ совпадают с такими же матрицами в соотношениях (1),

$$F = [F_1 \quad F_2 \quad F_3 \quad F_3]^T, \dot{F} = [\dot{F}_1 \quad \dot{F}_2 \quad \dot{F}_3 \quad \dot{F}_3]^T,$$

Каждое из отклонений формы от номинальной $\Delta R_i, \Delta r_i$ их производные имеют случайный характер, и могут быть охарактеризованы гауссово-марковскими случайными процессами второго порядка с корреляционными функциями вида, которые представлены в форме

$$R_{\dot{F}_i}(v_i, \tau) = D_{0i} \cdot \exp(-\alpha_i v_i |\tau_i|) \cdot \text{Cos}(\beta_i v_i \tau_i),$$

где v_i - окружная скорость заготовки, соответственно, $D_{0i}, \alpha_i, \beta_i$ - параметры корреляционной функции, которые могут быть определены экспериментально.

При чистовом точении заготовок на тяжелых станках эффекты, обуславливаемые взаимно корреляционными функциями процессов и соответствующими энергетическими взаимными спектральными плотностями, малы относительно энергетических спектральных характеристик инструмента и детали. Для таких случайных процессов тем же методом построен расширенный

формирующий фильтр, позволяющий представить второе слагаемое первого уравнения системы (1) эквивалентными параметрами и переменными уравнений состояния формирующих фильтров:

$$\begin{aligned} \dot{G} &= A_f \cdot G + B_f \cdot W; \\ R &= C_f \cdot G; \\ H_f &= Q_f \cdot R, \end{aligned} \quad (3)$$

где

$$\begin{aligned} \dot{G} &= \begin{bmatrix} \dot{G}_1 \\ \dot{G}_2 \end{bmatrix}, \quad G = \begin{bmatrix} G_1 \\ G_2 \end{bmatrix}, \quad A_f = \begin{bmatrix} A_{f1} & A_k \\ A_k & A_{f2} \end{bmatrix}, \quad B_f = \begin{bmatrix} B_{f1} & 0 \\ 0 & B_{f2} \end{bmatrix}, \quad \dot{G}_i = \begin{bmatrix} \dot{g}_{1i} \\ \dot{g}_{2i} \end{bmatrix}, \quad G_i = \begin{bmatrix} g_{1i} \\ g_{2i} \end{bmatrix}, \quad A_{fi} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ \frac{1}{T_{1i}^2} & \frac{T_{2i}}{T_{1i}^2} \end{bmatrix}, \\ B_{fi} &= \begin{bmatrix} k_{fi} \cdot T_{3i} \\ -1 - k_{fi} \cdot T_{3i} \cdot T_{2i} \end{bmatrix}, \quad C_{fi} = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad H_{fi} = \begin{bmatrix} \Delta \tilde{r}_i + \tilde{R}_i \\ \tilde{r}_i + \tilde{R}_i \end{bmatrix}, \quad Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad T_{1i} = \frac{1}{v_i^2(\alpha_i^2 + \beta_i^2)}, \\ T_{2i} &= \frac{2\alpha_i}{v_i(\alpha_i^2 + \beta_i^2)}, \quad k_{fi} = \sqrt{\frac{2D_{0i}\alpha_i}{v_i(\alpha_i^2 + \beta_i^2)}}, \quad i \in \{k, d\} \end{aligned}$$

где $g_{1i}, g_{2i}; \dot{g}_{1i}$ – вспомогательные состояния формирующего фильтра; w_1, w_2 – независимые между собой и шумами измерений V_0 гауссовы белые шумы единичной интенсивности.

С учетом (3) расширенная модель системы (1) приобретает вид:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \dot{F} \\ \dot{G}_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_0 & B_1 \cdot Q_f \\ 0 & A_f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F \\ G_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_0 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot U + \begin{bmatrix} 0 \\ B_f \end{bmatrix} \cdot W; \\ Z_0 &= E_0 \cdot Q_0 \cdot \begin{bmatrix} F \\ G_f \end{bmatrix} + F_0 \cdot V_0; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \quad (4)$$

где, дополнительно,

$$Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}.$$

Первое и второе уравнения системы (4) целесообразно представить в форме:

$$\begin{aligned} Y(t) &= A(t) \cdot Y(t) + B(t) \cdot U(t) + E(t) \cdot W(t), \\ Z(t) &= C(t) \cdot Y(t) + R(t) \cdot V(t), \end{aligned} \quad (5)$$

Вид и структура матриц в соотношениях (5) однозначно определяются системой (4).

Для системы (5) можно построить оптимальные в среднеквадратическом смысле оценки состояния системы в форме фильтра Калмана.

Минимально достижимая дисперсия оценок состояния системы (5) может быть оценена матричным уравнением Риккати вида:

$$\dot{\tilde{V}}(t) = A(t) \cdot \tilde{V}(t) + \tilde{V}(t) \cdot A^T(t) + E(t) \cdot \Psi_w(t) \cdot E^T(t) - \tilde{V}(t) \cdot C^T(t) \cdot \Psi_v^{-1}(t) \cdot C(t) \cdot \tilde{V}(t), \quad (6)$$

где $\Psi_w = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}$.

Уравнение (6) решается до начала процесса обработки конкретной детали, вследствие того, что в нем отсутствуют результаты наблюдений за динамической системой.

Матрица коэффициентов усиления фильтра Калмана определяется следующей зависимостью [4]

$$K(t) = \tilde{V}(t) \cdot C^T(t) \cdot \Psi_v^{-1}(t) \quad (7)$$

С учетом (6), (7) алгоритм фильтрации наблюдений определяется матричными уравнениями

$$\begin{aligned} \dot{\hat{Y}}(t) &= A(t) \cdot \hat{Y}(t) + E(t) \cdot W(t) + K(t) \cdot [Z(t) - C(t) \cdot \hat{Y}(t)], \\ \begin{bmatrix} \hat{t}_f \\ \hat{t}_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \hat{Y} \end{aligned} \quad (8)$$

Соотношения (7), (8) позволяют использовать результаты измерений координат в процессе обработки детали с целью построения оценок параметров процесса обработки. Эти оценки являются оптимальными при условии гауссовости шумов измерений и возбуждений.

Для каждого конкретного режима матрицы A , B , E и C – являются постоянными. В предположении, что $C = M[W(t)W^T(\tau)]$ и $\Psi_v^{-1} = M[V(t)V^T(\tau)]$, постоянны при обработке поверхности одной детали, технологическая система [3], является стационарной.

Матрица коэффициентов усиления фильтра оказывается постоянной и определяется выражением

$$K = \tilde{V} \cdot C^T \cdot \Psi_v^{-1} \tag{9}$$

Отсюда матрица $\hat{\tilde{V}}$ может быть получена как установившееся решение дифференциального уравнения

$$\dot{\tilde{V}} = A \cdot \tilde{V} + \tilde{V} \cdot A^T + E \cdot \Psi_w \cdot E^T - \tilde{V} \cdot C^T \cdot \Psi_v^{-1} \cdot C \cdot \tilde{V}, \tag{10}$$

т.е.

$$\tilde{V} = \lim_{t \rightarrow \infty} \tilde{V}(t).$$

Постоянство матрицы K позволяет весьма просто реализовать семейство линейных программных фильтров с помощью ЭВМ.

Для построения фильтра Калмана-Бьюси разработана программа, позволяющая решать уравнения Риккати объекта и фильтра.

Пример расчёта коэффициентов фильтра Калмана-Бьюси для стационарного режима процесса чистового точения приведен на рисунке 3 и 4.

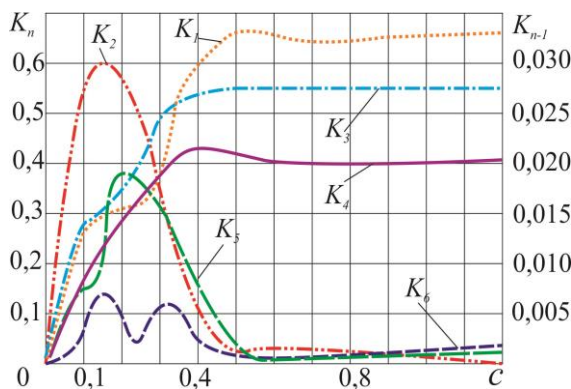


Рисунок 3 – Зависимость коэффициентов усиления фильтра от времени

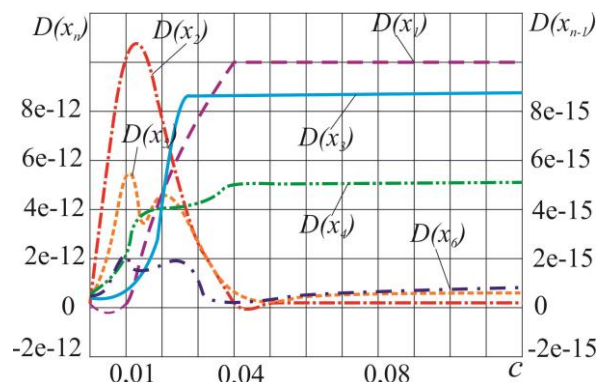


Рисунок 4 – Зависимость дисперсии оценок от времени

Анализ результатов вычислений показывает, что установившееся состояние фильтра наступает через 0,1-0,4 секунды (что соответствует одному обороту детали), это позволяет оценивать состояние системы в реальном масштабе времени. Даже в случае измерения лишь одной координаты, фильтр дает оценки всех состояний, а максимальные ошибки оценивания не превышают 10 %.

Для синтеза оптимального детерминированного регулятора воспользуемся методикой синтеза линейного регулятора, которая впервые была предложена Калманом [4].

Для синтеза оптимального детерминированного регулятора необходимо наличие критерия оптимальности. Таким критерием для линейных систем с гауссовскими возмущениями типа белого шума может выступать функционал вида:

$$I = M \left[\frac{1}{2} x^T(t) P_1 x(t) + \frac{1}{2} \int_0^{t_f} (x^T Q_1 x + u^T R_1^{-1} u) dt \right], \tag{11}$$

где Q_1 , P_1 , R_1^{-1} – соответствующие весовые матрицы качества управления.

Так как $w(t)$, $v(t)$ – являются по [4] независимыми белыми шумами с интенсивностями Q_1 и R_1 , соответственно, то управление является несмещенным и оптимальным для стохастической постановки, поэтому для алгоритма управления справедлива следующая структура

$$u^*(t) = -K_{ij} \hat{y}(t) \tag{12}$$

$$K_{ij} = R_1^{-1} E^T P_1, \tag{13}$$

а матрица где P_1 удовлетворяет уравнению

$$\dot{P}_1 = -P_1 A - A^T P_1 + P_1 B R_1^{-1} B^T P_1 - Q_1, \quad P_1(0) = P_0$$

В соответствии с (9), (10) и (12) система с регулятором приобретает вид:

$$\begin{aligned} \tilde{\dot{V}} &= A \cdot \tilde{V} + \tilde{V} \cdot A^T + E \cdot \Psi_w \cdot E^T - \tilde{V} \cdot C^T \cdot \Psi_v^{-1} \cdot C \cdot \tilde{V} \\ \hat{y}(t) &= A \hat{y}(t) + Bu^*(t) + K_{ij}[z(t) - C \hat{y}(t)], \quad \hat{y}(0) = \bar{y}(0). \end{aligned} \quad (14)$$

В силу того, что начальное состояние $z(0)$ некоррелировано с $w(t)$, $v(t)$ и распределено по нормальному закону с математическим ожиданием $M(y_0) = \hat{y}_0$ и ковариацией $M \begin{bmatrix} y - \hat{y}_0 \\ y - \hat{y}_0 \end{bmatrix}^T = P_{20}$.

Для получения оценок \hat{y} построен фильтр Калмана с коэффициентом $K = \tilde{V} \cdot C^T \cdot \Psi_v^{-1}$.

Переобозначим $K_i = P_2 C^T R_2^{-1}$, тогда уравнение Риккати запишется:

$$\dot{P}_2 = AP_2 + P_2 A^T - P_2 C^T R_2^{-1} C P_2 + Q_2, \quad P_2(0) = P_{20}$$

На основании (13) и (14), замкнутый контур регулирования, состоящий из объекта, фильтра и регулятора, для технологической системы чистового точения (рисунок 5), описывается обобщенной системой дифференциальных уравнений

$$\begin{bmatrix} \dot{\hat{y}} \\ \hat{y} \\ y \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} A & -BK_{ij} \\ K_i C & A - BK_{ij} - K_i C \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} y \\ \hat{y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} E \\ 0 \end{bmatrix} \times w + \begin{bmatrix} 0 \\ RK_i \end{bmatrix} \times v. \quad (15)$$

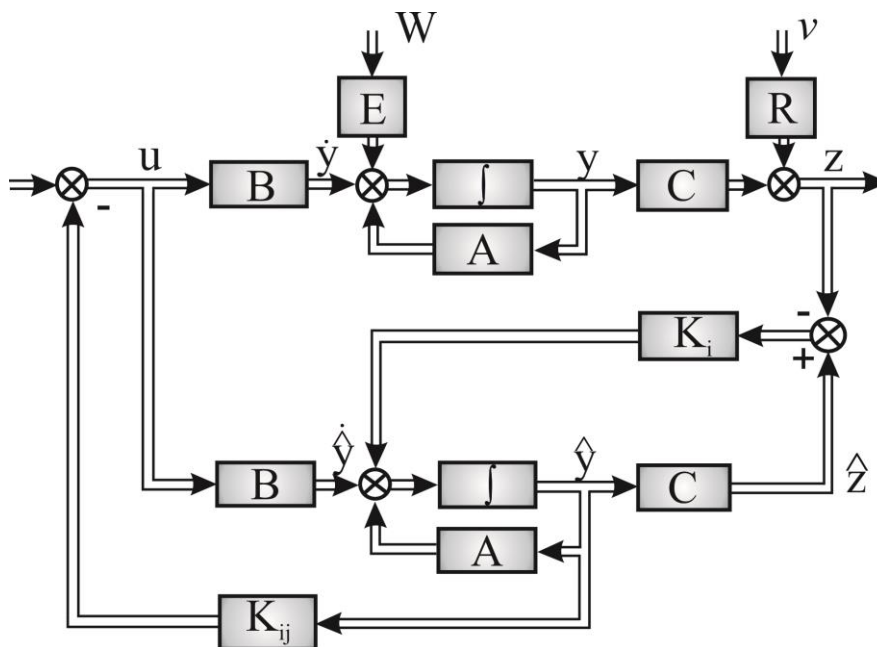


Рисунок 5 – Структурная схема системы управления процессом точения

На основе (15) возможно создание САУ ТП, применение которой позволит эффективно использовать циклы программного управления без потери стабильности показателей качества изделий.

Производственные испытания разработанной методики позволяют сделать заключение, что предложенная стратегия управления со стабилизацией циклов точения с оценкой параметров технологической системы, является важным резервом повышения эффективности операций точения в автоматизированном производстве.

С целью иллюстрации работы системы проведен численный эксперимент, результаты сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Зависимость значений корректирующих сигналов управления от времени

ΔU , мкм	3,3	2,5	2,01	2,8	2,6	2,2	3,1	3,5	3,3	4,8
Δt , с	0	0,01	0,02	0,03	0,04	0,05	0,06	0,07	0,08	0,09
ΔU , мкм	4,7	4,9	5,1	4,3	3	2	1,7	3,1	3,8	2,6
Δt , с	0,1	0,11	0,12	0,13	0,14	0,15	0,16	0,17	0,18	0,19
ΔU , мкм	2,5	2,6	1,6	2,2	2,1	2,1	2,8	2,6	2,4	3
Δt , с	0,20	0,21	0,23	0,24	0,25	0,26	0,27	0,28	0,29	0,3

Выводы. Результаты численного расчета показывают, что в процессе работы глубина резания не остается постоянной и имеет отклонения от заданных значений (рисунок 6), что сказывается на выходных характеристиках процесса. Разработанная система позволяет скомпенсировать отрицательное влияние возмущений (рисунок 7). Это позволило обеспечить стабильность показателей качества обработанных изделий.

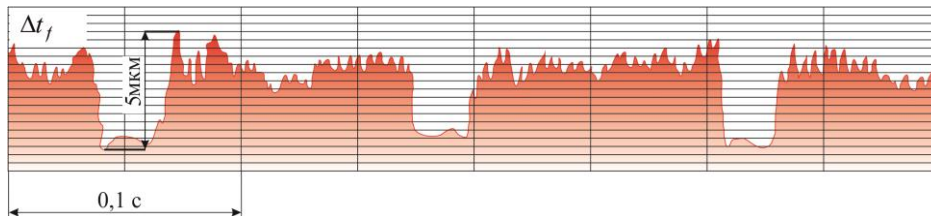


Рисунок 6 – Колебания глубины резания при чистовом точении по традиционной схеме (без САУТП)

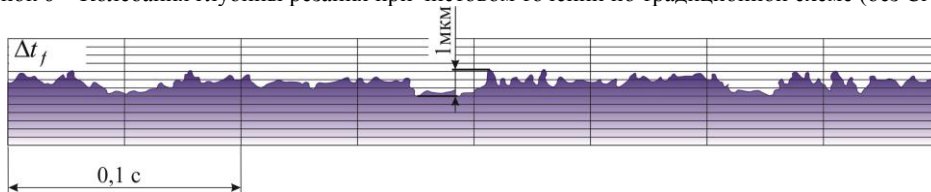


Рисунок 7 – Колебания глубины резания при чистовом точении с использованием предлагаемой САУТП

Таким образом, синтезирована САУ операцией чистового точения, применение которой позволяет обеспечить стабильность показателей качества при реализации системой ЧПУ предельных граничных циклов.

Библиографический список использованной литературы

1. Бушуев В.В. Тенденции развития мирового станкостроения / В.В. Бушуев // ИТО: Инструм.-технол. оборуд., 2006. — №7. — С. 6 – 10.
2. Стреляная Ю.О. Стохастическая диагностика взаимодействия инструмента и заготовки при точении / Ю.О. Стреляная, П.А. Новиков, С.М. Братан // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. — Краматорськ, 2012. — Вип. 30. — С. 41 – 51.
3. Братан С.М. Модификация динамических соотношений при построении системы автоматизированного управления процессами финишной обработки / С.М. Братан, Д.А. Каинов, Ю.О. Стреляная // сб. науч. трудов. — Волгоград, 2013 — Вып. 15. — С. 48 – 52.
4. Калман Р. Очерки по математической теории систем / Р. Калман, П. Фалб, М. Арбиб — М.: Мир, 1971. — 398 с.

Поступила в редакцию 29.03.2013 г.

Братан С.М., Стреляная Ю.О., Ступко М.Г. Забезпечення стабільності параметрів якості виробів за рахунок розробки систем адаптивного управління

Синтезовано систему автоматичного управління операцією чистового точіння, застосування якої дозволяє забезпечити стабільність показників якості при реалізації системою ЧПУ порогових їх граничних циклів.

Ключові слова: чистове точіння, точність, якість, стабільність, діагностика, формуючий фільтр, технологічний процес, система управління.

Bratan S.M., Strelyanaya Yu.O., Stupko M.G. Provision of stability parameters of quality products at the expense of the development of adaptive management

An automatic control system is synthesized by operation final turning, the use of which allows to ensure the stability of quality characteristics in the implementation of the control system of limiting boundary cycles.

Keywords: finish and fine whetting, precision, quality, stability, diagnosis, the forming filter, technological process.

УДК 621.923

Я.В.Васильченко, доцент, канд. техн. наук,**Т.А. Сукова, аспирант,****М.В. Шаповалов, аспирант***Донбасская государственная машиностроительная академия,**ул. Шкадинова, 72, г.Краматорск, Украина, 84313**msi@dgma.donetsk.ua***РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ ДЛЯ ОБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ НА БАЗЕ АДАПТИВНЫХ МНОГОЦЕЛЕВЫХ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ**

Работа направлена на создание тяжелых станков нового поколения. Исследованы процессы, протекающие в условиях изменения параметров процесса обработки, предложены критерии, модели и правила принятия решений при параметрической оптимизации управления тяжелым станком в режиме реального времени. Проведена апробация в производственных условиях многоуровневой системы принятия решений с элементами искусственного интеллекта для автоматического управления процессами резания на тяжелых станках нового поколения.

Ключевые слова: *тяжелый станок, точение, адаптивное управление.*

Производство тяжелого энергетического, металлургического, транспортного оборудования является основой машиностроения Украины и важной составной частью ее экспорта. Возможность изготовления тяжелых машин, конкурентоспособных на мировом рынке, обеспечивается оснащением машиностроительных предприятий современным станочным оборудованием.

Основная группа станочного парка машиностроительных предприятий Украины - это токарные станки. На тяжелых токарных станках с числовым программным управлением проводится обработка большинства деталей, входящих в состав современных тяжелых машин.

В структуре производства предприятия тяжелого машиностроения все более возрастает доля деталей – тел вращения для современных машин.

Также изготавливаются другие детали: уникальные роторные валы (диаметр – 1600 мм, длина – 2500 мм, масса 7,7 т) для комплектации ветровых энергетических установок, как альтернативного направления, направленного на энергосбережение, в рамках крупного международного энергетического проекта по созданию ветровых электростанций для США, Германии, Голландии. В 2012 году этой продукции только на АО НКМЗ изготовлено 220 единиц общей массой более 4000 т. Для условий НКМЗ характеристики обрабатываемых деталей на тяжелых токарных станках приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Номенклатура обрабатываемых валков на станках с наибольшим диаметром обрабатываемых деталей 2000 мм (над станиной)

Габаритные размеры валков Ø бочки/ L бочки/ L детали	Масса валков, т	Материал валков	Твердость бочки и шеек	Точность валков	Шероховатость поверхности
1600x2700x6700 1500x2500x6300 1400x2000x5500 1200x1200x5000 1100x1500x4800	от 12-60т	Ст50, 60ХН, 50ХН, 75Х2МФ, 75ХМФ, 90ХФ, 70Х3ГНМФ	Бочки и шеек до 320НВ Бочки от 60 до 85 HSD Шеек от 30 до 55 HSD	Биение бочки и шеек от 0,02мм до 0,005мм	от Ra3,2 до Ra0,4

На рисунке 1 приведен перечень выполняемых технологических переходов и их относительная продолжительность. Примерно 80–90% всего времени расходуется на обтачивание наружных поверхностей, растачивание отверстий и подрезание торцовых поверхностей. Около 1% времени приходится на выполнение отделочных операций – шлифование и накатывание.

Разнообразные современные станки для переоснащения машиностроительных предприятий Украины поставляются ведущими станкостроительными странами. Но тяжелые токарные станки, которые не только не уступают лучшим мировым аналогам, но и превосходят их, сейчас серийно производятся на Украине на открытом акционерном обществе "Краматорский завод тяжелого

станкостроения" (ОАО КЗТС) как для машиностроительных предприятий Украины, так и для экспорта за границу.

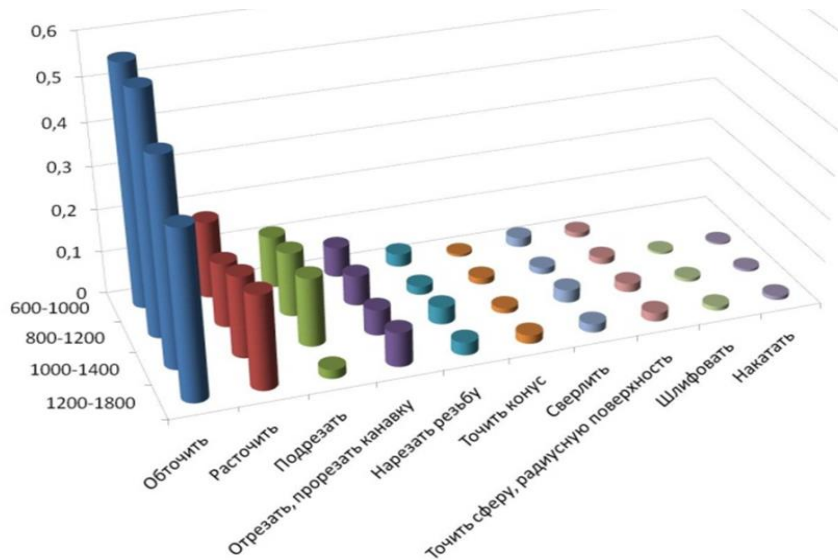


Рисунок 1 – Перечень выполняемых технологических переходов

В ДГМА проведен ряд работ, направленных на повышение качества и работоспособности станочного оборудования и режущего инструмента, адаптивных систем управления для тяжелых станков, разработку интегрированных технологий упрочнения инструмента и деталей машин. Но вопросы, указанные в задачах исследований, требуют новых комплексных исследований и разработок в направлении создания систем адаптивного управления процессом резания на тяжелых многоцелевых станках с учетом состояния инструмента.

Целью данной статьи является повышение производительности и точности обработки на тяжелых станках путем оптимального управления в режиме реального времени.

Проведены статистические исследования на предприятиях и установлены необходимые конструктивные параметры станков, связанные с размерами обрабатываемых деталей и режимами резания.

Создан банк данных обрабатываемых деталей. Распределение банка данных по назначению представлено на рисунке 2. Для реализации совершенствования технологического процесса разрабатывается новое оборудование с расчетом повышенных режимов резания и возможности оптимизации процессов резания в реальном времени. Пример анализа обрабатываемых деталей и как следствие, рекомендуемые параметры проектируемого оборудования приведены в таблице 2.

Таблица 2 - Анализ деталей и рекомендуемые параметры черновых станков

D _{max}	Распределение деталей, %								Рекомендуемые параметры	
	Длина деталей, мм				Вес деталей, т					
	До 6000	6000-80000	8000-10000	10000-15000	До 25	25-40	40-63	63-100	L _{max}	Q _{max}
1250	26	1.2	4	-	31	-	-	-	6300-10000	25
1600	24	18.7	6	0.8	19	23	4.5	-	6000	50
									10000	40
2000	8.5	7.5	3.5	0.8	10	4	4	0.5	6000	25
									10000	68
2500	4.2	-	-	-	4	-	-	-	-	-

Тяжелые станки нового поколения имеют все технические возможности для регулирования параметров обработки непосредственно во время резки в режиме реального времени. Современные системы ЧПУ позволяют использовать пре- и постпроцессоры, а также информацию от измерительных устройств, которые фиксируют параметры процесса обработки (температуру, усилия, крутящие моменты, вибрации и др.). С помощью этих средств, в процессе обработки динамически корректируется начальная программа ЧПУ с режимными параметрами и геометрией инструмента [2].



Рисунок 2 – Распределение деталей банка данных по назначению

Кроме этого, есть возможность осуществления управления с системой самообучения, с переменной структурой управления, многомерными обратными связями. Для осуществления управляющего воздействия используются и разрабатываются новые мехатронные системы.

Оптимальное адаптивное регулирование базируется на полной динамической исходной модели процесса резания. Оптимизация осуществляется во время всего процесса обработки и гарантирует оптимальное проведение процесса резания. Постоянное определение мгновенного положения оптимальной рабочей точки в соответствии с мгновенным состоянием процесса резания осуществляется постоянным сравнением актуальных значений характерных величин параметров. Общая структура процесса оптимизации представлена на рисунке 3.

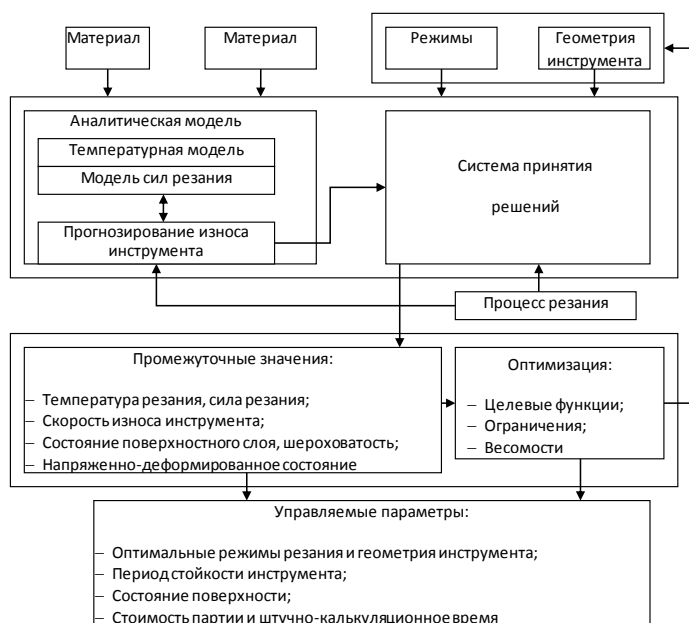


Рисунок 3 – Общая структура процесса оптимизации

Предложенная схема представляет собой новый подход к управлению процессом резания на тяжелых станках и оптимизации его параметров. Разработанная методология позволяет оптимизировать режимы резания и геометрию режущего инструмента в процессе адаптивного управления тяжелым токарным станком. Оптимальное адаптивное регулирование базируется на полной динамической исходной модели процесса резания. Оптимизация режимов резания осуществляется во время всего процесса обработки и гарантирует оптимальное проведение процесса резания. Адаптивное управление процессами резания строится на базе многоуровневой системы принятия решений с элементами искусственного интеллекта[1]. Значения критериев для оптимального адаптивного регулирования представляют экстремальные значения критериев оптимальности процесса резания, соответствующих целевым функциям статистической оптимизации.

Целевыми функциями для оптимизации приняты затраты, производительность, расход инструмента, надежность и психофизическая нагрузка на рабочего. Изменяя набор критериев и делая большие уступки в сторону одного из них, в зависимости от требований к процессу, можно управлять его эффективностью. В случае наличия дополнительных линейных ограничений на параметры процесса, не учтенных в целевых функциях, оптимальные решения находятся в плоскости, образованной пересечением поверхности функционала с линией ограничения.

Разработана аппаратная структура системы адаптивного управления тяжелым токарным станком и исследованы ее динамические характеристики. Для создания системы адаптивного управления тяжелым станком применена система TNC 320 фирмы HEIDENHAIN.

Схема адаптивного управления скоростью резания с помощью PLC модулей представлена на рисунке 4, а также возможность компенсации линейных, нелинейных и связанных с температурой погрешностей.

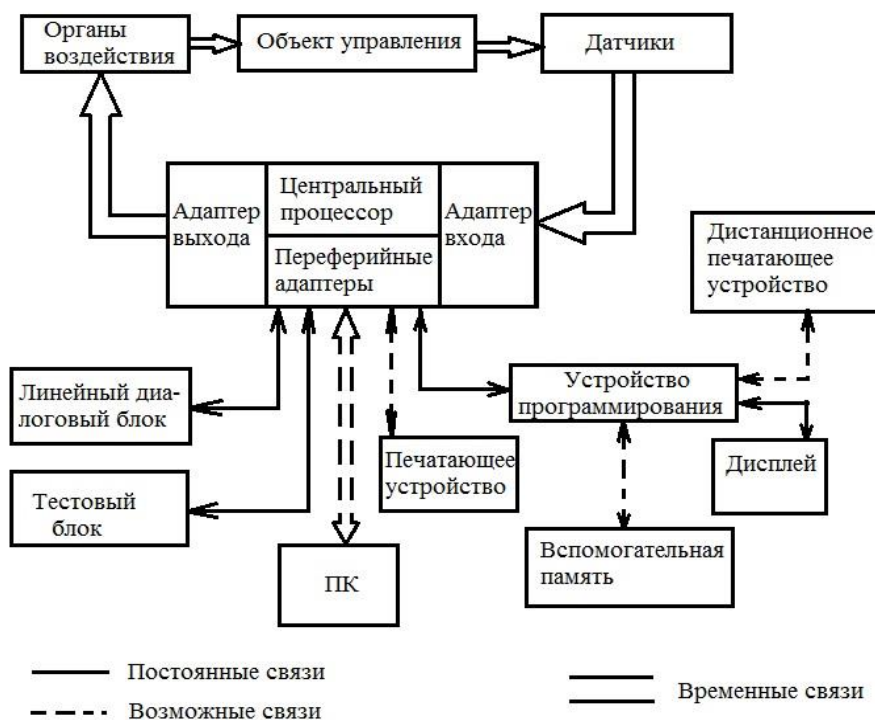


Рисунок 4 – Схема адаптивного управления скоростью резания с помощью PLC модулей

Выводы. Процесс обработки на тяжелых станках имеет свои особенности. Для повышения эффективности обработки необходимо применять станки с ЧПУ, с оперативной оптимизацией процесса резания на базе искусственного интеллекта. Созданы модели для управления процессом резания на тяжелом токарном станке в режиме реального времени. Установлено, что оптимизация процесса резания должна осуществляться по критериям: производительность, себестоимость, стойкость инструмента. Ограничениями являются: режущие возможности инструмента, мощность электродвигателя привода главного движения, прочность механизма подачи, жесткость резца и обрабатываемой детали, кинематические возможности станка. Результаты исследований реализованы в опытной образце адаптивной системы управления для тяжелого токарного станка и интегральном комплексе оптимального управления адаптивной технологической системой. Результаты работы использованы для разработки современных тяжелых станков нового поколения, аналогов которых еще не существует.

Библиографический список использованной литературы

1. Ковалев В. Д. Экспертная оценка проектных решений при создании тяжелых токарных станков повышенной точности / В.Д. Ковалев, О.Ф. Бабин, М.С. Мельник // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. — Краматорськ : ДДМА, 2005. — Вип. №17. — С. 124 – 131.
2. Васильченко Я.В. Выбор оптимальных режимов резания при автоматическом управлении тяжелыми станками / Я.В. Васильченко, В.Д. Ковалев // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. — Краматорськ-Київ : ДДМА, 2006. — Вип. №20. — С. 48 – 53.

Поступила в редакцию 13.03.2013 г.

Васильченко Я.В., Сукова Т.О., Шаповалов М.В. Розробка технологічних систем для обробки великогабаритних деталей на базі адаптивних багатопільових важких верстатів

Робота спрямована на створення важких верстатів нового покоління. Досліджені процеси, які протікають в умовах змінення параметрів процесу обробки, запропоновано критерії, моделі та правила прийняття рішень при параметричній оптимізації управління важким верстатом в режимі реального часу. Проведена апробація у виробничих умовах багаторівневої системи прийняття рішень з елементами штучного інтелекту для автоматичного керування процесами різання на важких верстатах нового покоління.

Ключові слова: важкий верстат, точіння, деталь, адаптивне управління.

Vasilchenko Y.V., Sukova T.A., Shapovalov M.V. Development of technological systems for processing of large-size details on the basis of adaptive multi-purpose heavy machines

Work is directed on development of heavy machines of new generation. The processes are investigated in the conditions of change of parameters of processing. Criteria, modeles and decision rules are offered by parametrical optimization of management by the heavy machine in real time. Approbation is carried out in production conditions multilevel system of decision-making with elements of artificial intelligence for automatic control of cutting processes on heavy machines of new generation.

Keywords: heavy machine, turning, detail, adaptive control.

УДК 621.9

**В.А. Витренко, профессор, д-р техн. наук,
Б.С. Воронцов, профессор, канд. техн. наук,
С.Н. Семьянистая**

*Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля,
кв. Молодежный, 20а, г. Луганск, Украина, 91034
voronts@gmail.com*

РАЗРАБОТКА ТЕХНОЛОГИИ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ВИНТОВЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА УНИВЕРСАЛЬНОМ ОБОРУДОВАНИИ

Рассмотрены винтовые зубчатые колеса, имеющие линейный характер касания зубьев при любом передаточном отношении в механизме. Предлагаются принципиально новые технологии изготовления таких винтовых зубчатых колес на универсальных вертикально фрезерных станках с ЧПУ.

Ключевые слова: Винтовое зубчатое колесо, линейный характер касания, гиперболоидное зубчатое колесо, схемы формообразования, винтовая линия.

В настоящее время конструктора, технологи и производители зубчатых колес не могут создать винтовые зубчатые колеса с линейным характером касания зубьев и малым передаточным отношением. Для того, чтобы характер касания зубьев был линейным, необходимо, чтобы передаточное отношение в зубчатой передаче было больше восьми. Поэтому винтовые зубчатые передачи, к которым относятся червячные, глобоидные и т.д., имеют большие габариты, малую нагрузочную способность и главное большое передаточное отношение. Такое положение объясняется, прежде всего, технологией изготовления таких зубчатых колес. Изготовление зубчатых колес в плоском станочном зацеплении и последующая их работа в пространственном станочном зацеплении негативно влияют на пятно контакта. Кроме того, зуборезный инструмент, в частности червячная фреза из-за ее затыловки по задней и боковой поверхности, имеет несовершенную форму. Несовпадение основной инструментальной поверхности с производящей поверхностью приводит к искажению профиля нарезаемых зубьев, что негативно влияет на характер касания зубьев в передаче.

Для устранения перечисленных недостатков многие исследователи пытаются усовершенствовать схему формообразования винтовых зубчатых колес, что приводит к получению принципиально новых зубчатых колес с отличным от существующих профилем зуба. В этом случае зубчатые колеса изготавливаются в пространственном станочном зацеплении, как правило, на стандартном зубообрабатывающем оборудовании. Наиболее распространенные винтовые зубчатые колеса, это глобоидные и квазиглобоидные. Такие зубчатые колеса нарезаются на стандартном зубообрабатывающем оборудовании при помощи радиального врезания инструментального зубчатого колеса в поверхность нарезаемого глобоидного зубчатого колеса. Описанные выше зубчатые колеса могут зацепляться как с прямозубыми так и косозубыми цилиндрическими зубчатыми колесами. Недостаток таких зубчатых колес заключается в том, что они могут зацепляться с зубчатыми колесами, профиль которых полностью соответствует профилю производящего зубчатого колеса. Если геометрия сопрягаемого зубчатого колеса отличается от геометрии производящего зубчатого колеса, то характер касания в передаче будет точечным. Такое положение приводит к усложнению технологии изготовления винтовых зубчатых колес.

Зубчатые колеса, изготовленные на теле вида однополостной гиперболоид, получают в пространственном станочном зацеплении. Их производство осуществляется при помощи производящего цилиндрического прямозубого или косозубого зубчатого колеса. Для упрощения процесса нарезания зубьев в качестве инструментального зубчатого колеса применяется стандартный зуборезный долбяк. Нарезаемое зубчатое колесо 1 и долбяк 2 вращают с угловыми скоростями обратно пропорциональными количеству их зубьев, кроме того нарезаемое колесо движется вдоль оси производящего инструментального зубчатого колеса (долбяка) [1]. Схема такого процесса формообразования представлена на рисунке 1.

В механизме или машине, оси винтовых и сопрягаемых с ними зубчатых колес неподвижны, следовательно, можно сказать, что не соблюдается известный принцип Оливье. Следовательно, характер касания зубьев в проектируемой зубчатой передаче может быть как точечным, так и линейным.

С целью создания винтовых зубчатых колес имеющих линейный характер касания зубьев при любом передаточном отношении, необходимо в процессе формообразования таких зубчатых колес получать их при станочном зацеплении с зубчатой рейкой. В этом случае нарезаются зубья на однополостном гиперболоиде. Современное станочное оборудование не позволяет нарезать зубья на однополостном гиперболоиде при помощи зубчатой рейки, поэтому на практике приходится

имитировать движение зубчатой рейки при помощи цилиндрического инструментального колеса [2]. Схема такого нарезания представлена на рисунке 2.

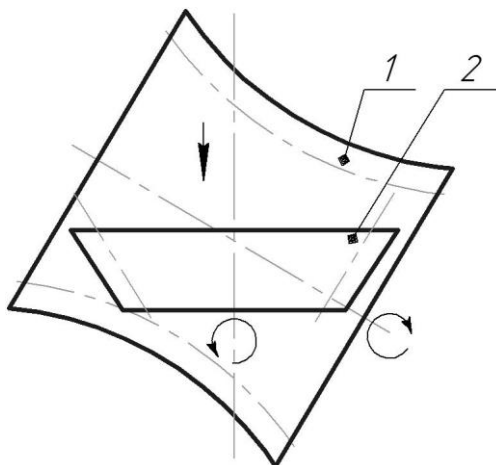


Рисунок 1 – Схема изготовления квазигиперболических зубчатых колес

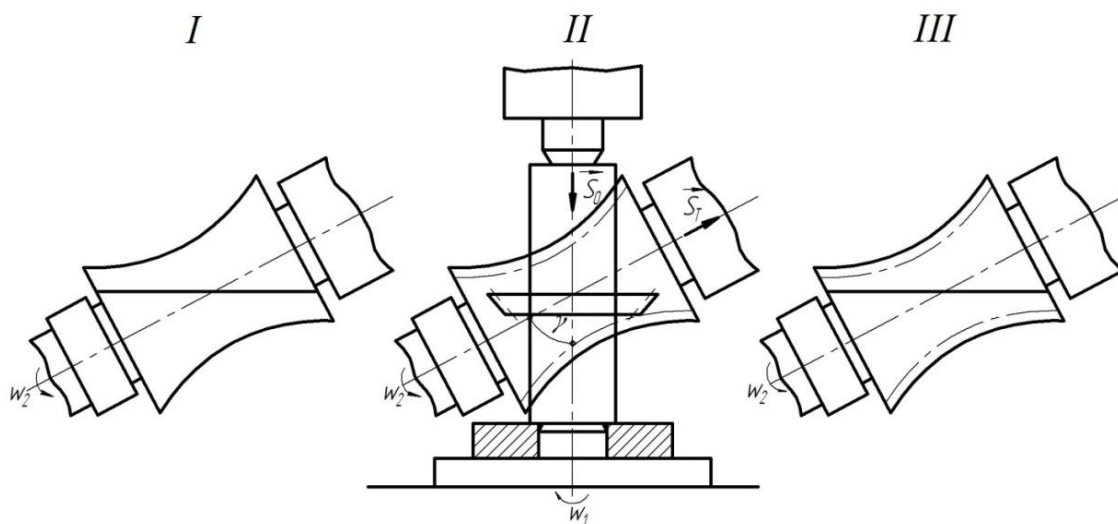


Рисунок 2 – Схема изготовления гиперболических зубчатых колес

При нарезании гиперболических зубчатых колес на зубофрезерном станке, цилиндрическое производящее зубчатое колесо (долбяк) вращается на оправке, установленной на столе зубофрезерного станка с угловой скоростью обратно пропорциональной угловой скорости нарезаемого гиперболического зубчатого колеса. В результате процесса нарезания изготавливаемое гиперболическое зубчатое колесо перемещается из положения I в положение III. Благодаря совокупности перечисленных выше движений, происходит имитация движения зубчатой рейки, что позволяет нарезать зубья на однополостном гиперболичеде вращения.

Для нахождения поверхности зубьев таких зубчатых колес, необходимо от известной поверхности рейки (цилиндрического производящего зубчатого колеса бесконечно большого диаметра) перейти к поверхности зубьев нарезаемого гиперболического зубчатого колеса при помощи следующей зависимости:

$$\vec{r}_2 = M_{20}M_{01}\vec{r}_1 = M_{21}\vec{r}_1. \quad (1)$$

Для того, чтобы спроектированная зубчатая пара с линейным характером касания зубьев, отвечала выдвинутым требованиям, необходимо чтобы выполнялось основное уравнение зацепления или другими словами - уравнение непрерывности станочного касания. Это уравнение можно записать в следующем виде:

$$\vec{N} \cdot \vec{V}^{(12)} = 0. \quad (2)$$

Для определения параметров получаемого гиперболоидного зубчатого колеса определим проекцию вектора нормали в точке контакта на производящую поверхность. Условно разобьем поверхность сопряженных зубьев на равные участки при помощи прямых направленных вдоль профиля зуба. Вектора нормали к производящей поверхности для общего случая зацепления винтового зубчатого колеса с зубчатой рейкой можно определить при помощи следующей зависимости:

$$\begin{aligned} \vec{N} &= (\vec{r}_1^\lambda \times \vec{r}_1^\mu), \\ \vec{N} &= (\vec{r}_1^k \times \vec{r}_1^\nu). \end{aligned} \tag{3}$$

Относительная скорость скольжения определяется как разность скоростей на сопрягаемых зубчатых поверхностях в процессе формообразования:

$$\vec{V}^{12} = \vec{V}_1 - \vec{V}_2 = \vec{\omega}_1 \times \vec{r}_1 - \vec{\omega}_2 \times \vec{r}_2 = \vec{\omega}_1^{(1)} \times \vec{r}_1 - (\vec{\omega}_1^{(2)} \times \vec{r}_1 + m_1(\vec{\omega}_2)) = \vec{\omega}_1^{(12)} \times \vec{r}_1 - \vec{A} \times (\vec{\omega}_1)^{(2)}. \tag{4}$$

Профиль винтового зубчатого колеса определяется при помощи четырех трансцендентных уравнений в следующем виде:

$$\begin{cases} x_2 = z_1 \cos \phi_2 \sin \gamma + S_1 \cos \phi_2 \cos \gamma + y_1 (-\sin \phi_1 \cos \phi_2 \cos \gamma - \cos \phi_1 \sin \phi_2) + \\ \quad + x_1 (\cos \phi_1 \cos \phi_2 \cos \gamma - \sin \phi_1 \sin \phi_2) - A \sin \phi_2, \\ y_2 = z_1 \sin \phi_2 \sin \gamma + S_1 \sin \phi_2 \cos \gamma + y_1 (\cos \phi_1 \cos \phi_2 - \sin \phi_1 \sin \phi_2 \cos \gamma) + \\ \quad + x_1 (\cos \phi_1 \sin \phi_2 \cos \gamma + \sin \phi_1 \cos \phi_2) + A \cos \phi_2, \\ z_2 = -S_1 \sin \gamma + \sin \phi_1 y_1 \sin \gamma - \cos \phi_1 x_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma + 1, \\ y_1' (u_{21} z_1 \sin \phi_1 \sin \gamma + u_{21} S_1 \sin \phi_1 \cos \gamma + y_1 (u_{21} \cos \gamma - 1) - u_{21} A \cos \phi_1 \cos \gamma) - \\ - x_1' (u_{21} z_1 \cos \phi_1 \sin \gamma + u_{21} S_1 \cos \phi_1 \cos \gamma + x_1 (1 - u_{21} \cos \gamma) + u_{21} A \sin \phi_1 \cos \gamma) = 0. \end{cases} \tag{5}$$

Чтобы в значительной степени сократить объем дорогостоящих экспериментальных исследований, направленных на исследование пятна контакта, влияющего на работоспособность спроектированной зубчатой передачи, необходимо определить основные геометро-кинематические параметры передачи, от которых в значительной степени зависит ее геометрия, такие как суммарная скорость перемещения контактирующих поверхностей:

$$\begin{aligned} \vec{U} \cdot \vec{q} &= \frac{2F^{\phi_1} |\vec{N}| \cdot [\vec{q} \times \vec{l}_1] \cdot [\vec{q} \times \vec{l}_1]}{(\vec{r}_1^\lambda \vec{q}) F^\mu - (\vec{r}_1^\mu \vec{q}) F^\lambda} + \vec{V}^{(12)} \cdot [\vec{q} \times \vec{l}_1] = \frac{2F^{\phi_1}}{(\vec{r}_1^\lambda \vec{q}) F^\mu - (\vec{r}_1^\mu \vec{q}) F^\lambda} + \vec{V}^{(12)} \cdot [\vec{q} \times \vec{l}_1] = \\ &= \frac{2F^{\phi_1} + \vec{V}^{(12)} \cdot [\vec{q} \times \vec{l}_1] \frac{(\vec{r}_1^\lambda \vec{q}) F^\mu - (\vec{r}_1^\mu \vec{q}) F^\lambda}{|\vec{N}|}}{(\vec{r}_1^\lambda \vec{q}) F^\mu - (\vec{r}_1^\mu \vec{q}) F^\lambda}, \end{aligned} \tag{6}$$

угол между относительной скоростью скольжения и направлением контактной линии:

$$\begin{aligned} \operatorname{tg} V_\tau &= \frac{a[\vec{r}_1^\lambda \times (a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu)] + b[\vec{r}_1^\mu \times (a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu)]}{a(\vec{r}_1^\lambda, a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu) + b(\vec{r}_1^\mu, a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu)} = \\ &= \frac{ab * [a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu] + a * b [a\vec{r}_1^\lambda + b\vec{r}_1^\mu]}{aa * (\vec{r}_1^\lambda, \vec{r}_1^\lambda) + ab * (\vec{r}_1^\lambda, \vec{r}_1^\mu) + ba * (\vec{r}_1^\mu, \vec{r}_1^\lambda) + bb * (\vec{r}_1^\mu, \vec{r}_1^\mu)} = \frac{ab * \vec{N} - a * b \vec{N}}{aa * E_1 + bb * G_1} = \frac{ab * -a * b |\vec{N}|}{aa * E_1 + bb * G_1}, \end{aligned} \tag{7}$$

удельные скольжения на зубьях сопряженных зубчатых колес:

$$\eta_1 = \frac{|\vec{V}^{12}|}{(\vec{V}^{(1)}, \vec{V}^{(12)})} = \frac{|\vec{V}^{12}|^2}{(\vec{V}^{(1)}, \vec{V}^{(12)})}, \quad \eta_2 = \frac{|\vec{V}^{12}|^2}{(\vec{V}^{(2)}, \vec{V}^{(12)})}, \tag{8}$$

приведенная кривизна зубьев сопряженной цилиндрико-гиперболоидной зубчатой пары:

$$K_{\text{ПР}} = \frac{\left[(f_1^{12} + f_2^{12}) \left(\frac{dF}{dQ} \right)^2 + \left(\frac{dF}{d\mu} \right)^2 \right] / \sqrt{f_1^{12} + f_2^{12}}}{(f_1^{12} + f_2^{12}) \frac{df}{d\varphi_1} - \frac{dF}{dQ} \left(\bar{v}^{12} \frac{d\bar{r}_1}{dQ} \right) - \frac{dF}{d\mu} (f_1^{12} + f_2^{12}) \left(\bar{v}^{12} \frac{d\bar{r}_1}{d\mu} \right)}. \quad (9)$$

Нарезанные перечисленным выше методом зубчатые колеса имеют высокую себестоимость, а главное требуется специальное зубообрабатывающее оборудование, которое в настоящее время не находит полной загрузки и часто отсутствует в современных механо-обрабатывающих производствах. Кроме того возникают сложности при обработке винтовых гиперболоидных зубчатых колес изготовленных из сверхтвердых материалов и винтовых зубчатых колес подвергающихся термической обработке.

Проанализировав геометро кинематические параметры процесса изготовления винтовых гиперболоидных зубчатых колес можно сделать вывод, что такое изготовление можно осуществлять при помощи инструментальной зубчатой поверхности, которая отличается по профилю от профиля изготавливаемого винтового зубчатого колеса. Например, получение зубьев гиперболоидного колеса при помощи обкатного инструмента. В своем относительном движении передняя поверхность зуба такого обкатного инструмента движется по огибающей к семейству инструментальных зубчатых поверхностей. Как правило, такая огибающая по своему профилю не совпадает с профилем инструментальной зубчатой поверхности. В этом случае полученное гиперболоидное винтовое зубчатое колесо в механизме при зацеплении с парным зубчатым колесом может иметь как точечный, так и линейный характер касания зубьев.

В условиях невозможности изготовления сложного производящего инструмента можно, исходя из технологических соображений, формообразование зубьев производить при помощи производящих линий, под которыми понимаются режущие кромки лезвийного инструмента. На практике такой процесс формообразования можно осуществить при помощи резцов летучек. Однако такой процесс изготовления зубьев является малопроизводительным, кроме того профиль резца и профиль нарезаемого зуба в процессе относительного движения не совпадают друг с другом, а пересекаются или касаются в точке меняющей свое положение на профиле формообразуемого зуба.

Рассмотрев перечисленные выше положения необходимо отметить, что в настоящее время появляется необходимость изготавливать различные зубчатые изделия на стандартном универсальном оборудовании. Отсутствие в настоящее время общего подхода при обработке зубчатых изделий не может обеспечить оптимальных условий формообразования пространственно сложных поверхностей, препятствует эффективности их обработки. Невозможность создания конструкции одного инструмента, позволяющего вести обработку различных профилей зубьев зубчатых колес не позволяет учитывать кинематические особенности процесса изготовления зубьев, а следовательно тормозит дальнейшее развитие обработки зубьев.

На машиностроительных предприятиях, не имеющих зубообрабатывающего оборудования нарезание винтовых зубьев на гиперболоидных заготовках можно осуществлять с использованием универсальных вертикально фрезерных станков с ЧПУ. Схема нарезания таких зубьев представлена на рисунке 3.

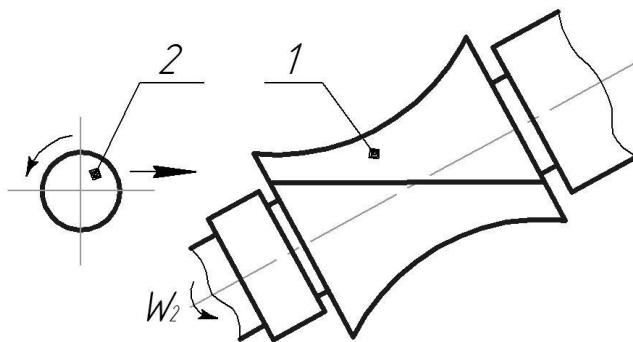


Рисунок 3 – Схема изготовления гиперболоидных зубчатых колес

Нарезание зубьев на гиперболоидной заготовке 1 осуществляется при помощи пальцевой фрезы 2. Обрабатываемая заготовка устанавливается на оправке, закрепленной в делительной головке вертикально фрезерного станка, которая в свою очередь закреплена на столе вертикально фрезерного станка. Фреза подается вдоль прямолинейной образующей нарезаемого зубчатого колеса. Ее подача

равна шагу винтовой линии гиперболоидного зубчатого колеса. Режимы обработки зависят от материала обрабатываемого зубчатого колеса, материала модульной пальцевой фрезы, а также требований предъявляемых к зубчатому изделию.

На практике при помощи предложенного способа нарезания зубьев удалось нарезать гиперболоидные зубчатые колеса с $m_n = 1$ мм и числом зубьев $z = 17$. В дальнейшем были собраны зубчатые пары, в которых сопрягаемое зубчатое колесо имело число зубьев $z = 50, 68, 100$. Таким образом, передаточное отношение в собранных зубчатых передачах было меньше 8. Обкатка зубьев производилась на специально спроектированном стенде. Для этого использовалась специальная краска. В результате обкатки получился линейный характер касания зубьев в зубчатой передаче состоящей из винтового гиперболоидного зубчатого колеса и цилиндрического прямозубого зубчатого колеса.

Экспериментальное нарезание гиперболоидного зубчатого колеса показало, что наружные диаметры гиперболоидной заготовки по обе стороны от горлового сечения получились разные по величине, то есть заготовка получилась несимметричной. Размеры с правой стороны заготовки от горлового сечения получились большими, чем с левой стороны. Перечисленное выше говорит о том, что при нарезании гиперболоидного колеса с правой стороны от горлового сечения происходит отход сопряженных поверхностей друг от друга, что приводит к нормальному резанию и зацеплению. С левой стороны от горлового сечения, происходит приближение контактирующих поверхностей, приводящее к внедрению поверхностей друг в друга, что приводит к подрезанию поверхностей.

В данном исследовании удалось нарезать зубья на однополостном гиперболоиде вращения с использованием универсального вертикально фрезерного станка с ЧПУ. Полученные зубчатые колеса имеют линейный характер касания зубьев при любом передаточном отношении в механизме.

Для достижения цели исследования, т.е. получения винтовых зубчатых колес с линейным характером касания зубьев использовалась производящая инструментальная поверхность, полностью совпадающая с поверхностью изготавливаемых зубьев. Кроме того движение инструментальной поверхности и движение нарезаемого гиперболоидного зубчатого колеса полностью совпадают с движениями инструмента и нарезаемого зубчатого колеса.

Библиографический список использованной литературы

1. Витренко В.А. Повышение производительности зубонарезания цилиндрических зубчатых колес гиперболоидным инструментом за счет совершенствования формообразования резанием: монография / В.А. Витренко, В.В. Белозерова. — Луганск: «Ноулидж», 2009. — 147с.
2. Пат. 34475 Україна, МПК В23F 9/00. Спосіб нарізування гіперболоїдних зубчастих коліс / Вітренко О.В., Вітренко О.С., Кириченко І.О.; заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. — №200803692; заявл. 24.03.2008; опубл. 11.08.2008, Бюл. №15.
3. Геометрия сопряженных поверхностей / Н.С.Равская [и др.]. — Житомир: ЖИТИ, 2001. — 319 с.
4. Равська Н.С. Основи формоутворення поверхонь при механічній обробці / Н.С.Равська, П.Р.Родін, Т.П.Ніколаєнко, П.П.Мельничук. — Житомир: ЖИТИ, 2000. — 169 с.

Поступила в редакцію 27.03.2013г.

Вітренко В.О., Воронцов Б.С., Сємяніста С.М. Розробка технології виготовлення гвинтових зубчастих коліс на універсальному обладнанні

Розглянуто гвинтові зубчасті колеса, маючі лінійний характер торкання зубців при будь якому передаточному відношенні в механізмі. Пропонуються принципово нові технології виготовлення таких гвинтових зубчастих коліс на універсальному вертикально фрезерному обладнанні з ЧПУ.

Ключові слова: Гвинтове зубчасте колесо, лінійний характер торкання, гіперболоїдне зубчасте колесо, схеми формоутворення, гвинтова лінія.

Vitrenko V.A., Vorontsov B.S., Semyanistaya S.N. Development of screw gears production technology for commercial equipment

Screw gears having linear character of teeth contact at any transmission ratio in a mechanism have been investigated. Principally new technologies of such gears production on commercial NC vertical-milling machine-tools have been suggested.

Keywords: screw gear, linear character of contact, hyperboloid gear, shape-formation scheme, screw line.

УДК 621.883

Н. В. Водолазская, доцент, канд. техн. наук,

Донецкий национальный технический университет,

ул. Артема, 58, г. Донецк, Украина, 83001

vnv26@bk.ru

Е. Г. Водолазская, доцент, канд. техн. наук,

В. М. Искрицкий, доцент

Донбасская государственная машиностроительная академия,

ул. Шкадинова, 72, г. Краматорск, Украина, 84313

veg2615@ukr.net

АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ КОНТРОЛИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ ДЛЯ РЕЗЬБОЗАВЕРТЫВАЮЩЕГО ИНСТРУМЕНТА НА КАЧЕСТВО СБОРОЧНЫХ ОПЕРАЦИЙ

В статье проведен анализ резьбозавертывающего инструмента с возможностью контроля момента затяжки. Представлены результаты исследований некоторых конструкций контролирующих устройств и предложены рекомендации по их применению.

Ключевые слова: *сборка резьбовых соединений, резьбозавертывающий инструмент, контроль момента затяжки*

Необходимость повышения качества продукции, ее надежности и долговечности является ведущей тенденцией промышленного производства. Достижение заданных эксплуатационных параметров изготавливаемой машиностроительной продукции в значительной степени зависит от выполнения всех требований технологического процесса сборочных операций. Удельная трудоемкость сборки всех видов соединений, по данным таких исследователей как Арпентьев Б. И., Завалий Ю. И., Косилов В. В., Ланщиков А. В., Новиков М. П. и др., в среднем по отраслям составляет: в автомобильной промышленности – 25 %, в станкостроении – 33 %, в энергомашиностроении – 45 %, а в приборостроении 50...70 %.

Особое место в конструкциях и технологии производства машин занимают всевозможные резьбовые соединения. Под качеством резьбовых соединений принято понимать способность резьбовых стыков максимально длительное время обеспечивать их плотность или герметичность, а с позиций технологии сборки – это достижение требуемого нагружения или степени затяжки резьбового соединения и минимального разброса используемого при этом контролируемого параметра. Следствием некачественной сборки РС является преждевременное ослабление резьбовых стыков из-за влияния различных эксплуатационных нагрузок.

Методы обеспечения качества сборки резьбового соединения, предполагают совершенствование не только технологических процессов сборки, но и резьбозавертывающего оборудования, а также использование средств контроля достигаемого параметра затяжки. Одними из видов такого оборудования, имеющего широкое распространение, являются резьбозавертывающие инструменты в виде гайковертов ударно-импульсного действия. Однако при разработке и проектировании таких гайковертов важно правильно выбрать наиболее рациональный способ контроля усилия или момента затяжки [1]. Оценка достигаемой точности контроля по моменту затяжки – неоднозначна. В таблице 1 представлен разброс этой величины, который обобщает предыдущие исследования Бобрикова В. Г., Гельфанда М. Л., Захарова В. Н. и др., а также данные авторов [2], экспериментально полученные при контроле момента затяжки с использованием различных сборочных устройств, в том числе и гайковертов ударно-импульсного действия, оснащенных средствами контроля.

Из приведенной таблицы следует, что наиболее точными способами ударной затяжки и контроля момента можно считать такие, которые осуществляются с использованием следующих измеряемых параметров:

- по числу ударов;
- по предельному моменту (ограничение момента затяжки, например, с помощью торсионов, фрикционных ограничителей или гидрозажимов и др.);
- по приращению угла поворота гайки за один удар.

В настоящее время существует проблема выбора наиболее рационального способа контроля момента затяжки резьбовых соединений с применением ограничителей крутящего момента. Для решения этой проблемы необходимо проанализировать указанные методы контроля.

Целью данной работы является анализ влияния параметров контролирующих устройств для резьбозавертывающего инструмента на качество сборочных операций и разработка рекомендаций по применению устройств контроля затяжки резьбовых соединений.

Таблица 1 – Относительная погрешность момента затяжки

Используемый резьбовозавертывающий инструмент	Относительная неравномерность, %
Предельные ключи:	
а) фрикционного типа	6...12
б) кулачкового типа	8...15
Гайковерты пневматические:	
а) вращающиеся с остановкой двигателя в конце затяжки;	8...20
б) с тарированной кулачковой муфтой;	15...20
в) с тарированной фрикционной муфтой;	1...10
г) с автоматическим расцеплением муфты	8...15
Гайковерты ударного действия:	
а) без дополнительных контролирующих устройств;	18
б) с индуктивными датчиками измерения угла скручивания торсиона;	10
в) с датчиками числа ударов;	8...10
г) с датчиками приращения угла поворота гайки за один удар	5...10

Результаты теоретического и экспериментального исследования резьбовозавертывающего инструмента в виде редкоударных гайковертов с использованием метода контроля момента по числу ударов, представленные в предыдущих работах авторов [1,3], показали, что относительная погрешность момента составила $\pm 8,24\%$.

По результатам испытаний была получена графическая зависимость напряжения затяжки от количества ударов гайковерта, которая представлена на рисунке 1, где сплошной линией обозначена теоретическая зависимость, точечной линией – экспериментальная зависимость, а пунктирной линией – аппроксимация экспериментальной зависимости [3].

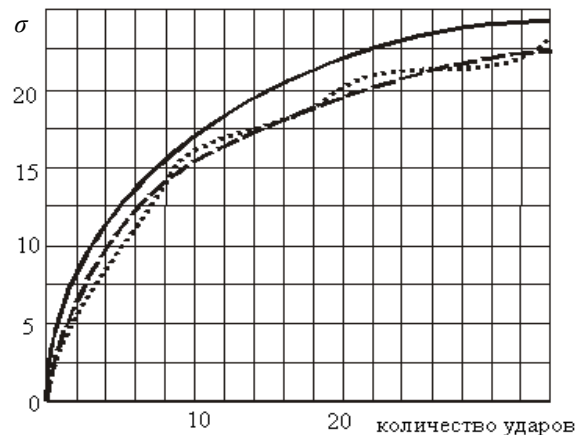


Рисунок 1 – Зависимость напряжений ($\sigma \cdot 10^7$ Н/м²) в крепежной детали М48 от количества ударов при использовании гайковерта с энергией единичного удара 100 Дж

Результаты испытаний показали достаточное совпадение теоретических и экспериментальных значений напряжений затяжки. Однако для частоударных гайковертов этот метод контроля не может быть использован, поэтому для них можно рекомендовать метод предельного момента.

В качестве ограничителей момента могут быть использованы дополнительные элементы в виде упругих стержней определенной крутильной жесткости (торсионы), которые вводят в систему «гайковерт – резьбовое соединение» между шпинделем гайковерта и гайкой. Сущность данного способа ограничения момента заключается в том, что в процессе ударной затяжки упругие элементы системы (шпиндель, болт и др.) частично поглощают энергию единичного удара гайковерта. Вводимый в систему торсион играет роль упругого поглотителя энергии.

В таблице 2 приведены расчетные значения параметров торсионов для четырех размеров резьбовых соединений с диаметром резьбы d . Затяжку до необходимого момента $M_{зам}$ планировалось осуществлять гайковертами запатентованной конструкции [1] с энергией единичного удара Ae .

В таблице использованы следующие обозначения: d_{TOR} – диаметр торсиона, l_{TOR} – длина торсиона; $K_{шп}$, K_B , K_{TOR} – коэффициенты крутильной жесткости соответственно шпинделя гайковерта, стержня болта и торсиона.

Таблица 2 – Расчетные значения параметров торсионов

D , мм	30	42	52	64
AE , Дж	63	100	160	250
$M_{зат}$, Н·М	1 000	2 600	4 900	9 200
K_{III} , Н·М/РАД	316 300	867 800	1 647 000	3 070 500
K_B , Н·М/РАД	21 600	59 300	112 500	209 700
K_{TOP} , Н·М/РАД	8 780	39 570	90 460	213 400
D_{TOP} , м	0,026	0,036	0,045	0,055
L_{TOP} , м	0,416	0,374	0,363	0,343

При расчетах в качестве материала торсиона выбрана сталь 40Х с допустимым напряжением при кручении $[\tau]=280$ МПа. Деталь крепления (болт) принимается длиной $l_B=10d$, коэффициенты трения в резьбе и на торце гайки считались равными, соответственно, 0,19 и 0,13 для случая деталей без покрытия и при наличии консистентной смазки, а приведенные коэффициенты трения в резьбе и на торце гайки, соответственно, составляли: $k_p=0,095$; $k_m=0,078$.

Однако применение торсионов, обеспечивая достаточную точность контроля затяжки, вызывает дополнительные затраты энергии, которые проявляются в увеличении необходимого количества ударов гайковерта для достижения $M_{зам}$ при применении торсиона по сравнению с бесторсионной затяжкой.

К преимуществам контроля момента затяжки с помощью торсионов следует отнести то, что, используя торсионы разной крутильной жесткости, можно получать соответствующие предельные моменты на одном и том же гайковерте. Однако эти торсионы невозможно использовать в широком диапазоне резьбовых соединений, потому что каждый торсион пригоден лишь для конкретного типа резьбового соединения.

Наряду с торсионами для контроля ударной затяжки резьбовых соединений могут применяться фрикционные ограничители крутящего момента [4], пример конструкции одного из которых представлен на рисунке 2.

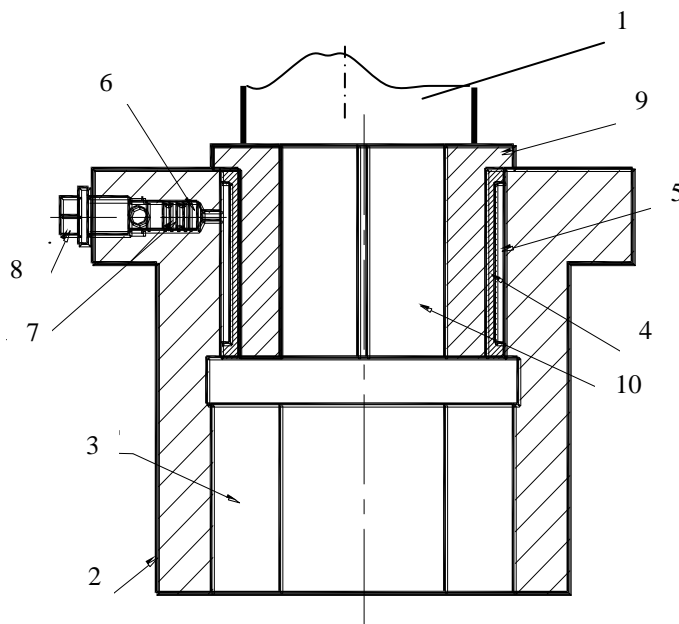


Рисунок 2 – Фрикционный ограничитель момента ударной затяжки

Рассматриваемый ограничитель посредством гидрозжима сцепляет шпindelь 1 гайковерта с переходным ключом 2, имеющим шестигранное отверстие 3 для гайки. Кольцевая диафрагма 4 гидрозжима жестко скреплена с осевым цилиндрическим отверстием ключа 2, образуя герметичную камеру 5, соединенную с помощью канала 6 со ступенчатым радиальным отверстием, в котором размещаются поршень 7 и резьбовая пробка 8. Кольцевая диафрагма 4 охватывает с минимальным зазором цилиндрическую вставку 9 с призматическим осевым отверстием 10 для соединения со шпинделем гайковерта.

Работает ограничитель момента ударной затяжки резьбового соединения гайковерта следующим образом.

Перед началом затяжки надо провести настройку ограничителя на необходимый момент затяжки резьбового соединения. Для этого поворотом пробки 7 перемещают поршень 6 в радиальном канале 5 до

тех пор, пока давление рабочей жидкости в герметичной пустоте 4 обеспечит создание нужного момента трения между поверхностями цилиндрической диафрагмы 3 и цилиндрической вставки 8. Этот момент трения равняется необходимому предельному моменту.

Далее ограничитель момента ударной затяжки резьбового соединения шестигранным отверстием 2 устанавливают на гайку, которую надо затянуть, призматическое отверстие 9 соединяют со шпинделем гайковерта, после чего происходит ударная затяжка резьбового соединения. Энергия каждого удара гайковерта будет обеспечивать вращение гайки до тех пор, пока момент сопротивления вращению гайки не будет равняться моменту трения между поверхностями цилиндрической диафрагмы 3 и цилиндрической вставки 8. После достижения равенства энергия удара гайковерта будет реализовываться на то, чтобы происходило вращение вставки в цилиндрическом осевом отверстии переходного ключа 4, а на гайку передаваться не будет. Процесс затяжки будет завершен.

Такой ограничитель обеспечивает передачу в резьбовое соединение ударных импульсов с энергией A_e до тех пор, пока момент сопротивления повороту гайки не достигнет граничного момента M_{cp} трения между поверхностями кольцевой диафрагмы 3 и цилиндрической вставки 8. Этот граничный момент должен быть равен требуемому моменту затяжки данного резьбового соединения. Создание такого момента осуществляется при настройке ограничителя путем перемещения с помощью резьбовой пробки 7 поршня 6, в результате чего начальный объем V_0 жидкости в герметичной камере 4 уменьшится на величину, определяемую по следующей формуле:

$$\Delta V = 0,125d_{II}\varphi S, \tag{1}$$

где d_{II} – диаметр поршня; S – шаг резьбы; φ – угол поворота резьбовой пробки.

При этом рабочее давление $P_{раб}$ в герметичной камере увеличится до значения

$$P_{раб} = k \frac{\Delta V}{V_0}, \tag{2}$$

где k – объемный модуль жидкости, величина которого для минеральных масел находится в пределах $k = (1,37...1,96)10^3$ МПа.

При достижении соответствующего давления в герметичной камере кольцевая диафрагма в результате ее деформации прижимается к цилиндрической поверхности вставки с определенным усилием, создавая сопротивление повороту вставки с моментом

$$M_{mp} = 0,5p_k\pi \cdot d_B^2 l_k f, \tag{3}$$

где p_k – давление, с которым кольцевая диафрагма прижимается к вставке, H/m^2 ; d_B – диаметр вставки, m ; l_k – длина контактной поверхности, m ; f – коэффициент трения скольжения между поверхностями кольцевой диафрагмы и вставки.

Проведенный анализ работы различных конструкций ограничителей момента затяжки ударных гайковертов позволяет получить расчетные зависимости для выбора геометрических и силовых параметров элементов ограничителей, которые обеспечат необходимый предельный момент. Результаты расчетов представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Расчетные значения параметров фрикционного ограничителя

Диаметр резьбы d , мм	30	36	42	48
Расчетный момент затяжки M , Н·м	700	1100	1800	2700
Срединный диаметр диафрагмы d_c , мм	45	51,5	60	70
Толщина стенки диафрагмы h , мм	1,5	1,75	2,0	2,5
Диаметр контактной поверхности d_k , мм	48	55	64	75
Максимальный зазор t , 10^{-3} мм	41	49	49	49
Требуемая деформация диафрагмы δ , 10^{-7} мм	84	108	108	108
Требуемое контактное давление P_k , МПа	22,4	27,3	23,05	25,4
Рабочее давление в камере P , МПа	43,8	49,9	42,2	40,3
Длина контактной поверхности l_k , мм	93,0	84,8	99,8	138,2
Длина диафрагмы l , мм	120	115,6	135,3	194

При проведении расчетов материалом деталей устройства принята сталь 45 с закалкой и отпуском до HRC 38...48, для которой при переменных нагрузках $[\tau] = 160$ МПа. Коэффициент трения между контактирующими поверхностями диафрагмы и цилиндрической вставки выбирался равным 0,1. Расчетные значения толщины диафрагмы увеличены до указанных в таблице размеров с учетом запаса прочности.

Представленная конструкция фрикционного ограничителя момента ударной затяжки резьбового соединения позволяет, по сравнению с торсионными ограничителями, рационально расходовать энергию единичного удара гайковерта, уменьшить металлоемкость ограничителя за счет его массы и габаритов и выбрать двигатель ударного гайковерта меньшей мощности, что приводит к экономии энергоносителей, а также позволяет улучшить качество сборочных операций. Однако эти устройства не могут быть использованы для резьбовых соединений с различной податливостью. Указанного недостатка удалось избежать в конструкциях контролирующих устройств, основанных на методе контроля момента по приращению угла поворота гайки за один удар.

Этот метод контроля момента затяжки базируется на зависимости между текущим значением момента M_i и приращением $\Delta\varphi_i$ после каждого i -го удара. Такая зависимость имеет место для каждого конкретного гайковерта с учетом того, что энергия единичного удара A_e расходуется на работу поворота гайки A_T и на работу упругого закручивания шпинделя гайковерта и стягиваемых деталей.

Работу, затраченную на поворот гайки A_T , можно приближенно вычислить по следующей формуле:

$$A_T = M_i \Delta\varphi_i. \quad (4)$$

Следует отметить, что зависимость (4) будет тем точнее, чем меньше угол $\Delta\varphi_i$. Поскольку в конце затяжки приращение угла поворота гайки весьма мало, то соотношение (4) с достаточной точностью выражает величину A_T .

На рисунке 3 приведены зависимости момента затяжки от угла поворота гайки для резьбовых соединений с различными коэффициентами жесткостей. Из рисунка видно, что при одинаковом значении приращения угла поворота гайки $\Delta\varphi_{1i} = \Delta\varphi_{2i} = \Delta\varphi_{3i}$ работа, затраченная на поворот гайки за один удар, отличается незначительно (указанная работа равна площади заштрихованного участка) при любом характере зависимости момента от угла поворота гайки. Также незначительно отличаются и соответствующие моменты.

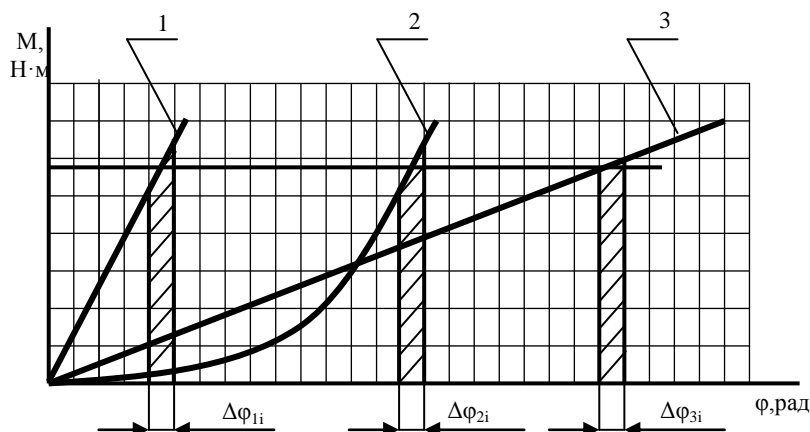


Рисунок 3 – Зависимость $M = f(\varphi)$ для РС с различной податливостью
1,3 – расчетные зависимости; 2 – реальная зависимость

Следовательно, измеряя величину $\Delta\varphi_i$, можно судить о величине M_i момента затяжки.

Для реализации метода контроля момента затяжки по приращению угла поворота гайки за один удар были разработаны несколько вариантов конструкций устройств к ударным гайковертам, отличающихся месторасположением блока контроля: внутри гайковерта, на специальной насадке или переходном ключе. На рисунке 4 представлена фотография специальных контролирующих насадок гайковертам для затяжки крупных резьбовых соединений.

Основным преимуществом этого метода является его инвариантность по отношению к параметрам резьбового соединения.

Реализацию метода контроля момента по приращению угла поворота гайки за каждый удар в дальнейшем целесообразно продолжать по двум основным направлениям:

- путем усовершенствования существующих ударных гайковертов (например, за счет использования специальных насадок);
- путем разработки универсальных средств контроля, расположенных на затягиваемой гайке.

На основании выше изложенного можно сделать такие выводы:

- в производственных условиях о величине усилия затяжки судят по косвенным параметрам: моменту затяжки, деформации болта или промежуточной детали стыка, углу поворота гайки, приращению угла поворота гайки за один удар и др., связанным с усилием затяжки известными функциональными зависимостями;

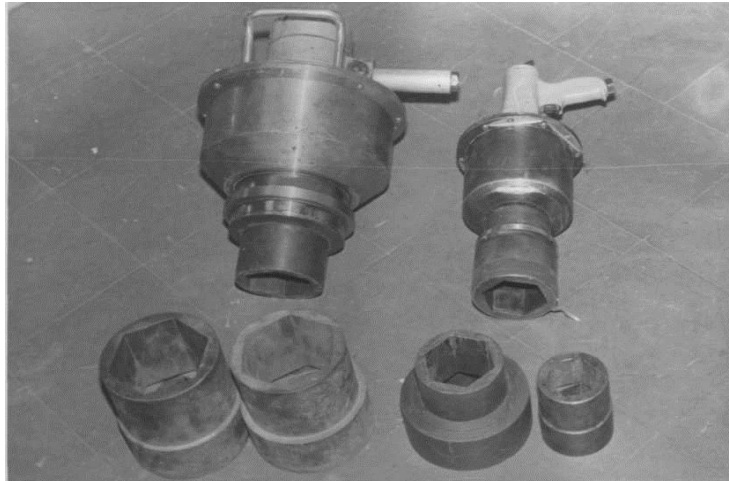


Рисунок 4 – Опытные образцы гайковертов, оснащенные узлом для контроля момента затяжки

- наибольшее распространение получил метод контроля по моменту затяжки;
- точность контроля при использовании различных средств затяжки составляет 5...20 %;
- на качество сборочных операций оказывают непосредственное влияние выбранный параметр контроля момента затяжки;
- как показали экспериментальные исследования, метод контроля момента по приращению угла поворота гайки за каждый удар является наиболее универсальным и может быть рекомендован для условий индивидуального производства;
- для массового или автоматизированного производства при ударной затяжке целесообразно применять метод контроля по числу ударов или метод предельного момента с использованием торсионных или фрикционных ограничителей момента.

В дальнейшем планируется провести лабораторные испытания реальных резьбовых соединений с целью установления влияния податливости резьбовых соединений на точность метода контроля по приращению угла поворота гайки за один удар, используя разработанные авторами конструкции контролирующих устройств для резьбозавертывающего инструмента.

Бibliографический список использованной литературы

1. Водолазская Н. В. Проблемы и перспективы совершенствования технологии сборки резьбовых соединений / Н. В. Водолазская, Е. Г. Водолазская, В. М. Искрицкий // Вісник СевНТУ. Сер. Машиноприладобудування та транспорт: зб. наук. пр. — Севастополь, 2012. — С. 22 – 26.
2. Водолазська О. Енергетичний аналіз процесу складання різевих з'єднань блоками технологічної дії з обмеженням моменту затягування / О. Водолазська, В. Іскрицький, Н. Водолазська // Машинознавство. — Львів, 2003. — №10 (76). — С. 33 – 36.
3. Водолазская Н. В. Резьбозавертывающий сборочный инструмент с контролем момента затяжки по числу ударов / Н. В. Водолазская, Е. Г. Водолазская, В. М. Искрицкий // Вісник СевНТУ. Сер. Машиноприладобудування та транспорт: зб. наук. пр. — Севастополь, 2011. — С. 32 – 37.
4. Пат. 55088А Україна, МПК⁷ В 25 В 21/02. Обмежувач моменту ударного затягування різьбового з'єднання гайковертом / В. М. Іскрицький, О. Г. Водолазська, Н. В. Водолазська; заявник та патентовласник Донбаська державна машинобудівна академія. — № 2002065245 ; заявл. 25.06.02 ; опубл. 17.03.03, Бюл. № 3.

Поступила в редакцію 27.03.2013 г

Водолазська Н. В., Водолазська О. Г., Іскрицький В. М. Аналіз впливу параметрів контролюючих пристроїв для різьбозавертывального інструмента на якість складальних операцій

У статті проведений аналіз різьбозавертывального інструмента з можливістю контролю моменту затягування. Представлено результати досліджень деяких конструкцій контролюючих пристроїв і запропоновані рекомендації щодо їхнього застосування.

Ключові слова: складання різьбових з'єднань, різьбозавертывальний інструмент, контроль моменту затягування.

Vodolazskaya N. V., Vodolazskaya E. G., Iskritskiy V M. The analysis of effect of parameters of controlling devices for the thread-screwing tool on quality of assembly operations

The analysis of the thread-screwing tool with possibility to control of torque loads is conducted In the paper. The results of researches of some designs of controlling devices are shown and the guidelines on their application are offered.

Keywords: assembly of threaded connection, thread-screwing tool, control of torque loads

УДК 621.941

А.А. Вожжов, ст. преподаватель

Севастопольский национальный технический университет,
ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053
0506773532@mail.ru

АНАЛИЗ ОСОБЕННОСТЕЙ РАСЧЕТА СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ТОЧЕНИИ С ПИЛООБРАЗНЫМИ КОЛЕБАНИЯМИ РЕЗЦА В РАДИАЛЬНОМ НАПРАВЛЕНИИ

Проведен анализ расчетной схемы резания при точении с пилообразными колебаниями инструмента в радиальном направлении, представлена методика аналитического расчета, учитывающая особенности накладываемые параметрами колебаний инструмента.

Ключевые слова: точение с вибрацией, сила резания, колебания инструмента.

В случае виброточения тонкостенных цилиндрических деталей, рассматривается финишная стадия обработки, фактически производится прецизионная лезвийная обработка, формируемый при этом поверхностный слой, в сравнении с абразивными методами, обладает более высокими эксплуатационными свойствами. Это объясняется меньшими силовыми, температурными нагрузками, меньшим градиентом нагрева и охлаждения, а значит - большей однородностью структуры поверхности, отсутствием структурных и химических изменений, образованием более благоприятных остаточных напряжений. Лезвийная обработка не только формирует более закономерный микрорельеф с большой опорной длиной профиля, но и позволяет управлять его параметрами, исключает шаржирование поверхности абразивом.

Для более глубокого изучения данного процесса, математического моделирования процессов обработки, разработки и использования методик диагностики состояния режущего инструмента, остро стоит задача теоретического определения составляющих сил резания, так как использование эмпирических зависимостей при условиях резания, отличных от тех, в которых проводился эксперимент, иногда приводит к значительным ошибкам.

Целью данной работы является создание алгоритма определения сил резания при точении с пилообразными колебаниями инструмента в радиальном направлении, с учетом факторов формирующих величину сил резания в аналитическом виде в любой момент времени.

В общем случае на обычные движения при механической обработке накладываются радиальные колебания в диапазоне ультразвуковых частот. Переменные циклические нагрузки на обрабатываемый материал, обусловлены переменными скоростями и углами резания при виброперемещении инструмента.

При обычном резании без ультразвуковых колебаний (УЗК) величина вектора скорости резания определяется окружной скоростью инструмента или заготовки V . При наложении УЗК вектор скорости резания $\bar{V}_{действ}$ будет являться геометрической суммой двух векторов - постоянного \bar{V} и переменного $\bar{V}(t)$, рисунок 1.

Величина и направление вектора $\bar{V}_{действ}$ определяется как величиной, так и направлением обоих векторов. Поэтому при резании с наложением УЗК на формообразующий инструмент или заготовку скорость резания $\bar{V}_{действ}$ является переменной величиной.

Действительные значения скорости в случае использования пилообразных негармонических УЗК в радиальном направлении могут быть определены с помощью выражения:

$$\bar{V}_{действ} = \begin{cases} \sqrt{V^2 + (a\omega_1)^2}, & \dot{\delta}_1(t) \geq 0; \\ \sqrt{V^2 + (a\omega_2)^2}, & \dot{\delta}_1(t) < 0. \end{cases} \quad (1)$$

где: V – скорость резания; ω – циклическая частота колебаний инструмента ($\omega = 2\pi f$); a – амплитуда колебаний.

При этом при отсутствии колебаний $a = 0$, либо $f_1, f_2 = 0$, значение действительной скорости $\bar{V}_{действ}$ равно окружной скорости V .

Разворот вектора скорости $\bar{V}_{действ}$ приводит к изменению кинематических углов резания (передний, задний угол), как следствие составляющих сил резания при подводе и отводе резца $\gamma_k = \gamma \pm \Delta\gamma$; $\alpha_k = \alpha \pm \Delta\alpha$; где $\Delta\gamma$ и $\Delta\alpha$ - изменение углов при изменении направления плоскости резания.

Изменения углов γ и α оказывает существенное влияние на характер стружкообразования и формирование поверхностного слоя детали. При использовании виброрезания необходима оценка влияния действительных значений $\Delta\gamma$ и $\Delta\alpha$. При резании без колебаний величины $\Delta\gamma$ и $\Delta\alpha$ незначительны.

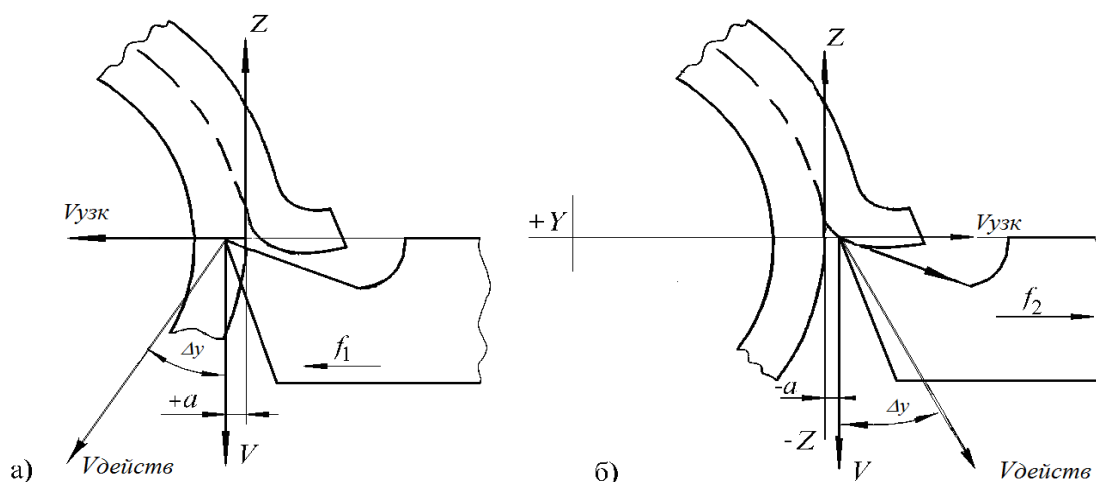


Рисунок 1 – Направление действительной скорости резания при УЗК (а – движение вперед, б – назад)

Схему формирования действительных значений $\Delta\gamma$ и $\Delta\alpha$ рассмотрим при свободном ортогональном резании при сформированной стружке в некотором мгновенном положении реза. Координатные оси X, Y, Z традиционны. Колебания происходят в координатных осях Y, Z , поэтому рассмотрим именно эту плоскость, по нормали и вдоль поверхности резания, при отсутствии колебаний режущего клина относительно заготовки. Оси Y, Z полагаем неподвижными (рисунок 2).

Координатные оси Y_k и Z_k изменяют свое положение в плоскости в соответствии с колебательным смещением режущего клина относительно обрабатываемой поверхности, при этом положим, что ось Z_k будет совпадать с направлением действительной скорости резания.

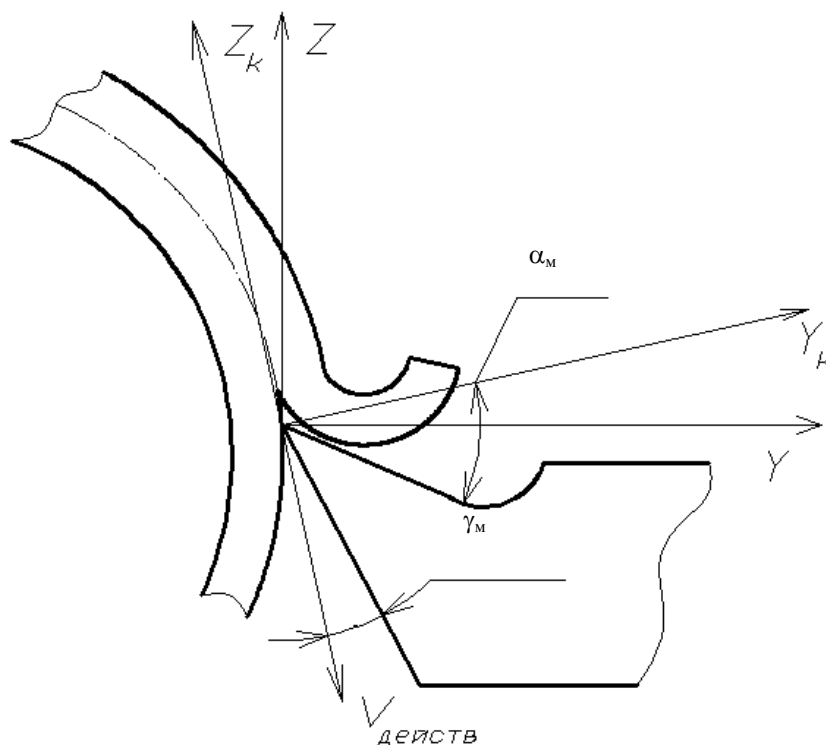


Рисунок 2 – Координатные оси в зоне стружкообразования

Переносное движение реза вызывает изменение схемы процесса резания, плоскость резания приобретает иное положение в пространстве.

Мгновенные значения, например, переднего и заднего угла при этом будут равны:

$$\gamma_m = \gamma_0 - \Delta y, \quad \alpha_m = \alpha_0 + \Delta y, \quad \Delta y = \arctg\left(\frac{V(t)}{V_0}\right) \quad (2)$$

где: γ_0 и α_0 – соответственно передний и задний углы резца; $V(t)$ – мгновенная скорость смещения резца по нормали к поверхности резания относительно обрабатываемой детали; V_0 – скорость резания; Δy – угол поворота координатных осей (Y_k и Z_k), относительно Y и Z .

Угол примем положительным при повороте осей против часовой стрелки то есть при скорости колебания $V(t)$ направленной в сторону обрабатываемой поверхности.

Таким образом, чем меньше скорость резания и чем больше скорость колебательного смещения режущего клина по направлению оси Y тем больше изменяются значения углов, при этом при движении инструмента к детали (вперед) углов γ_m и α_m , причем при внедрении режущего клина в обрабатываемый материал происходит увеличение переднего и уменьшение заднего углов, а при движении из обрабатываемого материала (назад), наоборот.

Изменение характера приложения нагрузки при резании с УЗК в направлении можно рассмотреть на рисунке 3.

При вибрационном резании, когда силы являются импульсными эффект снижения действительных сил резания в контактных парах происходит за счет периодического отрыва поверхности резца от стружки, изменения положения вектора действительной скорости (разворота вектора силы), снижении сил трения при колебаниях.

При подводе происходит отрыв передней поверхности резца от стружки на величину S_1 (рисунок), приводящий к исчезновению нормальной силы N_1 , с которой стружка действует на резец, и силы трения стружки по резцу F_1 ($N_1 = 0$; $F_1 = 0$).

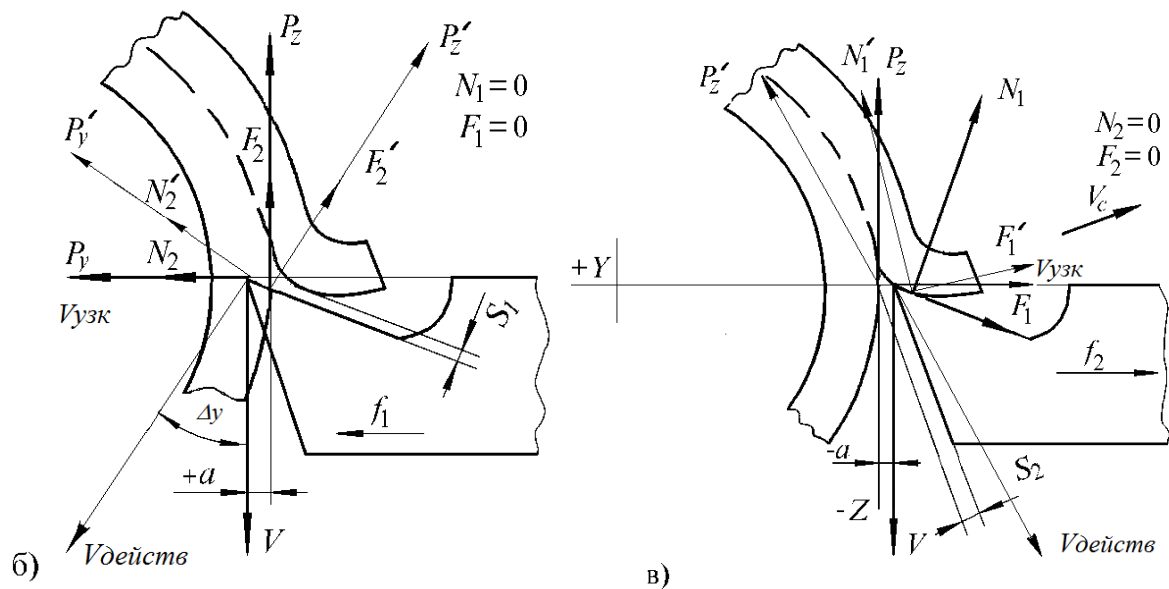


Рисунок 3 – Схема сил действующих при точении с наложением на резец бигармонических колебаний вдоль оси Y

При отводе резца с образованием зазора S_2 исчезают нормальная сила N_2 , действующая на заднюю поверхность, и силы трения детали по задней поверхности F_2 ($N_2 = 0$; $F_2 = 0$) (рисунок).

Модель процесса формирования составляющих силы резания строится при следующих допущениях:

Напряженно – деформированное состояние при резании в первом приближении может быть описано как плоское. Режущий клин рассматривается как абсолютно жесткое тело. Тепло выделяемое в процессе пластической деформации и вследствие внутреннего и внешнего трения, рассеивается в пространстве и не изменяет температуру системы. Резание можно условно назвать квазистатическим. Образуется сливная стружка

Рассмотрим силы, действующие на поверхности режущего клина (рисунок 4).

Если известны нормальные и тангенциальные равнодействующие силы на передней и задней поверхности режущего клина спроецировав их на координатные оси получим выражения для составляющих сил резания P_y и P_z [3]:

$$\begin{aligned} P_y &= -Q_n \sin \gamma_0 + T_n \cos \gamma_0 + Q_3 \cos \alpha_0 + T_3 \sin \alpha_0 \\ P_z &= -Q_n \cos \gamma_0 + T_n \sin \gamma_0 + Q_3 \sin \alpha_0 + T_3 \cos \alpha_0 \end{aligned} \quad (3)$$

Допустим, что в некоторый момент времени в результате наложения на систему резания УЗК режущий клин получил перемещение со скоростью $V(t)$ по координате Y относительно заготовки. Это переносное движение вызовет изменение схемы процесса резания изменятся мгновенные значения переднего и заднего углов, мгновенные значения толщины среза $a(t)$, условного угла сдвига $\vartheta(t)$, коэффициента усадки стружки $K(t)$, величин протяженности контактов по передней и задней поверхностям режущего клина (соответственно $c(t)$ и $d(t)$ и, следовательно, составляющих силы резания, поскольку эти изменения вызывают изменения средних контактных нормальных и касательных давлений, входящих в формулы (3).

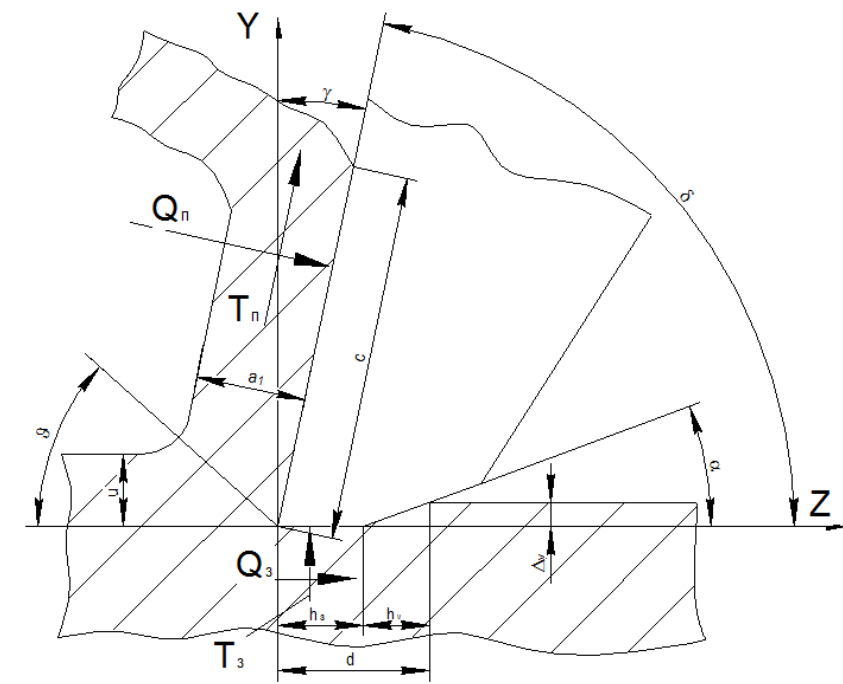


Рисунок 4 – Схема распределения контактных давлений на передней и задней поверхностях режущего клина

Установленные закономерности позволяют дать следующее определение точению с УЗК на финишных операциях: «процесс снятия стружки резцом со своими специфическими закономерностями, определяемыми преобладающим влиянием режимных факторов на геометрические параметры зоны резания». Фактический радиус округления режущего клина, передний угол, фактический главный угол в плане и т. д. в наибольшей степени определяются не параметрами заточки, а величиной подачи, глубины резания и параметрами прикладываемых ультразвуковых колебаний.

Рассмотрим период ультразвукового колебания в одном направлении, условно разобьем его на короткие, равные отрезки времени $\Delta t = t1 - t0 = t2 - t1$, при этом полагаем, что в течение рассматриваемого отрезка времени все параметры зоны стружкообразования неизменны. Переход к следующему промежутку времени происходит скачкообразно.

В условиях колебаний для каждого промежутка времени количество i – элементарных площадок стружки будут различны из-за влияния изменяющейся геометрии резца и других параметров зоны стружкообразования. Число i , контактирующих с передней и задней поверхностями, в различные моменты времени найдем зная длину оснований i стружки. Суммируя произведение числа i и контактных давлений на соответствующую поверхность режущего клина рассчитаем значения составляющих сил резания в данный момент времени.

$$\begin{aligned} P_{zi} &= \sum_1^{k_i} \Delta \mu_i \cdot (-\cos \gamma \cdot \varphi_1(\bar{\mu}_i) + \sin \gamma \cdot \varphi_2(\bar{\mu}_i)) + \sum_1^{l_i} \Delta \eta_m \cdot (\cos \alpha \cdot \varphi_3(\bar{\eta}_m) + \sin \alpha \cdot \varphi_4(\bar{\eta}_m)) \\ P_{yi} &= \sum_1^{k_i} \Delta \mu_i \cdot (-\sin \gamma \cdot \varphi_1(\bar{\mu}_i) + \cos \gamma \cdot \varphi_2(\bar{\mu}_i)) + \sum_1^{l_i} \Delta \eta_m \cdot (\sin \alpha \cdot \varphi_3(\bar{\eta}_m) + \cos \alpha \cdot \varphi_4(\bar{\eta}_m)), \end{aligned}$$

где $\Delta\mu_i, \Delta\eta_m$ – протяженность оснований условных дискретных элементов соответственно на передней и задней поверхностях режущего клина; $\varphi_1(\bar{\mu}_i), \varphi_2(\bar{\mu}_i), \varphi_3(\bar{\eta}_m), \varphi_4(\bar{\eta}_m)$ – функции распределения напряжений на передней и задней поверхностях; γ_0 и α_0 – углы заточки режущего клина; k_i, l_i – число условных дискретных элементов, находящихся в контакте соответственно с передней и задней поверхностями; $\bar{\mu}_i, \bar{\eta}_m$ – координаты средних точек оснований условных дискретных элементов. (Положим оси μ, η выходящими из вершины режущего клина и направленные: μ – вдоль передней поверхности, η – вдоль задней поверхности режущего клина.)

Последовательность вычислений для стабильного процесса стружкообразования с использованием данных основанных на обобщении ряда опубликованных экспериментальных зависимостей можно представить в виде следующего алгоритма:

1. Найдем условный угол сдвига:

$$\Theta_0 = \Theta_y \cdot 9,37 \cdot 10^{-4} \cdot HB^{1,35} \cdot V_0^{0,343} \cdot \sigma_T^{-0,285}$$

где HB – твердость обрабатываемого материала по Бранелю; V – скорость резания в м/мин (для V в пределах 10...320 м/мин); $\Theta_y = 23,5 + \frac{\gamma_0}{2}$; σ_T – предел текучести материала в МПа.

2. Найдем значение коэффициента усадки стружки:

$$K_0 = \frac{\cos \gamma_0}{\operatorname{tg} \varphi_0} + \sin \gamma_0$$

3. Найдем протяженность контакта по передней поверхности клина:

$$c_0 = k_c \cdot a_0^{0,45} \cdot \delta_0^{0,97} \cdot V_0^{-0,32}$$

где V – скорость резания в м/мин; a_0 – толщина стружки, $a_0 = s_0 \cdot \sin \varphi_0 \cdot K_0$, s_0 – подача мм/об; δ – угол резания в градусах; ($\delta = 90 - \gamma_0$); k_c – коэффициент, зависящий от обрабатываемого материала (например, для среднеуглеродистых сталей он принимает значение 0,158);

4. Найдем протяженность контакта по задней поверхности клина:

$$d_0 = \rho + h_z + 9,59 \cdot \frac{a_0^{0,523} \cdot \delta_0^{0,73} \cdot V_0^{0,304}}{E \cdot \sin \alpha_0}$$

5. Найдем среднее нормальное контактное давление на передней поверхности:

$$\bar{q}_0 = k_c^{-0,95} \cdot a_0^{0,523} \cdot \delta_0^{0,73} \cdot V_0^{0,304}$$

6. Найдем среднее нормальное контактное давление на передней поверхности:

$$\bar{t}_0 = 0,38 \cdot S_k,$$

где S_k – действительное сопротивление разрыву обрабатываемого материала.

7. Найдем средний коэффициент трения по задней поверхности:

$$m_0 = 0,7 + 0,117 K_0,$$

где K_0 – коэффициент усадки

8. Найдем среднее нормальное контактное давление по задней поверхности:

$$\bar{q}q_0 = qq_{max0} \cdot \frac{\pi \cdot (1 - 2 \cdot \mu_0)}{2 \cdot \cos(\pi \cdot \mu_0)} \cdot \left(\frac{d_0 - z_{min}}{z_{min}} \right)^{(\mu_0 - 0,5)}$$

где qq_{max0} – максимальное контактное давление, $qq_{max0} = 3,44 \bar{q}_0$; μ_0 – коэффициент, зависящий от условий трения на поверхности контакта и физических характеристик обрабатываемого материала, $\mu_0 = 0,091 \cdot \operatorname{arctg} m_0$;

9. Найдем среднее тангенциальное давление по задней поверхности:

$$\bar{t}t = \bar{q}q \cdot m_0$$

10. Найдем составляющие сил резания в соответствии с (3)

$$\begin{aligned} P_{y0} &= \bar{q}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \cos \gamma_0 + \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \sin \gamma_0 + \bar{q}q_0 \cdot d_0 \cdot b_0 \cdot \sin \alpha_0 + \bar{t}t_0 \cdot c_0 \cdot d_0 \cdot \cos \alpha_0 \\ P_{z0} &= \bar{q}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \sin \gamma_0 + \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \cos \gamma_0 + \bar{q}q_0 \cdot d_0 \cdot b_0 \cdot \cos \alpha_0 + \bar{t}t_0 \cdot c_0 \cdot d_0 \cdot \sin \alpha_0 \end{aligned} \quad (4)$$

где b_0 – ширина среза, мм ($b_0 = \frac{t_0}{\sin \varphi}$).

Алгоритм расчета строится, исходя из следующих исходных положений:

- мгновенные значения переднего и заднего углов, рассчитываем с учетом изменения положения плоскости резания в момент времени $t_0 + \Delta t$, определяем мгновенное значение коэффициента продольной усадки, протяженности контакта стружки и обработанной поверхности с передней и задней поверхностями режущего клина, определяем величины проекций на оси Y и Z равнодействующих нормальных и тангенциальных напряжений на передней и задней поверхности режущего клина;

- считаем условно постоянными функции изменения напряжений на передней и задней поверхностях, в данный момент времени, вне зависимости от параметров зоны стружкообразования. Все параметры зоны стружкообразования, в том - числе и переменные, в рассматриваемом промежутке времени принимаются постоянными.

- максимальные значения нормальных и тангенциальных напряжений вблизи вершины режущего клина определяются мгновенными параметрами зоны стружкообразования.

- в момент времени $t^*_0 + \Delta t$ параметры зоны резания получают те или иные приращения в соответствии с расчетными выражениями. Рассчитывая соответствующие величины через малые отрезки времени (Δt), например через одну тысячную периода колебания при движении вершины резца вперед и аналогичным образом при движении назад, можно оценить динамические характеристики рассматриваемых проекций сил резания в зависимости от изменения параметров колебаний, параметров резания (скорость резания, глубина резания, подача), углов заточки инструмента.

В работе [1], представлен и экспериментально подтвержден импульсный характер резания при синусоидальных колебаниях резца в направлении P_y , импульсный характер резания обеспечивается при выполнении условия при вынужденных колебаниях инструмента в направлении P_y

$$V < 0,00024 a f t g \gamma, \quad (5)$$

где V – скорость резания, м/мин; a – амплитуда колебаний, мкм; f – частота колебаний, Гц; γ – передний угол резца, град.

Если скорость резания оказывается равной или превышает по величине правые части неравенства (5), передняя поверхность резца постоянно контактирует с обрабатываемой деталью и стружкой. При этом механизм, характерный для вибрационного резания, полностью исчезает, и действует механизм обычного резания.

Импульсный характер резания при бигармонических колебаниях резца в направлении P_y рассмотрен в работе [2], нижний предел частоты обеспечивающий стабильное импульсное вибрационное течение с отрывом передней поверхности резца от стружки ограничен условием, полученным на основании (5):

$$\psi V < 28,8 \cdot \pi \omega a t g \gamma,$$

где $\psi = 1,2 \dots 1,3$ – коэффициент запаса, обеспечивающий стабильное импульсное вибрационное течение с отрывом передней поверхности резца от стружки; ω – циклическая частота колебаний инструмента ($\omega = 2\pi f$),

При соблюдении условия

$$\omega > \psi V / (28,8 \cdot \pi a \cdot t g \gamma)$$

выражения (4) можно представить в виде:

при движении режущего клина вперед с отрывом передней поверхности от стружки

$$P_{y0}(\text{вперед}) = \bar{t} \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot d_0 \cdot \cos \alpha_0 + \bar{q} \bar{q}_0 \cdot d_0 \cdot b_0 \cdot \sin \alpha_0$$

$$P_{z0}(\text{вперед}) = \bar{t} \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot d_0 \cdot \sin \alpha_0 + \bar{q} \bar{q}_0 \cdot d_0 \cdot b_0 \cdot \cos \alpha_0$$

при отводе резца с отрывом задней поверхности инструмента от детали

$$P_{y0}(\text{назад}) = \bar{q}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \cos \gamma_0 + \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \sin \gamma_0$$

$$P_{z0}(\text{назад}) = \bar{q}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \sin \gamma_0 + \bar{t}_0 \cdot c_0 \cdot b_0 \cdot \cos \gamma_0$$

На основе разработанного алгоритма представлены графики, показывающие зависимость расчетных величин составляющих силы резания при бигармонических колебаниях резца в направлении P_y на интервале одного полного колебания.

Согласно результатам расчетов при следующих исходных данных ($a = 0,01$ мм; $t = 0,1$ мм; $s = 0,02$ мм/об; $V = 18$ м/мин; $\rho = 0,1$ мм; $HB = 170$; $\alpha = 10$ град; $\gamma = 10$ град; $\varphi = 45$ град;), кривая – 1 ($f_{\text{вперед}} = 16000$ Гц; $f_{\text{назад}} = 8000$ Гц;) – импульсный характер резания; кривая – 2 ($f_{\text{вперед}} = 4000$ Гц; $f_{\text{назад}} = 2000$ Гц;) – безотрывный характер резания; кривая – 3 ($f_{\text{вперед}} = 0$; $f_{\text{назад}} = 0$;) – резание без вибрации. Сила резания при отталкивании резца от заготовки в первом и втором случае больше, чем при врезании (рисунок 5). Этот же результат получен нами экспериментально. Погрешность расчетов с использованием приведенного метода при сравнении с результатами экспериментов по виброточению стали 45 составила сравнительно небольшую величину (в пределах 17 – 26% в зависимости от параметров резания).

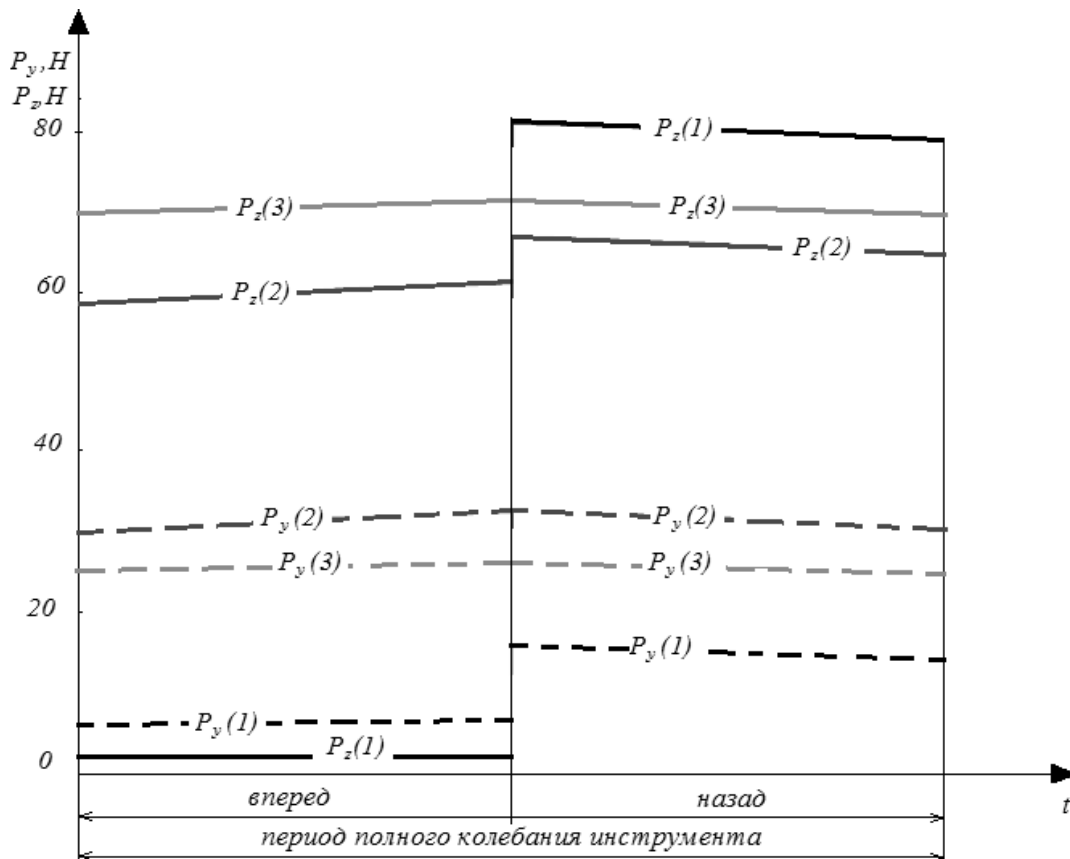


Рисунок 5 – Расчетные величины средних значений составляющих силы резания

Вывод. Представленная методика аналитического расчета, учитывающая особенности накладываемые параметрами колебаний инструмента позволяет получать с достаточной для дальнейших расчетов при моделировании процессов точностью и использовать данный метод для аналитического определения сил резания при виброгочении с пилообразными колебаниями инструмента в направлении P_y .

Библиографический список использованной литературы

1. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер. с яп. С.Л. Масленикова / Под ред. И.И. Портнова, В.В. Белова. — М.: Машиностроение, 1985. — 424 с.
2. Пашков Е.В. Технологические основы обработки точением тонкостенных цилиндрических деталей: учеб. пособие / Е.В. Пашков. — Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2000. — 425 с.
3. Полетика М. Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. — М.: Машиностроение, 1969. — 148 с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Вожжов А.А. Аналіз особливостей розрахунку сил різання при точінні з пилоподібним коливань різця в радіальному напрямку

Проведено аналіз розрахункової схеми різання при точінні з пилоподібними коливаннями інструмента в радіальному напрямку, представлена методика аналітичного розрахунку, що враховує особливості накладуються параметрами коливань інструмента.

Ключові слова: гостріння з вібрацією, сила різання, коливання інструменту.

Vojjov A.A. Analysis of features of the calculation of cutting forces in turning from a sawtooth cutters in the radial direction

The analysis of the cutting calculation scheme when turning with a sawtooth tool in the radial direction is carried out. The technique of analytical calculation, taking into account the features imposed by the tool motion parameters is offered.

Keywords: turning to vibration, cutting force, vibration tools.

УДК 621.9.048

И.В. Волков, доцент, канд. техн. наук,

С.Е. Дзей, аспирант,

А.В. Романченко, ст. преподаватель, канд. техн. наук

*Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля,
кв. Молодежный, 20а, г. Луганск, Украина, 91034*

tm@snu.edu.ua

ВИБРАЦИОННАЯ ОБРАБОТКА ЖЕСТКИХ ДЛИННОМЕРНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Установлено оптимальное количество одновременно обрабатываемых жестких длинномерных деталей в контейнере непроходного типа. Проведен анализ движения данных деталей в движущейся рабочей среде. Предложены новые схемы обработки длинномерных деталей, обладающих большой массой.

Ключевые слова: *длинномерная деталь, вибрационная обработка, контейнер.*

Вибрационной обработке подлежат детали разнообразных геометрических форм, поскольку при этом методе обработки применяется «гибкий» инструмент, способный повторить контур любой детали, чего нельзя сказать об обработке на станках с жесткой кинематической связью между элементами технологической системы. Следовательно, свободными абразивами под воздействием вибрации обрабатываются любые заготовки, в том числе сложной геометрической формы, полученные всеми видами литья (в землю, кокиль, оболочку, под давлением),ковки, объемной и листовой штамповки, детали после лезвийной обработки из всех видов сталей, в том числе нержавеющей; всех цветных металлов и их сплавов; керамики; пластмассы; твердых сплавов и тугоплавких металлов; камня; стекла; древесины и другие.

Кроме того, вибрационным методом стали обрабатываться детали, которые ранее не обрабатывались. К таким деталям можно отнести длинномерные детали, так как они могут сочетать в себе признаки, характерные как для средних деталей (в поперечном сечении деталь может быть сопоставима с размерами гранул или превышать их), так и для крупных деталей (линейные размеры детали могут значительно превышать ширину контейнера и быть сопоставимыми с длиной контейнера по одному из размеров).

Сегодня вибрационная обработка длинномерных деталей не является редкостью, для обработки таких деталей разработаны технологические процессы. Это позволяет сформулировать и дать понятие длинномерной детали в вибрационной обработке – это деталь, продольная плоскость (длина) которой в 2 и более раза превышает ее поперечные размеры (то есть основным понятием в определении длинномерности детали является не конкретное значение одного размера, а именно отношение ее продольных размеров к поперечным). Необходимо также ввести дополнительные пояснения, характеризующие свойства длинномерных деталей:

- длинномерные детали, жесткость которых в продольной плоскости исключает возможность их деформации в рабочей среде контейнера, являются жесткими длинномерными деталями;
- длинномерные детали, жесткость которых в продольной плоскости не исключает возможность их деформации в рабочей среде контейнера, являются нежесткими длинномерными деталями;
- длинномерные детали, продольные размеры которых не превышают продольные размеры контейнера вибрационного оборудования, являются длинномерными деталями ограниченной длины;
- длинномерные детали, продольные размеры которых превышают продольные размеры контейнера вибрационного оборудования, являются длинномерными деталями неограниченной длины (в данном случае конкретная величина продольного размера не имеет значения, важно отношение между продольным размером контейнера и самой детали).

Данное исследование является частью цикла экспериментальных исследований, посвященных вибрационной обработке длинномерных деталей. В статье рассмотрены особенности обработки жестких длинномерных деталей ограниченной длины.

Целью данной статьи является определение максимального количества одновременно обрабатываемых длинномерных деталей в контейнере непроходного типа в зависимости от диаметров данных деталей и изучение характера их движения в рабочей среде.

Исследования проводились на вибрационном станке УВИ 25, характеристики которого приведены в таблице 1. Для визуального наблюдения за процессами, происходящими в контейнере, его торцевые стенки были заменены на прозрачные, изготовленные из оргстекла толщиной 10 мм (плексиглас). Эксперимент проводился при частоте 50 Гц, амплитуде 2 мм. Условия проведения эксперимента выбраны на основании многократных исследований проведенных другими авторами, подтверждающих эффективность обработки при соответствующих параметрах [1, 2].

Вибраційна обробка являється багатофакторним процесом. Для виключення впливу форми і розміра гранул робочої середовища, як одних з найважливіших факторів, були вибрані гранули однієї строго визначеної форми і однакового розміру (фарфорові кулі діаметром 12 мм).

Таблиця 1 – Характеристики вібраційного станка УВІ 25

Ємкість контейнера, дм ³	Амплітуда, мм	Частота, Гц	Мощність привода, кВт	Габарити, мм	Маса, кг
25	0,2- 4,0	34, 43, 50, 54, 63, 67	4,5	1600×750×1000	450

Для забезпечення якісного процесу вібраційної обробки, деталь повинна ефективно оброблятися з усіх сторін, т.е. вільно переміщатися вздовж стінок контейнера в рухомій робочій середовищі. Щоб виконувалося дане умову, довжина зразків повинна забезпечувати вільне проходження трьох гранул з обох сторін [3]. Ураховуючи довжину контейнера, рівну 445 мм, а розмір абразивних гранул 12 мм, були підібрані зразки однакового діаметра (25 мм), але різної довжини (405 мм, 430 мм). Кожен зразок поміщався в рухому робочу середовище з інтервалом в 3 секунди.

При обробці зразок довжиною 405 мм виконував стійке циркуляційне рух з незначними відхиленнями від своєї продольної осі, а зразок довжиною 430 мм «застрягав» між торцевими стінками контейнера. При оцінці поверхні зразка довжиною 405 мм, що забезпечує вільне проходження трьох гранул з усіх сторін, було встановлено, що поверхня оброблена рівномірно. Поверхня зразка довжиною 430 мм, показаного на малюнку 1, була оброблена нерівномірно, з однієї сторони деталі прослідковувалися сліди з явно гіршою поверхнею, причому по всій довжині деталі. Зразок знаходився в одній зоні контейнера і не мав можливості вільно переміщатися по всьому його об'єму.

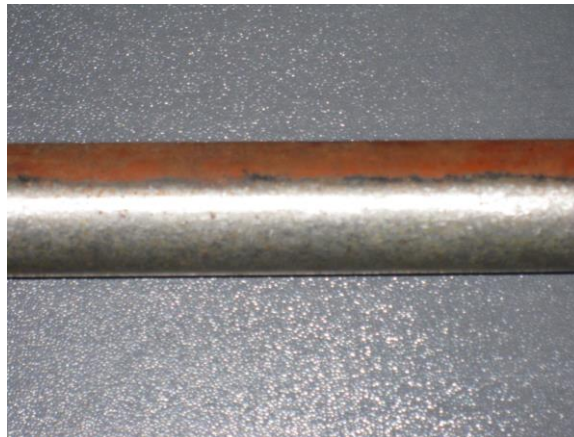


Рисунок 1 – Нерівномірна обробка деталі

Відповідно до результатів для подальших досліджень були відібрані зразки труб довжиною 400 мм, діаметром 15, 25, 40, 50, 60, 80, 100 мм.

Основна частина експериментальних досліджень проводилася наступним чином: в рухому робочу середовище поміщався зразок труби, після 5 повних оборотів в контейнері і появи зразка на поверхні робочої середовища, через 3 секунди після його зникнення в робочій середовищі за ним послідовно додавався наступний зразок такого ж діаметра. Додавання зразків продовжувалося до моменту порушення стійкого циркуляційного руху робочої середовища, що контролювалося через прозорі торцеві стінки контейнера. Після експерименту повторювався з зразками більшого діаметра.

Дослідження проводилися при завантаженні контейнера на 75%, при цьому площа поперечного перерізу робочої середовища в спокійному стані становила 54 804 мм², при загальній площі поперечного перерізу контейнера 73 072,68 мм². На малюнку 2 зображено контейнер в поперечному перерізі.

Взявши за 100% площу поперечного перерізу робочої середовища (54 804 мм²), було визначено відсоткове відношення площі поперечного перерізу одночасно оброблюваних деталей відносно площі поперечного перерізу робочої середовища, проведено аналіз руху труб в залежності від їх діаметра, результати занесені в таблицю 2.

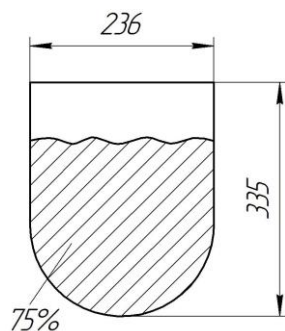
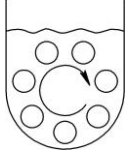
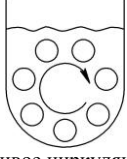
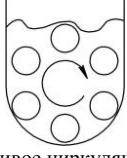

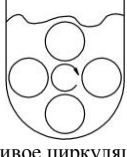
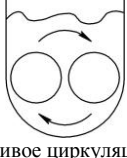
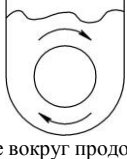


Рисунок 2 – Поперечное сечение контейнера

Таблица 2 – Максимальное количество одновременно обрабатываемых жестких длинномерных деталей в контейнере непроходного типа

№	Диаметр, мм	Рекомендуемое количество деталей, шт	Процентное отношение площади поперечного сечения одновременно обрабатываемых деталей к площади поперечного сечения рабочей среды, %	Характер движения деталей
1	15	8	2,5	 Устойчивое циркуляционное
2	25	7	6,2	 Устойчивое циркуляционное
3	40	6	13,7	 Устойчивое циркуляционное
4	50	5	17,9	 Устойчивое циркуляционное
5	60	4	20,6	 Устойчивое циркуляционное
6	80	2	18,3	 Устойчивое циркуляционное
7	100	1	14,3	 Движение вокруг продольной оси

Образцы труб диаметром 15 мм совершали устойчивое циркуляционное движение с незначительными отклонениями от своей продольной оси при обработке от 1 до 8 единиц, т.е. рабочая среда была нечувствительна к такому количеству и обеспечивала устойчивое циркуляционное движение обрабатываемых образцов вдоль стенок контейнера, схема движения 8 деталей представлена на рисунке 3а. Следует отметить, что все это время образцы двигались друг за другом в одном слое у стенок контейнера, образцы являлись как бы частью среды, она «не замечала» их присутствия. С добавлением 9 образца появился эффект «обгона», т.е. порядок, в котором двигались образцы, стал нарушаться. Этот эффект объясняется тем, что мощность потока, обеспечивающая устойчивое движение 8 деталей, стала недостаточной. Для данного слоя (потока) 9 и последующие 2 образца являлись инородными телами, которые выталкивались в другой слой рабочей среды, в глубь контейнера, схема с двумя потоками деталей представлена на рисунке 3б. При 12 образцах происходило перенасыщение всего объема рабочей среды, ее циркуляционное движение останавливалось.

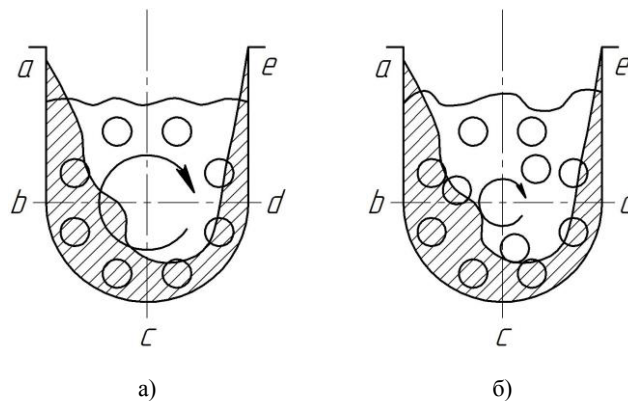


Рисунок 3 – Движение деталей: а - в одном потоке рабочей среды; б - в двух потоках рабочей среды

Анализ обработанных деталей показал, что съем металла с образцов, находящихся во втором циркуляционном потоке (с меньшим радиусом) был несколько меньше, а следовательно не обеспечивались необходимые условия обработки. Известно, что эффективность обработки в различных зонах контейнера не одинакова, на рисунке 4 показана эпюра распределения давления в контейнере, т.е. для равномерной обработки детали должны проходить через все зоны контейнера и находиться в них одинаковый промежуток времени.

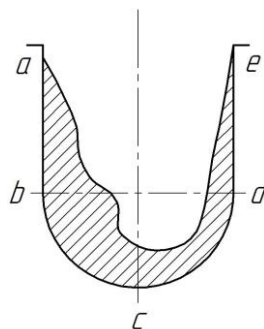


Рисунок 4 –Эпюра распределения давления в контейнере

Обработка образцов до диаметра 60 мм включительно происходила достаточно предсказуемо: с увеличением диаметра трубы происходило уменьшение количества труб на 1 единицу. Происходило постепенное увеличение массы одновременно обрабатываемых образцов, достигшее максимума 23%, (4,4 кг) от общей массы рабочей среды, равной 18,75 кг, при обработке труб диаметром 60 мм (что совпадает с нижними пределами соотношения рабочей среды и обрабатываемых деталей, рекомендуемыми другими исследователями).

Однако при обработке образцов диаметром 80 мм произошло уменьшение количества сразу на две единицы, при этом объемная доля, занимаемая образцами сократилась до 21% (4 кг), а не увеличилась, как это происходило ранее.

Образец трубы диаметром 100 мм не позволял добавить вторую единицу. Наблюдалось изменение характера его движения. При помещении в движущуюся рабочую среду образец за 2-3 оборота

заполнялся рабочей средой и «выплывал» в центр контейнера, совершая вращательное движение вокруг своей продольной оси, т.е. образец становился частью рабочей среды, двигаясь в ней как ее слой. Масса образца составляла более 3,5 кг, расстояние до стенок контейнера составляло 68 мм, что было меньше диаметра самой детали. В данном случае деталь стремилась занять положение устойчивого равновесия с минимальной кинетической энергией, при котором на нее оказывается наименьшее воздействие со стороны среды. Учитывая, что масса детали превышает 3,5 кг и ее процентная доля в общем массовом объеме, равном 18,75 кг, составляет свыше 15% и при этом она является единым целым в отличие от рабочей среды, состоящей из множества единичных элементов, то такое поведение детали можно рассматривать как поведение второй, равноценной, части среды.

Итоговые результаты исследования и рекомендации по максимально возможной одновременной обработке жестких длинномерных деталей в контейнере непроходного типа с объемом 25 л приведены в таблице 2.

Обобщая полученные в результате экспериментальных исследований данные можно сделать следующие **выводы**.

Существует возможность равномерной обработки длинномерных деталей, длина которых практически равна длине контейнера, при этом процесс обработки является высоко детерминированным, так как детали совершают лишь незначительные колебания относительно своих продольных осей в отличие от средних и мелких деталей, которые имеют возможность вращаться вокруг своих продольных и поперечных осей, а также перемещаться по всему контейнеру. Установлено, что количество и характер движения одновременно обрабатываемых жестких длинномерных деталей в неизменном по объему контейнере при их одинаковой длине зависит от диаметра данных деталей. Детали до определенного размера и массы движутся вдоль стенок контейнера, создавая устойчивый циркуляционный поток. Детали, диаметр которых превышает 100 мм (42% ширины контейнера), а масса выше 3,5 кг (15% от объемной массы среды), занимают иное положение, они не движутся вдоль стенок контейнера, а выплывают в его центр.

Следовательно, для обработки деталей такого типа целесообразно применять контейнеры с меньшими габаритными размерами, обеспечивающие свободное прохождение трех гранул со всех сторон обрабатываемой детали. Создание подобных контейнеров, поперечное сечение которых будет реализовано по принципу «диаметр детали плюс шесть гранул» будет способствовать повышению производительности обработки (так как ранее деталь находилась в центре контейнера, где расположена зона ее наименее активной). Переход на малообъемные контейнеры способствует снижению потребляемой мощности привода с одновременным ростом эффективности процесса за счет приближения передаваемого силового импульса через стенку контейнера к деталям.

Установлена процентная доля, занимаемая одновременно обрабатываемыми деталями в поперечном сечении контейнера, равная 20 – 23% от общей площади поперечного сечения рабочей среды, которая обеспечивает их эффективную обработку и совпадает с процентным соотношением объема деталей и рабочей среды, что обусловлено их длинномерностью.

Библиографический список использованной литературы

1. Мицык В.Я. Исследование влияния частоты и амплитуды колебаний резервуара на эффективность процесса виброобработки. Определение рациональных режимных параметров / В.Я. Мицык, В.В. Савин // Вібрації в техніці та технологіях. — 2000. — №3(15). — С.32 – 38.
2. Волков И.В. Предложения по выбору оптимального соотношения амплитудно-частотных параметров колебаний контейнера вибрационного станка / И.В. Волков, М.А. Калмыков, Г.Л. Мелконов // Вібрації в техніці та технологіях. — 2007. — №1(46). — С.54 – 57.
3. Пшеничный И.Н. Расширение технологических возможностей обработки деталей в вибрирующих контейнерах: дис... канд. техн. наук. / И.Н. Пшеничный. — Луганск, 2004. — 265с.

Поступила в редакцию 25.03.2013 г.

Волков И.В., Дзей С.Е., Романченко О.В. Вібраційна обробка жорстких довгомірних деталей

Встановлено оптимальну кількість одночасно оброблюваних жорстких довгомірних деталей в контейнері непрохідного типу. Проведено аналіз руху даних деталей в рухомому робочому середовищі. Запропоновано нові схеми обробки довгомірних деталей, які мають велику масу.

Ключові слова: довгомірна деталь, вібраційна обробка, контейнер.

Volkov I.V., Dzei S.E., Romanchenko A.V. Vibration treatment of hard long details

The optimal number of simultaneously processed hard long details in the container is set. The analysis of movement of details in media is showed. Proposed new processing circuit of long details of big mass.

Keywords: long detail, vibrational treatment, container.

УДК 621.923

В.В. Гусев, профессор, д-р техн. наук,

Л.П. Калафатова, профессор, д-р техн. наук,

С.Ю. Олейник, аспирант

Донецкий национальный технический университет

ул. Артема 58, г. Донецк, Украина. 83001

Lpk04nov@mail.ru

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ НА УРОВЕНЬ ВИБРАЦИЙ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТОНКОСТЕННЫХ ОБОЛОЧЕК ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

В статье представлены результаты теоретических исследований влияния режимов алмазного шлифования тонкостенных оболочек вращения из ситаллов на вибрации в зоне контакта шлифовального круга и заготовки. Полученные результаты позволяют сделать выводы о факторах, управление которыми делает возможным снижение колебаний в зоне резания.

Ключевые слова: алмазное шлифование, ситаллы, тонкостенные оболочки, динамика технологической системы, волнистость поверхности.

Тонкостенные оболочки вращения из хрупких неметаллических материалов (ХНМ) применяются в аэрокосмической и ракетной технике, что диктует особые требования к качеству таких изделий. К эксплуатационным требованиям относятся:

- особая конструкции изделия (тонкостенная сложнопрофильная высокоточная оболочка вращения из ХНМ), что обеспечивает его аэродинамические и радиотехнические свойства;
- высокая прочность изделия и сохранение заданных свойств при высоких температурах.

В работе рассматриваются режимы алмазной обработки тонкостенных оболочек вращения из хрупких неметаллических материалов (ХНМ), как фактора, влияющего на динамическое поведение технологической системы (ТС) процесса шлифования. Проведенные ранее экспериментальные исследования [1] показали, что вибрации в ТС негативно воздействуют на качество поверхностного слоя детали после алмазного шлифования, что выражается как в ухудшении показателей микро – и макрогеометрии поверхности (прежде всего, её волнистости), так и в увеличении глубины дефектного приповерхностного слоя. С целью устранения названных недостатков тонкостенные оболочки подвергаются операции окончательной механической обработки – притирке, устраняющей микро – и макроотклонения поверхности и профиля детали, которая осуществляется вручную алмазными брусками, а также операции химического травления (удаление дефектного слоя) с последующим ионным упрочнением сформированной поверхности. Эти операции увеличивают трудоемкость изготовления изделий. Поэтому важной задачей является повышение их качества на этапах алмазно-абразивной обработки.

Динамическое поведение рассматриваемой ТС ранее было проанализировано в работах [2]. Используя разработанную динамическую модель алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситаллов [3], можно исследовать влияние различных технологических факторов на интенсивность вибраций в зоне контакта инструмента и заготовки.

Целью настоящей работы является исследование влияния режимов алмазного шлифования тонкостенных оболочек вращения из ситалла на уровень вибраций в зоне контакта шлифовального круга и заготовки, что позволит разработать технологические способы снижения колебаний в системе и, как следствие, повысить качество и точность обработки.

Алмазное шлифование тонкостенных оболочек вращения происходит в условиях динамической нестабильности процесса, что обусловлено следующими особенностями обработки:

- неравномерной жесткостью заготовки по её длине, которая вызвана консольной установкой заготовки на двухопорной оправке, и, непосредственно, низкой жесткостью самой обрабатываемой тонкостенной оболочки вращения как конструкции;
- неравномерностью сил резания в процессе шлифования при перемещении круга по формируемой поверхности изделия;
- биением и огранкой шлифовального круга.

Расчет колебаний в зоне резания (схема круглого наружного шлифования оболочки при перемещении круга от носка к фланцу [3]) осуществлялся для следующих значений параметров режима: глубина резания (t) для всех рассмотренных вариантов составляла 1 мм; продольная подача шлифовального круга (s) – (0,1; 0,3; 0,5) мм/об; угловая скорость вращения заготовки (ω_0) – (3; 7,64; 11,5) с⁻¹, что соответствует частоте ее вращения (n_d) – (28, 73, 110) об/мин, скорость шлифования (v_k) – (30, 35, 40) м/с.

Нормальная составляющая силы резания P_y определялась по следующей зависимости

$$P_y = 75,3v_k^{-0,55} s^{0,68} t^{0,92} \omega_d^{0,7}. \quad (1)$$

Используемый инструмент – шлифовальный круг AI 200x10x3x76 AI-315/250-4-M2-01. Биение и огранка шлифовального круга составляли, соответственно, 0,04 мм и 0,05 мм. При установке шпинделя с биением во время обработки возникает источник колебаний с частотой, зависящей от частоты вращения круга. Для скорости круга $v_k = 30$ м/с ($n_d = 2900$ об/мин) возникает источник возбуждения с частотой 48 Гц. На поверхности круга в процессе обработки в результате его износа образуются три волны, что провоцирует появление еще одной возбуждающей частоты величиной 144 Гц. Соответственно, для других рассматриваемых скоростей круга величины частот будут следующими: $v_k = 35$ м/с – 55 Гц и 169 Гц; $v_k = 40$ м/с – 64 Гц и 193 Гц.

Размеры детали: максимальный диаметр наружной поверхности в цилиндрической части 350 мм, толщина стенки детали 7 мм при толщине заготовки 15–20 мм, общая длина детали 907 мм. Обработка таких изделий осуществляется на специальном токарном станке РТ66202, оснащенный агрегатной шлифовальной головкой и системой прямого копирования. Размеры оправки для базирования заготовки: расстояние между опорами 500 мм, ширина опор 50 мм, вылет опоры оправки от фланца детали 50 мм. Экспериментально найденные значения собственных частот подсистемы «шпиндельный узел–приспособление–заготовка» составили, соответственно, 55 Гц и 123 Гц [2].

Для указанных размерных параметров приспособления и оболочки расчетным путем в конечно-элементном пакете SOLIDWORKS SIMULATION были определены собственная частота оболочки, установленной на оправке приспособления. Расчетная собственная частота соответствует 1343 Гц, форма собственной частоты определяется волновыми числами $n=3$ и $m=1$, где n – число волн по окружности оболочки, m – число волн в продольном направлении.

Принято, что при расчете волнистость поверхности обрабатываемой заготовки, полученная после предыдущего прохода (перехода), не учитывается.

По формуле (1) определялась сила резания для различных сочетаний параметров режима шлифования. Графики изменений значений силы при вариации параметров режима приведены на рисунке 1.

Для выбранных сочетаний параметров режима рассчитаем амплитуду колебаний (рисунок 2, а; 3, а) и их частоту (рисунок 4) в зоне контакта шлифовального круга и заготовки, а также проведем анализ на устойчивость системы к параметрическим колебаниям заготовки, результаты этого анализа приведены на рисунке 2, б и 3, б.

Экспериментально доказано, что при взаимодействии круга с различными участками заготовки по ее длине наблюдаются вибрации различной интенсивности по амплитуде и частоте [2]. В данной работе расчеты проведены для участка, соответствующего координате $0,6 L$ от носка обрабатываемой заготовки к фланцу (где L – длина детали-оболочки), что соответствует участку с наибольшей амплитудой колебаний в зоне контакта шлифовального круга и заготовки.

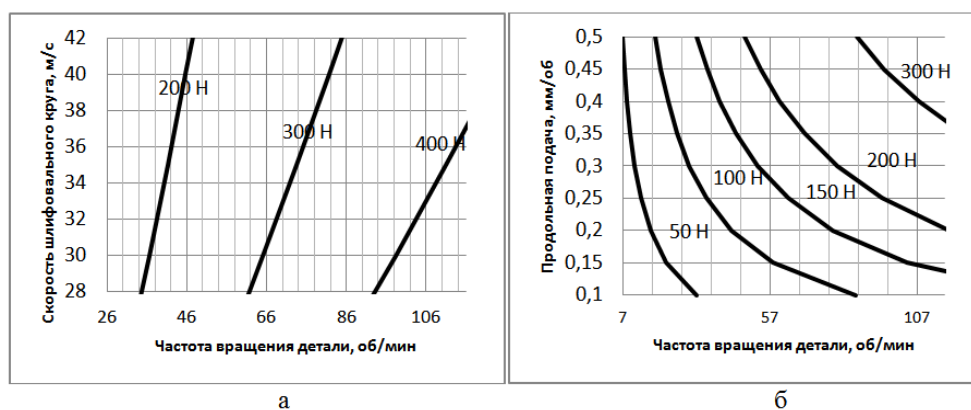


Рисунок 1 – Величина нормальной составляющей силы резания (Н) в зависимости от частоты вращения заготовки n_d (об/мин) и варьируемого параметра режима – (а) скорости круга v_k при $s = 0,5$ мм/об; (б) продольной подачи s при $v_k = 40$ м/с

Для сосредоточенной массивной нагрузки, движущейся по окружности тонкостенной конической замкнутой оболочки с заданной скоростью на заданном расстоянии от ее края, в работе [4] приведено дифференциальное уравнение, описывающее параметрические поперечные колебания стенки оболочки,

и осуществлен анализ устойчивости его решений. Выполненные действия позволили получить уравнение по типу Матье для оценки устойчивости системы.

$$\ddot{y} + (a - q \cos 2x)y = 0, \tag{2}$$

где a и q – безразмерные параметры, которые определяют устойчивость, либо неустойчивость системы и зависят от краевых условий (определяются конструкцией приспособления-оправки), геометрии оболочки и физико-механических свойств ее материала, а также характера прилагаемой нагрузки (величиной нагрузки и площадью контакта круга и заготовки); y – радиальное перемещение срединной поверхности рассматриваемого участка оболочки; x – безразмерный параметр, зависящий от угловой скорости вращения заготовки; волнового параметра n ; угла наклона δ оси круга к оси заготовки оболочки (так как на этом участке оболочка не цилиндрическая); времени приложения нагрузки; размеров оболочки и физико-механических свойств ее материала.

Возможность применения уравнения (2) для расчета колебаний оболочки во время алмазно-абразивной обработки рассмотрена и доказана в работе [3].

Уравнение Матье хорошо изучено и используется для оценки динамической устойчивости механических систем, подверженных параметрическим колебаниям. Результаты его решения получены и представлены в виде диаграммы Айнса-Стретта, построенной в плоскости параметров a и q . Решения уравнения носят колебательный характер и зависят от конкретных значений этих параметров уравнения.

При решении задачи устойчивости подробности колебаний малосущественны, так как основную важность представляет тенденция колебательного процесса, то есть, является ли рассматриваемая система устойчивой или неустойчивой. Если амплитуды колебаний остаются ограниченными, то система устойчива, в противном случае имеет место параметрический резонанс и система неустойчива.

Параметрические колебания по внешним проявлениям сходны с вынужденными колебаниями, но отличаются тем, что поддерживаются за счет изменения параметров самой системы. При определенных сочетаниях динамических параметров малое начальное возмущение приводит к развитию колебаний большой амплитуды. Амплитуды параметрических колебаний в зависимости от значений постоянных системы могут уменьшаться, оставаться ограниченными или возрастать во времени. Конечная амплитуда параметрических колебаний обусловлена нелинейными свойствами реальных систем, проявляющимися при больших амплитудах колебаний.

По результатам расчетов была произведена оценка динамического поведения системы в зоне контакта шлифовального круга и заготовки во время алмазной обработки для вариантов сочетания параметров режима резания, обозначенных на рисунке 2 и 3 как $V_{i,j}$, где i – номер варианта величины частоты вращения заготовки, j – номер варианта скорости круга (рисунок 2) и j – номер варианта продольной подачи – (рисунок 3).

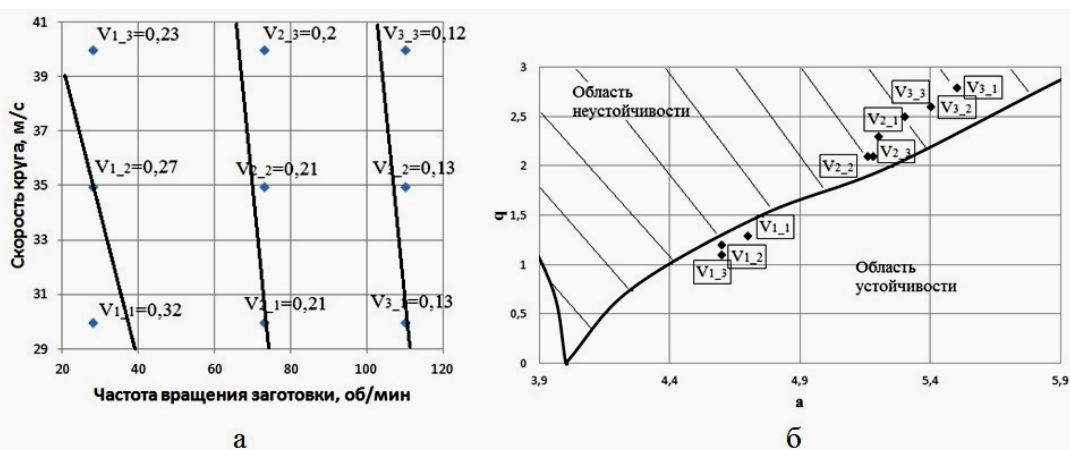


Рисунок 2 – Результаты расчета динамического поведения системы в зоне контакта шлифовального круга и заготовки: а – амплитуда колебаний в зоне контакта в направлении, нормальном к поверхности детали (мм), в зависимости от частоты вращения заготовки n_d и скорости круга v_k при $s=0,5$ мм/об; б – диаграмма устойчивости параметрических колебаний оболочки для вариантов сочетания параметров режима резания (диаграмма Айнса-Стретта)

Амплитуда и частота колебаний оказывают влияние на формирование волнистости поверхности, причем величина амплитуды определяет высоту волнистости, а частота – ее шаг. Теоретическое исследование влияния режима резания на амплитуду и частоту колебаний в зоне контакта шлифовального круга и заготовки позволило получить комплексную картину процесса.

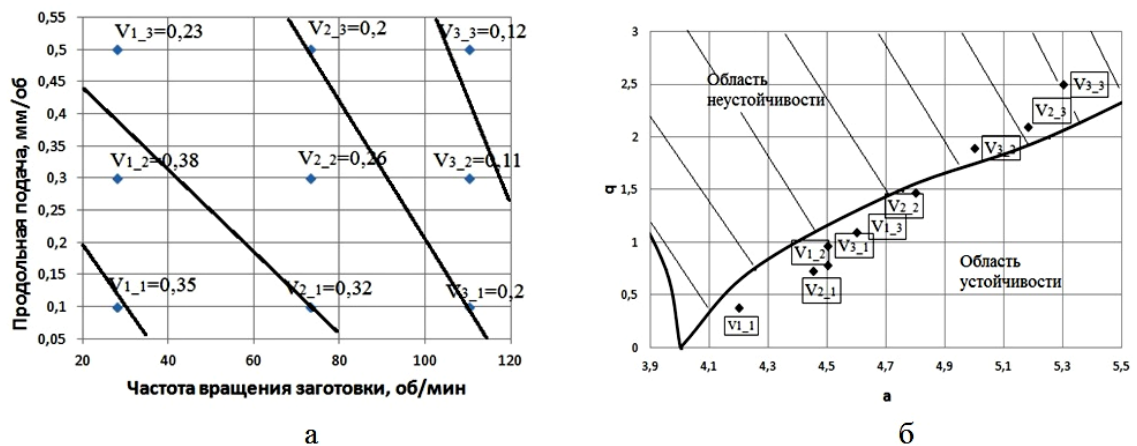


Рисунок 3 – Результаты расчета динамического поведения системы в зоне контакта шлифовального круга и заготовки: а – амплитуда колебаний в зоне контакта в направлении, нормальном к поверхности детали (мм), в зависимости от частоты вращения заготовки n_d и продольной подачи s при $v_k = 40$ м/с; б – диаграмма устойчивости параметрических колебаний оболочки для вариантов сочетания режимов резания (диаграмма Айнса-Стретта)

Увеличение скорости круга с 30 до 40 м/с снижает амплитуду колебаний на 30% при частоте вращения заготовки $n_d = 28$ об/мин и на 5% при $n_d = 73$ об/мин и $n_d = 110$ об/мин (см. рисунок 2, а), но повышает частоту колебаний на 5–7 % (см. рисунок 4, а). Снижение амплитуды связано с влиянием скорости резания на нормальную составляющую силы резания.

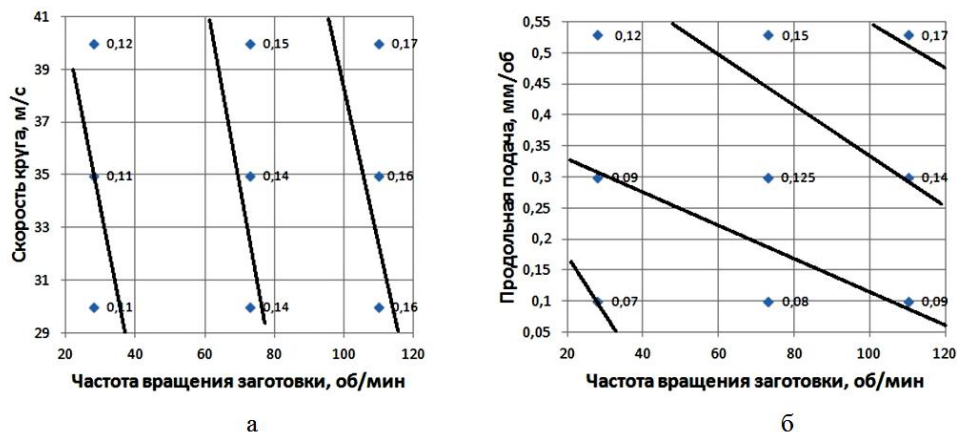


Рисунок 4 – Величина частоты параметрических колебаний оболочки (Гц) в зависимости от: а – частоты вращения заготовки n_d и скорости круга v_k при $s = 0,53$ мм/об; б – от частоты вращения заготовки n_d и продольной подачи s при $v_k = 40$ м/с

Рассчитанная амплитуда колебаний при частоте вращения заготовки 73 и 110 об/мин (см. рисунок 2, а) меньше, чем при $n_d = 28$ об/мин в 2–2,5 раза. Однако, анализ на устойчивость (см. рисунок 2, б) показывает, что обрабатываемая оболочка при частоте её вращения 73 и 110 об/мин находится в неустойчивом состоянии, то есть, амплитуда колебаний при дальнейшем продолжении процесса обработки будет увеличиваться. Это связано с изменением величины частоты возбуждения параметрических колебаний, которая зависит от скорости движения нагрузки (угловой скорости вращения заготовки), и формы колебаний оболочки, описываемой параметрами n и m .

Шлифование с большей из рассмотренных вариантов подачей ($s = 0,5$ мм/об) при расчете вибраций дает более низкую мгновенную амплитуду колебаний, в среднем, на 35 % меньшую, чем для варианта с подачей $s = 0,1$ мм/об (см. рисунок 3, а), однако оболочка находится в неустойчивом состоянии. То есть, в процессе обработки амплитуда колебаний увеличится.

Таким образом, интенсификация режимов резания снижает мгновенную амплитуду колебаний, но при этом оболочка находится в неустойчивом состоянии, что может привести к резкому увеличению вибраций и параметрическому резонансу, которые отрицательно скажутся на точности и качестве обработки изделия.

На основании результатов выполненных расчетов можно сделать выводы, что изменение параметров режима резания позволяет управлять динамической ситуацией в ТС за счет следующих факторов:

- 1) силового фактора – управление колебаниями путем управления силой резания за счет изменения частоты вращения заготовки;
- 2) фактора частоты – управление колебаниями путем управления частотой возбуждения параметрических колебаний за счет изменения частоты вращения заготовки;
- 3) фактора времени – управление колебаниями путем управления длительностью воздействия силовой нагрузки на оболочку, реализуется путем изменения продольной подачи;
- 4) фактора устойчивости – любое сочетание параметров режима шлифования должно стремиться к обеспечению устойчивого состояния оболочки относительно параметрических колебаний.

Для возможности механической обработки оболочки с интенсивными режимами необходимо повышать жесткость подсистемы «приспособление-заготовка» путем разработки более совершенной конструкции оправки.

Библиографический список использованной литературы

- 1 Гусев В.В. Влияние динамики процесса алмазного шлифования на формирование поверхностного слоя изделий из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Резание и инструмент в технологичных системах: Междунар. науч.-техн. сб. — 2008. — Вып. 74. — С. 84 – 91.
- 2 Гусев В.В. Исследование динамических характеристик элементов системы СПИД при шлифовании деталей сложной пространственной формы из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, И.С. Каракуц, Д.В. Поколенко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. — 2007. — №21. — С. 148 – 155.
- 3 Гусев В.В. Исследование динамического состояния технологической системы алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, С.Ю. Олейник // Вісник СевНТУ. Сер. Машиноприладобудування та транспорт: зб. наук. пр. — 12. — Вип. 128. — С. 60 – 67.
- 4 Якушев Н. З. Коническая оболочка под действием подвижных нагрузок / Н. З. Якушев, Р. С. Якушев // Исследования по теории пластин и оболочек. — 1975. — № 11 — С. 303 – 316.

Поступила в редакцию 25.03.2013 г

Гусев В.В., Калафатова Л.П., Олейник С.Ю. Теоретичне дослідження впливу режимів обробки на рівень вібрацій при алмазному шліфуванні тонкостінних оболонок з крихких неметалічних матеріалів

У статті представлені теоретичні дослідження впливу режимів алмазного шліфування тонкостінних оболонок обертання з ситалів, на вібрації в зоні контакту шліфувального круга і заготівки. Отримані результати дозволяють зробити висновки про чинники, керування якими дозволить понизити вібрації в зоні контакту.

Ключові слова: алмазне шліфування, ситали, тонкостінні оболонки, динаміка технологічної системи, хвилястість поверхні.

Gusev V.V., Kalafatova L.P., Oleynik S.Yu. Theoretical research of influence of cutting conditions on level of vibrations at diamond grinding of the thin-walled shells from brittle non-metal materials

The authors of the article presented the theoretical researches of influence of the cutting conditions of the diamond grinding of the thin-walled shells of glass-ceramic on vibration in the area of contact of emery wheel and bar. The results allow to draw the conclusion about factors, management of which will allow to reduce oscillation in the cutting area.

Keywords: diamond grinding, glass-ceramic, thin-walled shells, dynamics of the technological system, waviness of surface.

УДК 621.923

Ю.Г. Гуцаленко, ст. науч. сотрудник

Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»

ул. Фрунзе, 21, г. Харьков, Украина, 61002

gutsalenko@kpi.kharkov.ua

АНАЛИТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И РАБОЧИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ОПЕРАЦИЙ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ С ОПТИМАЛЬНОЙ ПОДДЕРЖКОЙ РАЗВИТОСТИ РЕЖУЩЕГО РЕЛЬЕФА

Рассматривается модель шлифования с поддержкой оптимального постоянства отношения скоростей износа режущих зерен и понижения содержащей их связки алмазного круга. Представлен теоретический анализ возможностей управления выходными технологическими показателями процесса путем регулирования величины этого отношения. В подтверждение работоспособности модели приводятся примеры из экспериментальной практики алмазно-искрового шлифования.

Ключевые слова: *шлифование, инструмент, алмаз, зерно, связка, износ, модель.*

Введение. Процесс шлифования абразивными кругами сопровождается износом зерен рабочей поверхности инструмента в контакте с обрабатываемым материалом и оккупацией стружками территории связки в межзеренном пространстве, поддержание приемистости которого к результатам последующих множественных единичных актов стружкообразования является неотъемлемой организационно-технологической задачей. Эффективные возможности решения этой задачи применительно к формообразованию токопроводных объектов предоставляют комбинированные электрохимические и электрофизические технологии алмазно-абразивной обработки кругами на металлических связках, в особенности алмазно-искровое шлифование, основанное на введении в зону резания дополнительной энергии электрических разрядов, играющих роль влиятельного фактора и в сьеме припуска на обработку с поверхности заготовки детали (катода), и, особенно, в освобождении межзеренного пространства рабочей поверхности круга от срезаемых стружек и понижении уровня связки, вскрывающем новые алмазные зерна [1].

Установление и изучение взаимосвязи между износом режущих зерен и понижением уровня связки круга, обеспечивающей прогнозируемость и стабильность во времени выходных показателей рабочего процесса в соответствии с заданными технологическими требованиями и ограничениями, а также в условиях постановки одно- или многокритериальной задачи оптимизации является актуальной задачей подготовки и организации производства.

Основные истоки и постановка задачи. В работах [2, 3] предложена [2] и получила полное кинематико-геометрическое объяснение [3] модель устойчивого во времени процесса алмазного шлифования. Основу модели составляет условие равномерного во времени износа круга при шлифовании (рисунок 1)

$$\tau = \frac{H}{V_{св}} = \frac{x}{V_{зер}} \quad (1)$$

и вытекающее из него соотношение средней скорости износа зерна $V_{зер}$ и скорости износа связки $V_{св}$ круга

$$\frac{V_{зер}}{V_{св}} = \eta, \quad (2)$$

где t – время контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом до момента его выпадения из связки круга, с; x – величина линейного износа зерна, м; H – максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга в отсчете от вершины исходного (неизношенного) максимально выступающего над уровнем связки зерна, м; $H = H_{max}/(1-\eta)$; H_{max} – максимальная (вероятностная) толщина среза, м; $\eta = x/H$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного зерна).

Условие (1) и, следовательно, вытекающее из него соотношение (2) инвариантны форме зерна, ее пространственной интерпретации (плоской, объемной).

Для понимания возможностей отражения рассматриваемой моделью [2, 3] особенностей шлифования материалов различной обрабатываемости, включая сверхтвердые, и, соответственно, уяснения геометрических условий поддержания развитости режущего рельефа шлифовального круга в эффективных рабочих процессах их обработки с управляемым дополнительным воздействием на

скорость понижения связки необходимо провести комплекс аналитических исследований и привлечь известную и, при необходимости, дополнительную экспериментальную практику для подтверждения теоретических результатов, выводов и рекомендаций.

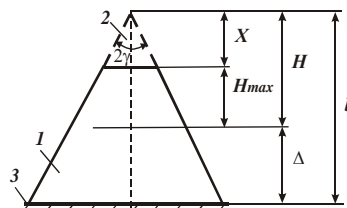


Рисунок 1 – Расчетная схема зерна рабочей поверхности круга: 1 – зерно; 2 – изношенная часть зерна; 3 – уровень связки круга

Логистика выполненного и представленного здесь исследования, следующего этой задаче, опирается на использование конусообразной модели алмазного зерна (рисунок 1), успешно апробированной многими исследованиями (например, представленными в работе [4] Ф.В. Новиковым), а также экспериментальную практику алмазно-искрового шлифования из опыта НТУ «ХПИ» (авторскую, по другим источникам из обобщающей работы [1] Н.К. Беззубенко, в том числе испытательную и внедренческую в станкоинструментальной и механообрабатывающих отраслях промышленности).

В дальнейших рассуждениях примем во внимание следующее из [4] для использования в расчетной схеме по рисунку 1 конусообразной модели зерна выражение

$$H = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta^2)}} \quad (3)$$

где 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; $V_{кр}$, $V_{дет}$ – соответственно скорости круга и детали при круглом наружном (внутреннем и плоском) шлифовании, м/с; t – глубина шлифования, м; $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – соответственно радиусы круга и детали, м.

Обобщение влияния скорости понижения уровня связки алмазного круга на показатели шлифования. В теории шлифования принято считать, что условием стабилизации во времени процесса шлифования является равенство скоростей износа зерен и связки круга $V_{св} = V_{зеп}$. В действительности, как следует из зависимости (2), стабилизировать процесс шлифования можно при условии $V_{св} > V_{зеп}$ ($0 < \eta < 1$). При условии $V_{св} = V_{зеп}$ ($h=1$) процесс резания при шлифовании неосуществим. Исключением является лишь шлифование синтетических сверхтвердых материалов, когда практически отсутствует внедрение зерен алмазного круга в обрабатываемый материал и $x \rightarrow H$, т.е. $\eta \rightarrow 1$.

С увеличением скорости износа связки $V_{св}$ безразмерный коэффициент η и величина x неограниченно уменьшаются; параметры H и H_{max} стремятся принять значение

$$H_0 = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}}$$

, а производительность обработки Q – увеличивается, рисунок 2.

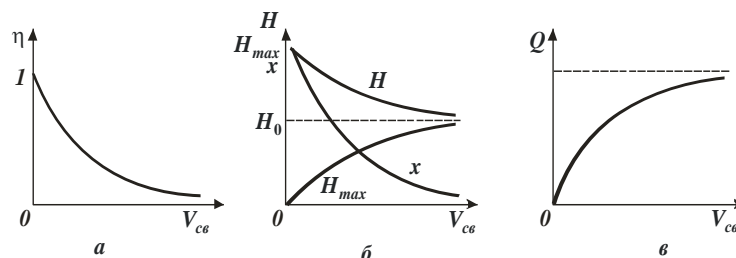


Рисунок 2 – Характер изменения безразмерного коэффициента η и параметров H, H_{max}, x, Q с изменением скорости износа связки круга $V_{св}$

Это отражает связь между скоростью износа связки $V_{св}$ и параметрами шлифования, носителем которой является безразмерный коэффициент η . Следовательно, обеспечить выполнение условия

$V_{св} > V_{зєр}$ можно, прежде всего, за счет регулирования скорости износа связки $V_{св}$, реализуя режим самозатачивания алмазного круга или применяя алмазно-искровое шлифование, позволяющее интенсифицировать процесс разрушения металлической связки круга. Из этого следует, что при алмазно-искровом шлифовании увеличение скорости износа связки круга $V_{св}$ приводит к уменьшению безразмерного коэффициента $\eta \rightarrow 0$, отражающему соответствующее уменьшение величины линейного износа зерна x круга.

Обеспечение условий высокопроизводительной обработки. Возможность увеличения объема межзеренного пространства рабочей поверхности круга глубже зоны H_{max} , потенциально предоставляемая в рабочих процессах с вводом дополнительной энергии электрических разрядов в зону резания [1], позволяет проектировать технологические процессы повышенной производительности, теоретически разрешаемой приводом станка и характеристикой алмазно-металлической композиции шлифовального круга, в том числе с повышенной концентрацией алмазов по сравнению с традиционной алмазно-абразивной обработкой в режиме самозатачивания. С учетом разделения максимальной высоты выступающих зерен над уровнем связки b на составляющие (рисунок 1) и преобразования (3) в вид с факторным участием производительности обработки Q в явном виде, имеем:

$$b = 3 \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B \cdot (1 - \eta^2)}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} + \frac{Q}{V_{дет} \cdot B} \cdot \xi, \quad (4)$$

где $Q = B \cdot V_{дет} \cdot t$ – производительность обработки, м³/с; B – ширина круга, м; ξ – коэффициент, учитывающий степень заполнения стружкой межзеренного пространства круга.

Первое слагаемое в правой части уравнения (4) определяет глубину внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга H в отсчете от вершины исходного (неизношенного) максимально выступающего над уровнем связки зерна, составляемую величиной линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна x и максимальной толщиной среза H_{max} , а второе – высоту D дополнительного межзеренного пространства круга, заполняемого образующимися стружками и другими продуктами обработки. По мере затупления зерен (увеличения безразмерного коэффициента $\eta \rightarrow 1$) при условии $b = const$ первое слагаемое увеличивается, а второе уменьшается.

Величина безразмерного коэффициента ξ зависит от обрабатываемого материала. При обработке твердых сплавов и других хрупких, относительно легко диспергируемых материалов, $\xi \approx 1$. При обработке пластичных материалов $\xi > 1$. Очевидно, что при относительно больших ξ и особенно в условиях режимного повышения производительности второе слагаемое уравнения (4) может стать его доминантой в общей величине b . Вплоть до практической неосуществимости процесса шлифования. Для эффективного ведения процесса шлифования необходимо уменьшать безразмерный коэффициент x , например, за счет частичного сгорания стружек при алмазно-искровом шлифовании, интенсифицируемого в процессах обработки с длинными тонкими срезами. Другой рекомендацией в направлении обеспечения высокопроизводительного шлифования при повышенных значениях x является увеличение зернистости круга, в особенности в сочетании (если возможно) с понижением их объемной концентрации в нем.

Повышение остроты наиболее выступающих зерен (уменьшение η), как это следует из (4), является влиятельным фактором осуществимости высокопроизводительного шлифования. Термическое разрушение поверхностного слоя металлической связки электрическими разрядами в процессе алмазно-искрового шлифования принуждает рабочую поверхность алмазного круга к обновлению с удалением наиболее затупившихся зерен, каковыми являются наиболее выступающие. При этом обеспечиваются основные условия повышения производительности обработки Q : уменьшаются безразмерные коэффициенты η и ξ , увеличивается параметр b .

Об этом же наглядно свидетельствует рассмотрение разрешения уравнения (4) относительно параметра Q для условия $\eta < 0,8$:

$$Q = \frac{V_{кр} \cdot B \cdot b^2}{\xi \cdot \left[\sqrt{\frac{1}{4 \cdot \xi \cdot (H_0 - x)^{2/3}} \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} + b} + \frac{0,5}{\xi^{1/2} \cdot (H_0 - x)^{1/3}} \cdot \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{m} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \right]^2}, \quad (5)$$

где $H_0 = 3 \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B}} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}}$.

Как следует из (5), наибольшее влияние на производительность обработки Q оказывает разность параметров $(H_0 - x)$, с уменьшением которой из-за увеличения величины линейного износа зерна x производительность обработки Q также уменьшается. Поэтому с целью увеличения Q следует уменьшать величину x и увеличивать параметр H_0 , который по физической сути определяет максимальную толщину среза неизношенными зернами круга (т.е. при шлифовании вновь заправленным кругом). Уменьшение величины x означает и уменьшение безразмерного коэффициента $\eta = x/H$.

Для случая $0,8 < \eta < 1,0$ решением уравнения (4) относительно Q является

$$Q = \frac{(b-x) \cdot V_{дет} \cdot B}{\xi} \tag{6}$$

при той же логистике повышения производительного потенциала обработки Q с ростом максимальной высоты выступания изношенных зерен над уровнем связки круга $(b-x)$, кинематического параметра $V_{дет}$ (при постоянстве B), и меньшем безразмерном коэффициенте ξ .

Ключевые зависимости для факторного анализа силы резания, шероховатости поверхности, расхода алмазов в контексте рассматриваемой модели процесса шлифования: теория и практика. Использование теоретического базиса [4] в контексте рассматриваемого здесь ключевым фактором отношения x/H позволило предложить и проанализировать математические описания составляющей силы резания P_y , параметра шероховатости обработки R_a , удельного расхода алмазов q :

$$P_y = 2,25 \cdot \left(\frac{R}{\bar{X}}\right)^2 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{m \cdot Q \cdot HV}{315 \cdot \pi}\right)^2 \cdot \frac{B \cdot \tau_{сдв}}{V_{дет} \cdot V_{кр} \cdot \rho}}, \tag{7}$$

где HV , $\tau_{сдв}$ – соответственно твёрдость (по Виккерсу) и предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²; R – радиус округления действительной (изношенной) вершины зерна, м; в оценке по вписанной сфере (окружности в диаметральной проекции), касательной площадке износа и боковой конической поверхности для модели зерна по рисунку 1:

$$R = (\sin g \cup x) / (1 - \sin g); \tag{8}$$

$$R_a = 2 \cdot \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2} \cdot \frac{4 \cdot \pi^4 \cdot \bar{X}^6 \cdot R_{дет}^2 \cdot S_{пр}^2 \cdot \rho}{tg^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot B^2}}, \tag{9}$$

где $S_{пр}$ – скорость продольной подачи, м/с;

$$q = \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{2 \cdot \pi \cdot R_{кр} \cdot B \cdot \alpha}{Q} \cdot \frac{V_{зеп}}{\left[1 - \frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot Q}{m \cdot V_{кр} \cdot B} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\left(b - \frac{Q \cdot \xi}{V_{кр} \cdot B}\right)^3}\right]} \approx \frac{\rho_a}{\rho_m} \cdot \frac{1260 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^3 \cdot R_{кр} \cdot \alpha \cdot V_{зеп}}{m \cdot V_{кр} \cdot b^3} \cdot \sqrt{\frac{\rho}{t}} \cdot \frac{1}{\eta \cdot (1-\eta)} \tag{10}$$

где ρ_a , ρ_m – соответственно плотности алмаза и обрабатываемого материала, кг/м³; α – коэффициент, учитывающий плотность наполнения связкой алмазосодержащей композиции круга в зависимости от концентрации алмазных зёрен.

Исходя из зависимости (7), наибольшее влияние на P_y оказывает соотношение R/\bar{X} или, в силу пропорциональности $R \sim x$ (8), x/\bar{X} . Для начального момента обработки можно принять $\bar{X} = 2R$. По мере износа зерна параметр R и, соответственно, P_y увеличиваются, а $\bar{X} < 2R$. Чтобы уменьшить P_y в процессе шлифования необходимо регулировать параметр R путем введения в зону резания дополнительной электрической энергии, своевременно удаляя затупившиеся зерна, т.е. поддерживая заданное значение R . Эффективно также увеличивать зернистость круга \bar{X} с целью снижения интенсивности роста параметра R , что хорошо согласуется с практикой алмазного шлифования.

Обеспечить уменьшение P_y при условии $Q = const$ можно увеличением скоростей детали $V_{дет}$ и круга $V_{кр}$, т.е. применением многопроходного высокоскоростного шлифования. Эти теоретические выводы согласуются с экспериментальными данными об уменьшении мощности шлифования N с

увеличением силы тока I (рисунок 3а), что также связано с осуществлением процесса резания более острыми зернами круга и уменьшением безразмерного коэффициента η .

Экспериментально установлено (рисунок 3б), что с увеличением силы тока I при плоском алмазно-искровом шлифовании удельный расход алмаза q и параметр шероховатости обработки R_a непрерывно увеличиваются; скорость износа связки круга V_{ce} , которая с физической точки зрения пропорциональна произведению удельного расхода алмаза q и производительности обработки Q , также увеличивается. При этом, согласно зависимости (2), безразмерный коэффициент η уменьшается. Аналогичный вывод следует из рассмотрения аналитической зависимости (9). Вместе с тем уменьшение с увеличением η входящего в зависимость (9) коэффициента $k = 5 \sqrt{\frac{(1-\eta)^4}{(1+\eta)^2}}$, особенно заметное в соответствующей решению (6) зоне $0,8 < \eta < 1,0$ (таблица 1), указывает на возможность значительного уменьшения параметра R_a за счет целенаправленного создания на зернах площадок износа, особенно в диапазоне $\eta > 0,8$.

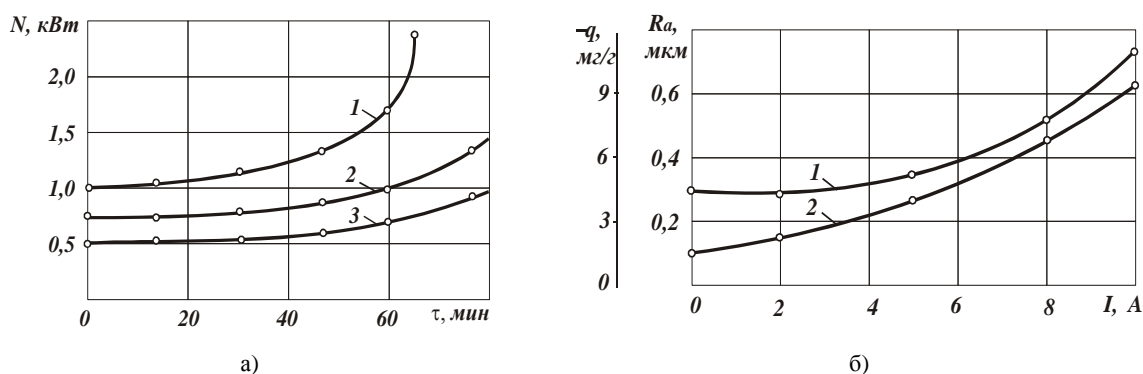


Рисунок 3 – Влияние силы тока I : а) на мощность резания N в зависимости от времени обработки τ : 1 – $I=0$; 2 – $I=5A$; 3 – $I=10A$, б) шероховатость обработанной поверхности R_a (1) и удельный расхода алмаза q (2) при шлифовании стали ХЗФ8 алмазным кругом 1А1 250х15х5 АС6 100/80 М2-01 4 с номинальной производительностью $Q=300$ мм³/мин на режимах: $V_{кр}=35$ м/с, $V_{дет}=10$ м/с, $S_{нон}=3,3$ мм/дв. ход, $t=0,018$ мм

Таблица 1 – Расчётные значения k

h	0	0,3	0,5	0,8	0,9
k	1,0	0,64	0,48	0,41	0,12

Таблица 2 – Расчётные значения h

g , град	a_z/R					
	0,04	0,01	0,2	0,3	0,5	1,0
45	0,91	0,805	0,67	0,58	0,45	0,29
60	0,78	0,6	0,43	0,33	0,23	0,13

Из рассмотрения поддерживаемой (9) в расчетной схеме по рисунку 1 аналитической связи безразмерного коэффициента η с известным соотношением a_z/R , определяющим условия стружкообразования при микрорезании отдельным зерном (где a_z - толщина среза, м; R - радиус округления вершины зерна), следует, что переходу от процесса упруго-пластического деформирования обрабатываемого материала к процессу микрорезания, осуществимому по известным данным И.В. Крагельского при условии $a_z/R > 0,04$, соответствуют определенные значения безразмерного коэффициента η , обусловленные углом заострения зерна (таблица 2). Чем больше соотношение a_z/R , т.е. чем интенсивнее процесс стружкообразования при шлифовании, тем меньше значения η и больше производительность обработки Q , исходя из уравнения (5). Наибольшему значению $\eta=0,91$ (при $\gamma=45^\circ$) соответствует наименьшее значение $a_z/R=0,04$ (таблица 2). Такое же значение η получено экспериментально (С.А. Дитиненко) при шлифовании алмазными зернами с искусственно созданными на них вершинными площадками, за счет чего удалось уменьшить параметр шероховатости обработки R_a с 2,0 до 0,1 мкм.

Общая логистика выбора оптимальных условий алмазного шлифования.

В аналитических разборах с помощью полученных теоретических зависимостей сравнительной практики производительности обработки Q , удельного расхода алмаза q , мощности шлифования N , параметра шероховатости обработки R_a при алмазном и алмазно-искровом шлифовании объединяющим общим всегда является меньшее значение безразмерного коэффициента η в технологиях с ударно-термическим разрушением связки рабочей поверхности алмазно-металлической поверхности инструмента электрическими разрядами, т.е. при алмазно-искровом шлифовании. Исходя из зависимости (2), это соответствует большей скорости износа металлической связки круга, а согласно (4) – большей производительности алмазно-искрового шлифования по сравнению с обычным алмазным.

Использование в аналитическом описании технологической себестоимости и математический анализ зависимости (10) позволяют установить экстремальный характер функции $q = q(\eta)$ с минимумом q при $\eta=0,5$ и учитывать тот факт, что в точке минимума технологической себестоимости обработки соответствующее этому минимуму значение производительности Q больше, а η – меньше, чем в точке минимума q . С учетом этого, а также представленного (4) взаимоотношения факторов Q и η , в основе расчета оптимальных параметров и прогнозирования основных показателей операций алмазного шлифования необходимо использовать оптимальное установление безразмерного коэффициента η , который определяется отношением $V_{зеп}/V_{св}$ (2). При этом предусматривается проверка допустимости взаимообусловленной значением η величины отношения a_z/R для осуществления процесса микрорезания при шлифовании с поддержкой конкретных значений η , полученных, например, исходя из минимума технологической себестоимости обработки или из условия обеспечения заданной шероховатости и т.д. При выявленном такой проверкой несоответствии значения величины отношения a_z/R допустимому проводится корректировка предварительно установленного значения η .

На основе приведенных решений в рамках разработанного подхода к осуществлению алмазного шлифования с оптимальной поддержкой развитости режущего рельефа предложена методика выбора оптимальных параметров операций алмазно-искрового шлифования, рисунок 4.

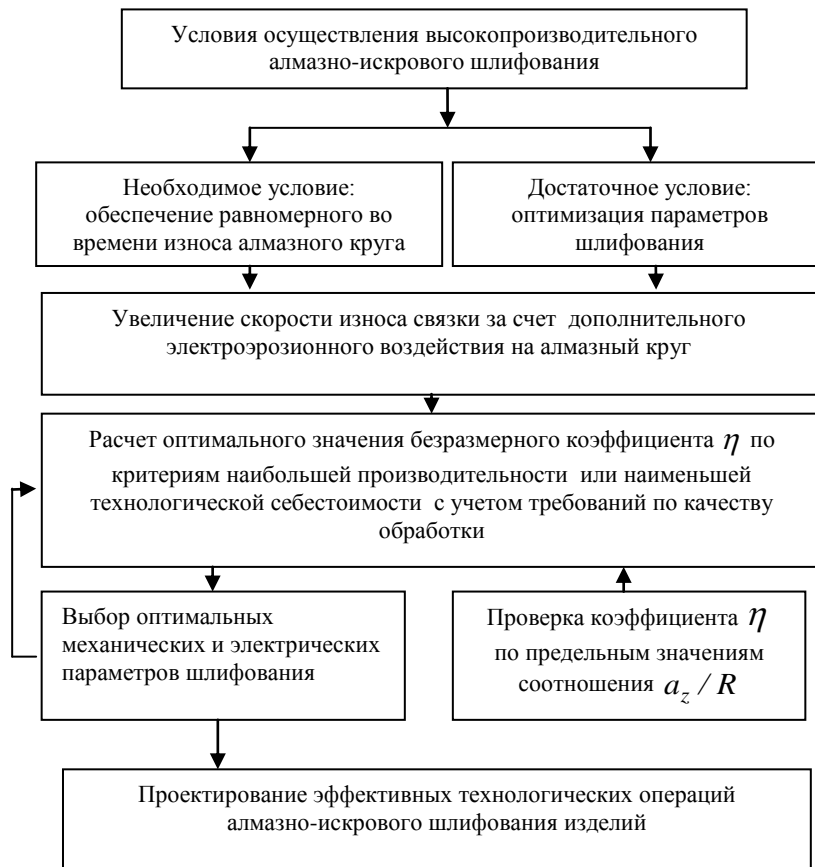


Рисунок 4 – Структурная схема выбора оптимальных условий алмазно-искрового шлифования

Выводы. Аналитическая модель шлифования с поддержкой оптимального постоянства отношения скоростей износа режущих зерен и понижения содержащей их связки алмазного круга предоставляет возможность выработки согласующихся с реальной практикой теоретических аналитико-синтетических технологических управленческих решений формирования необходимых, в том числе оптимальных выходных показателей процесса путем регулирования величины этого отношения. Метод алмазно-искрового шлифования, благодаря понижению уровня связки алмазно-металлической композиции абразивного режущего инструмента воздействием на нее электрических разрядов с управляемыми характеристиками мощности, частоты, скважности, формы (при применении промышленных широкодиапазонных генераторов электрических импульсов), обладает необходимым потенциалом для эффективного использования возможностей такого регулирования. Практика алмазно-искрового шлифования подтверждает и это, и работоспособность рассмотренного аналитического подхода к прогностическим оценкам выходных показателей процесса и оптимальному управлению их реализацией, что объективно стимулирует дальнейшие углубленные исследования в этом направлении и заслуживает расширенного внимания механообрабатывающей промышленности.

Библиографический список использованной литературы

1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. политехн. ун-т. — Харьков, 1995. — 56 с.
2. Новиков Ф.В. Разработка аналитической модели устойчивого во времени процесса алмазного шлифования // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т»: Темат. вип.: Технології в машинобуд. — Харків, 2005. — №12. — С. 51 – 63.
3. Гуцаленко Ю.Г. О взаимосвязи характеристик стабильного режущего рельефа круга и устойчивого процесса шлифования // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2006. — Вып. 70. — С. 162 – 169.
4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.02.08; 05.03.01 / Одесский гос. политехн. ун-т. — Одесса, 1995. — 36 с.

Поступила в редакцию 25.03.2013 г.

Гуцаленко Ю.Г. Аналітична модель і робочі можливості операцій алмазного шліфування з оптимальною підтримкою розвитку ріжучого рельєфу

Розглядається модель шліфування з підтримкою оптимального постійності відношення швидкостей зносу ріжучих зерен і пониження зв'язки алмазного круга, що їх містить. Представлено теоретичний аналіз можливостей управління вихідними технологічними показниками процесу шляхом регулювання величини цього відношення. На підтвердження працездатності моделі наводяться приклади з експериментальної практики алмазно-іскрового шліфування.

Ключові слова: шліфування, інструмент, алмаз, зерно, зв'язка, знос, модель.

Gutsalenko Yu.G. Influence of cutting speed on consumption of diamonds when diamond-spark grinding

The tool wear in diamond grinding of hard materials with a range of different speeds and depths of cutting under the introduction to the cutting area of electrical discharges is investigated. Ascertained tendency of the increasing of specific diamond waste under increased cutting speed in ordinary speed range coincides with the predicted behavior of a binder in diamond-metal composition of grinding wheel in high-speed machining.

Keywords: grinding, speed, tool, availability, diamond, wear.

УДК 621.9

Э.Ш. Джемилов, канд. техн. наук,

М.Л. Шабдинов, канд. пед. наук

*Республиканское высшее учебное заведение «Крымский инженерно-педагогический университет»,
ул. Севастопольская, пер. Учебный, 8, г. Симферополь, Украина, 95015*

csepu@gala.net

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА С ДЕТАЛЬЮ ПРИ РАЗВЕРТЫВАНИИ ОТВЕРСТИЙ

В статье рассматриваются процессы контактного взаимодействия рабочей поверхности инструмента с деталью при развертывании и влияние экологически безопасных СОТС на качество поверхности отверстия.

Ключевые слова: *развертывание, контактные нагрузки, прямолинейность образующей, округлость, шероховатость обработанной поверхности.*

Точность обработки поверхностей изделия влияет на его функциональные и эстетические качества. Вопросы оптимизации обработки деталей в течение длительного периода времени привлекают внимание исследователей и производителей. Обработка отверстий занимает важное место в машиностроении и по объему не уступает процессам обработки наружных поверхностей. Кроме того, обработка точных отверстий относится к числу наиболее трудоемких и сложных процессов, что обусловлено более тяжелыми условиями протекания процесса, меньшей жесткостью режущих инструментов. При этом необходимо обеспечивать не только точность размера и формы, но также точность положения оси обрабатываемого отверстия относительно наружной поверхности [1]. Выявление возможностей и необходимых условий по уменьшению технологического наследования исходных погрешностей оказывают решающее влияние на точность, и производительность при чистовой обработке отверстий, а также на последующую надежность работы деталей в узле машины. Проблемные задачи повышения точности, виброустойчивости и производительности обработки отверстий мерными концевыми инструментами решаются путем управления перемещениями инструмента в плоскости, перпендикулярной его оси за счет оптимизации конструктивных параметров, ориентации колебательной системы, режимов резания и применения экологически безопасных СОТС. Последнее тесно связано с размерной точностью, качеством поверхности, себестоимостью и производительностью обработки отверстий [1].

Наибольшее распространение при обработке точных отверстий диаметров получили внутреннее шлифование, протягивание и развертывание. Внутреннее шлифование и протягивание отверстий малых диаметров относятся к числу дорогостоящих операций. Кроме того, эти виды обработки трудно применять при обработке крупных громоздких деталей с глубокими, ступенчатыми и глухими отверстиями. Поэтому, основным методом при обработке точных отверстий малых диаметров, часто применяется операция развертывания, выполняемые в сочетании со сверлением и зенкерованием.

Установившаяся конструкция инструмента, освоенная технология его изготовления, возможности использования на различных станках и различных типах производства, практическая незаменимость при получении глухих и ступенчатых отверстий (особенно малых диаметров) в громоздких деталях и др., предопределили широкое применение процесса развертывания, как финишной операции.

Имеется ряд опубликованных работ [2, 3], посвященных исследованию процесса развертывания отверстий. В этих работах освещены основные положения данной технологической операции, т.е. рассмотрены вопросы резания, явления при стружкообразовании, возникающие усилия, износ и стойкость инструмента, изучено влияние геометрических параметров разверток, их крепление, характеристики применяемых режимов резания, СОТС и их влияние на процесс резания.

Как показал анализ, точность отверстий, обработанных развёртками, на многих машиностроительных заводах не удовлетворяет предъявляемым к ним требованиям. При обработке развёртками отверстий высокой точности наиболее часто приходится сталкиваться с такими погрешностями:

- 1) некруглость (огранка) отверстий;
- 2) большая шероховатость обработанной поверхности;
- 3) разбивание или усадка отверстий.

Одним из перспективных направлений в области исследования и научного прогнозирования повышения качества обработки развертыванием отверстий является разработка вопросов механики контактного взаимодействия инструмента с деталью.

Анализ существующих моделей, предложенных А.С. Ахматовым, Ф. Лингом, Н.Б. Демкиным, А.П. Соколовским, К.В. Вотиновым и Г.Е. Чихладзе, показал, что изучение контактного взаимодействия

інструмента з поверхню обрабатываемого отворстия является актуальной задачей, решение которой позволит выработать рекомендации по усовершенствованию процесса развертывания и обеспечить качество обработки.

Для определения контактных нагрузок при развертывании отворстия воспользуемся методикой [4].

С учетом анализа существующих измерительных установок и методики исследования механики взаимодействия инструмента с деталью в процессе развертывания отворстий была определена схема измерения контактных нагрузок на рабочей поверхности развертки при его взаимодействии с обрабатываемой деталью.

С целью получения объективных данных и снижения погрешностей разработанная схема максимально приближена к процессу резания.

Схема установки для измерения контактных нагрузок, представлена на рисунке 1.

Поверхность режущего лезвия развертки находится в контакте с образующей отворстия исследуемой детали, закрепленной неподвижно. На внешней поверхности детали наклеены тензорезисторы. На развертку прикладывается нагрузка P , которая распределяется на поверхности режущего лезвия. Тензорезисторы меняют сопротивление в зависимости от деформации поверхности детали. Это изменение передается на тензометрическую станцию ТС-8 и ПК.

Полученная информация обрабатывается специальной программой и затем строится эпюра контактных нагрузок.

По разработанной схеме была изготовлена экспериментальная установка, позволяющая определять контактные нагрузки на поверхности режущего лезвия развертки при ее взаимодействии с заготовкой (рисунок 2).

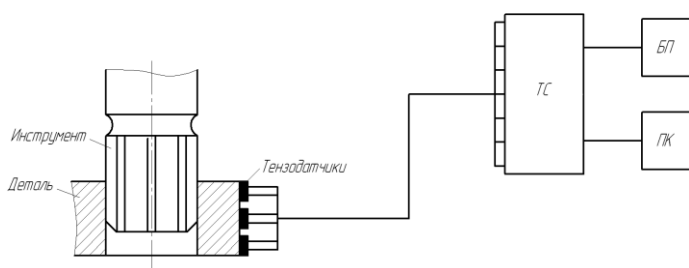


Рисунок 1 – Схема измерения контактных нагрузок при развертывании отворстия



Рисунок 2 – Установка для определения контактных нагрузок

Для проведения исследований контактного взаимодействия режущей поверхности с цилиндрическим отворстием в качестве оборудования использовался радиально-сверлильный станок мод. 2К522 (рисунок 3).



Рисунок 3 – Радиально-сверлильный станок модели 2К522



Рисунок 4 – Развертка шинная

В качестве материала при проведении экспериментов была использована сталь 45 (НВ 229) по ГОСТ 1050–88.

Применяемый режущий инструмент – развертка машинная из стали Р6М5 (рисунок 4) (ø33,4 мм – для развертывания отверстия в среде минерального масла И-20, ø33,6 мм – для развертывания в среде подсолнечного масла, ø33,8 мм – для развертывания в среде животного жира).

Режимы резания соответствовали производственным для черного развертывания: частота вращения шпинделя – 500 об/мин, подача шпинделя – 0,32 мм/об.

Для исследования качества цилиндрического отверстия, обрабатываемого методом развертывания, был составлен следующий план проведения экспериментов:

1. По схеме, представленной на рисунке 1, исследовать характер распределения контактных нагрузок на поверхности режущего лезвия развертки при обработке в среде минерального масла И-20, в среде подсолнечного масла и в среде животного жира.

2. Провести обработку полученных результатов и построить эпюры контактных нагрузок.

3. На основе анализа эпюр контактных нагрузок выработать рекомендации к использованию СОТС, способствующих повышению качества обработки отверстий развертыванием.

4. Исследовать влияние СОТС (минерального масла И-20, подсолнечного масла и животного жира) на качество обрабатываемого отверстия (отклонения от круглости, прямолинейности образующей, шероховатость).

Определение контактных нагрузок при взаимодействии режущего лезвия развертки с поверхностью отверстия проводилось следующим образом: сигнал, выдаваемый каждым из 3-х тензодатчиков в зависимости от приложенной нагрузки, поступал на тензостанцию ТС-8 и записывался одновременно.

После обработки сигнала с 3-х тензодатчиков были получены значения контактных нагрузок (таблица 1) и построены эпюры их распределения на поверхности режущего лезвия развертки (рисунок 5 – 7).

Таблица 1 – Значения контактных нагрузок на поверхности режущего лезвия развертки

Обрабатываемый материал	Припуск на диаметр (t), мм	Длина образующей (L), мм	Линейно распределенная нагрузка (p _y), МПа		
			В среде минерального масла И-20	В среде подсолнечного масла	В среде животного (свиного) жира
Сталь 45	0,2	5	21,02757	19,26018	9,122463
		15	64,2558	42,08668	27,00022
		25	-11,1537	-4,7576	-4,28845



Рисунок 5 – Эпюра линейно распределенной нагрузки вдоль режущего лезвия развертки при применении в качестве СОТС минерального масла И-20

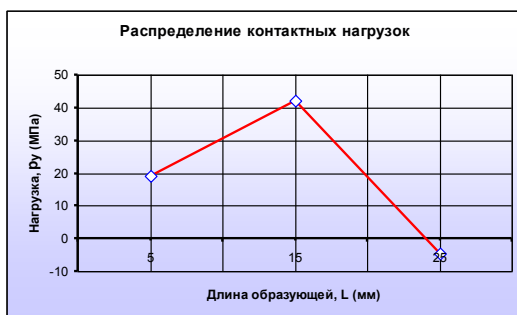


Рисунок 6 – Эпюра линейно распределенной нагрузки вдоль режущего лезвия развертки при применении в качестве СОТС подсолнечного масла



Рисунок 7 – Эпюра линейно распределенной нагрузки вдоль режущего лезвия развертки при применении в качестве СОТС животного (свиного) жира

Из эпюр линейного распределения контактных нагрузок (рисунок 5 – 7) видно, что значения p_y уменьшаются, по отношению к развертыванию в среде минерального масла И-20, при применении подсолнечного масла в 1,5 раза, а животного (свиного жира) – в 2,3 раза.

После развертывания были проведены измерения (таблица 2) отклонений от круглости цилиндрического отверстия в поперечном сечении. По полученным результатам построены круглограммы, характеризующие отклонения от круглости цилиндрических отверстий (рисунок 8).

Таблица 2 – Результаты измерения отклонений от круглости цилиндрического отверстия

Градус, (°)	Исходный диаметр отверстия, мм	Диаметр отверстия после обработки, мм		
		В среде минерального масла И-20	В среде подсолнечного масла	В среде животного (свиного) жира
1	2	3	4	5
0	33,2	33,4	33,6	33,8
10	33,21	33,39	33,6	33,8
20	33,2	33,4	33,59	33,79
30	33,2	33,4	33,59	33,79
40	33,2	33,39	33,59	33,79
50	33,2	33,38	33,59	33,78
60	33,2	33,39	33,58	33,78
70	33,19	33,4	33,58	33,78
80	33,2	33,4	33,59	33,78
90	33,19	33,4	33,58	33,78
100	33,19	33,41	33,58	33,79
110	33,2	33,42	33,59	33,79
120	33,19	33,42	33,6	33,8
130	33,19	33,42	33,6	33,8
140	33,19	33,41	33,59	33,8
150	33,19	33,41	33,6	33,81
160	33,2	33,41	33,6	33,81
170	33,19	33,41	33,61	33,81
180	33,19	33,42	33,61	33,82
190	33,2	33,42	33,61	33,82
200	33,2	33,4	33,6	33,81
210	33,2	33,4	33,6	33,81
220	33,2	33,4	33,59	33,8
230	33,19	33,41	33,59	33,8
240	33,19	33,4	33,59	33,8
250	33,19	33,41	33,6	33,8
260	33,18	33,42	33,61	33,79
270	33,18	33,42	33,61	33,79
280	33,19	33,42	33,61	33,79
290	33,19	33,4	33,6	33,8
300	33,19	33,41	33,59	33,8
310	33,21	33,41	33,59	33,81
320	33,2	33,42	33,6	33,81
330	33,2	33,4	33,61	33,81
340	33,2	33,41	33,6	33,8
350	33,2	33,4	33,6	33,8

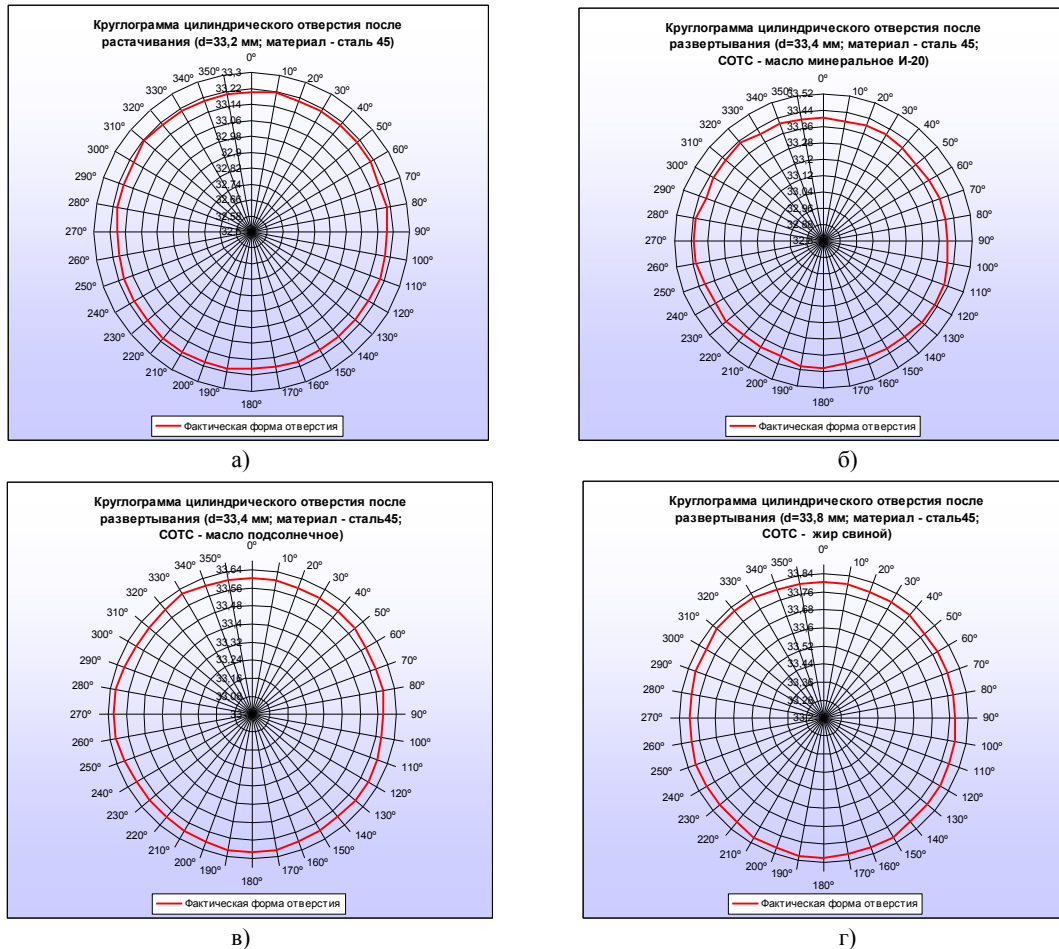


Рисунок 8 – Отклонение от круглости цилиндрического отверстия:

- а) после растачивания; б) после развертывания с СОТС – масло минеральное И-20;
- в) после развертывания с СОТС – масло подсолнечное; г) после развертывания с СОТС – жир свиной

Круглограммы, представленные на рисунке 8, показывают, что уменьшение величины контактных нагрузок при применении различных СОТС не приводит к изменению точности формы развертываемого отверстия.

Результаты измерений прямолинейности образующей до и после обработки развертыванием в различных условиях приведены в таблице 3.

Таблица 3 – Результаты измерения отклонений прямолинейности образующей цилиндрического отверстия до и после обработки развертыванием

Длина образующей, мм	Отклонение, мм			
	После растачивания	После развертывания в среде СОТС		
		Масло минеральное И-	Масло подсолнечное	Жир свиной
5	0	0	0	0
10	0,01	-0,02	0,02	-0,01
15	0	-0,02	0,01	0
20	0,02	-0,01	0,01	0
25	0	-0,02	0	0,01
30	-0,01	-0,01	-0,01	0,01
35	0,01	0	-0,01	0,01

По полученным результатам отклонений прямолинейности образующей, измеренных в 7 точках, с шагом 5 мм, построены фактические линии образующей цилиндрического отверстия (рисунок 9).

Экспериментальные линии прямолинейности образующей показывают, что наилучший результат получен при разворачивании с применением в качестве СОТС свиного жира.

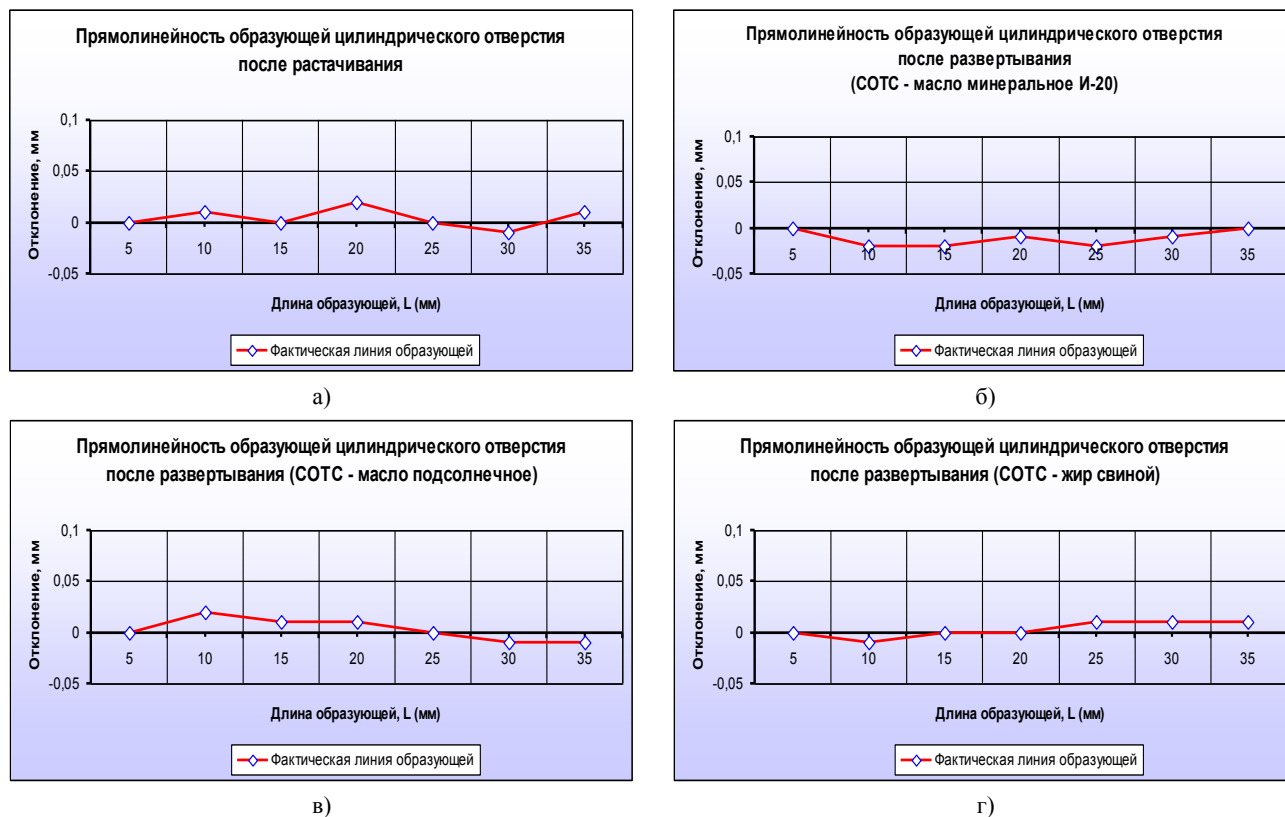


Рисунок 9 – Отклонение прямолинейности цилиндрического отверстия:

а) после растачивания; б) после разворачивания с СОТС – масло минеральное И-20;
в) после разворачивания с СОТС – масло подсолнечное; г) после разворачивания с СОТС – жир свиной

Параметры шероховатости определялись на портативном профилометре TR200 с программным обеспечением. В таблице 4 приведены результаты проведенных исследований партии деталей из 20 штук. Измерения производились в 4 участках вдоль образующей цилиндрического отверстия: I участок – на расстоянии 5 мм от торца отверстия; II участок – 15 мм; III участок – 25 мм; IV участок – 35 мм.

Таблица 4 – Величина шероховатости вдоль образующей цилиндрического отверстия

Инструмент	СОТС	Шероховатость (Ra), мкм			
		Участок			
		I	II	III	IV
Резец расточной	После растачивания	2,917	2,553	2,384	2,347
Развертка машинная	Масло минеральное И-20	1,419	1,283	1,258	0,923
	Масло подсолнечное	1,254	1,137	1,042	0,852
	Жир свиной	1,093	1,000	0,985	0,831

На основании полученных данных построены графики шероховатости вдоль образующей цилиндрического отверстия (рисунок 10).

Результаты шероховатости, представленные на рисунке 10, показывают, что предлагаемые экологически безопасные СОТС при разворачивании создают благоприятные условия для уменьшения величины микронеровности поверхности образующей цилиндрического отверстия.

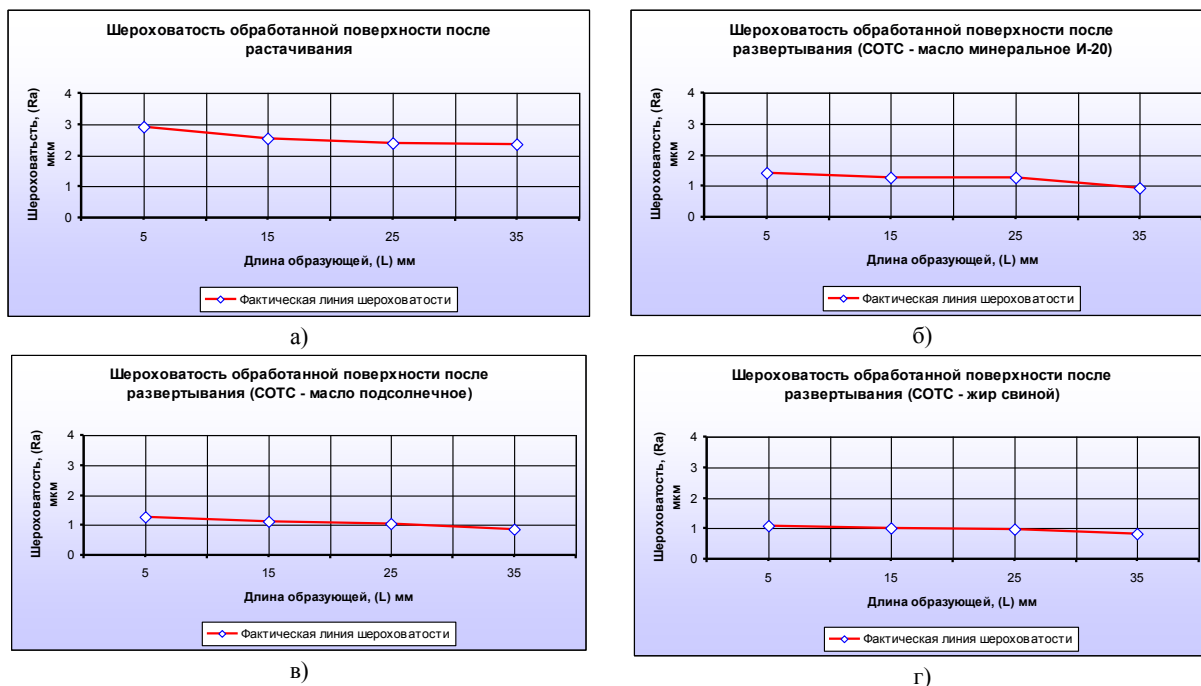


Рисунок 10 – Шероховатость поверхности вдоль образующей цилиндрического отверстия:

- а) после растачивания; б) после развертывания с СОТС – масло минеральное И-20;
 - в) после развертывания с СОТС – масло подсолнечное; г) после развертывания с СОТС – жир свиной
- По полученным результатам исследований можно сделать следующие выводы:

- характер распределения контактных нагрузок на рабочей поверхности развертки показывает, что применение экологически безопасных СОТС при развертывании приводит к повышению качества поверхности цилиндрического отверстия.
- отклонение от круглости не изменяется и находится в пределах допуска, в независимости от применяемого СОТС;
- отклонение прямолинейности незначительно уменьшается при применении в качестве СОТС животного (свиного) жира;
- параметры шероховатости вдоль образующей цилиндрического отверстия составили: с маслом минеральным И-20 – $Ra = 0,923 \div 1,419$ мкм; с маслом подсолнечным – $Ra = 0,852 \div 1,254$ мкм; с животным (свиным) жиром – $Ra = 0,831 \div 1,093$ мкм.

Библиографический список использованной литературы

1. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий / Ю.П. Холмогорцев — М.: Машиностроение, 1984. — 184 с.
2. Белоус Ю.Д. Исследование процесса развертывания отверстий в заготовках из мягких углеродистых сталей: дис. ... канд. техн. наук / Белоус Ю.Д. — УПИ, Свердловск, 1973.
3. Железнов Г.С. Влияние погрешности установки развертки на точность обработки / Г.С. Железнов, С.А Сингеев // Станки и инструмент. — 1982. — № 9.— С. 25 – 26.
4. Джемилев Э.Ш. Определение контактных давлений при хонинговании конических отверстий / Э.Ш. Джемилев, Н.А. Иззетов, Ю.А. Цеханов, Ф.Я. Якубов // Научный журнал ВАК «Вісник Хмельницького національного університету». — Хмельницк, 2006. — Вып.6. — С. 14 – 17.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Джемилев Є.Ш. Дослідження контактної взаємодії інструменту з деталлю при розгортанні отворів

У статті розглядаються процеси контактної взаємодії робочої поверхні інструменту з деталлю при розгортанні і вплив екологічно безпечних МОТС на якість поверхні отвору.

Ключові слова: розгортання, контактні навантаження, прямолінійність утворюючої, округлість, шорсткість обробленої поверхні.

Dzhemilov E.Sh. The research of the contact interaction of the tool with a part in the deployment of holes

The article considers the processes of contact interaction of the working surface of the instrument with a part in the deployment and the impact of environmentally safe LCTT on the surface holes' quality.

Keywords: deployment, contact load, straightforwardness of generatrix, roundedness, roughness of the trimmed surface.

УДК 621.7.012

В.Л. Доброскок, профессор, д-р техн. наук,

*Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»,
ул. Фрунзе, 21, г. Харьков, Украина, 61002,
omsroot@kpi.kharkov.ua*

А.Н. Шпилька, ст. преподаватель

*Полтавский национальный технический университет имени Юрия Кондратюка,
Первомайский проспект 24, г. Полтава, Украина, 36011,
vstup@pntu.edu.ua*

РЕГУЛИРОВАНИЕ ВИБРАЦИЙ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ ПУТЕМ ФОРМИРОВАНИЯ РАЦИОНАЛЬНОГО ПРОДОЛЬНОГО ПРОФИЛЯ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГОВ

Рассмотрены особенности колебательных процессов, протекающих при алмазном шлифовании труднообрабатываемых материалов. Предложена схема мехатронного устройства для снижения вибраций при алмазном шлифовании кругами на токопроводящих связках путем формирования рациональной продольной волнистости на рабочей поверхности инструмента.

Ключевые слова: электроэрозионное шлифование, продольный профиль, снижение вибраций.

Постановка проблемы. Абразивно-алмазная обработка труднообрабатываемых материалов широко применяется как на промежуточных, так и окончательных стадиях изготовления деталей ответственного назначения. На современном этапе она характеризуется поиском путей повышения производительности и экономичности процесса, качества и точности обрабатываемых деталей. Одним из факторов, в значительной мере определяющим эффективность процесса шлифования, является его вибрационная стабильность. Вопросы повышения вибрационной стабильности приобретают особую важность в связи с развитием гибких автоматизированных производств в условиях безлюдной технологии. В инструментальном производстве развивается новая тенденция – разработка электромеханических устройств и технологического оборудования, которые по своим характеристикам и функциональным возможностям будут соответствовать современной компьютерной технике [1].

Анализ последних исследований и публикаций. Стабильность процесса шлифования определяется постоянством выходных показателей обработки деталей в период всего времени работы. Одним из основных требований, обеспечивающих стабильность, является высокая режущая способность алмазных кругов. Она может обеспечиваться за счет управления режущим рельефом путем дозированного воздействия на связку круга в процессе шлифования. Это создает предпосылки для работы круга в режиме эквивалентном режиму самозатачивания при отсутствии непосредственного контакта связки с обрабатываемым материалом, что позволяет снизить силы резания и температуру шлифования. Однако в большинстве случаев самозатачивание круга является недостаточным для проведения высокопроизводительной обработки, так как не сохраняется геометрическая форма его рабочей поверхности. Вибрационная стабильность процесса шлифования зависит от сохранения кругом требуемого продольного профиля рельефа рабочей поверхности. Самопроизвольное возникновение волн на рабочей поверхности круга приводит к резкому ухудшению выходных показателей процесса шлифования [2]. С появлением волнистости повышаются вибрации системы резания, происходит ускоренный износ круга и ухудшается качество обработки деталей, особенно режущих кромок инструмента. При дальнейшем шлифовании высота волнистости увеличивается, достигая значений, определяемых амплитудно-частотной характеристикой системы резания.

Формулирование целей статьи. С учетом значимой корреляции между параметрами волнистости продольного профиля круга и колебаниями упругой системы резания возникают предпосылки разработки способа шлифования с направленным формированием рельефа рабочей поверхности инструмента [2] с параметрами, обеспечивающими снижение вибраций и непрерывное поддержание его режущих свойств.

Изложение основного материала. В качестве метода формообразования рабочей поверхности круга выбрано электроэрозионное разрушение металлической связки круга [3] по совмещенной схеме шлифования [2].

Рассмотрим вынужденные колебания линейной системы с одной степенью свободы и линейным трением, происходящие от действия силового возмущения вызванного пульсацией нормальной составляющей силы резания по гармоническому закону. Коэффициент динамичности системы μ , показывает во сколько раз амплитуда вынужденных колебаний при гармонической возмущающей силе

больше статического отклонения системы [4]. При подстановке параметров процесса шлифования в решение дифференциального уравнения зависимость μ имеет следующий вид:

$$\mu = \left\{ \left[1 - \left(\frac{V_K}{t_B f_C} \right)^2 \right]^2 + \left(\frac{\lambda}{\pi t_B f_C} \right)^2 \right\}^{-\frac{1}{2}}, \quad (1)$$

где V_K – скорость вращения круга, м/с; t_B – шаг волнистости продольного профиля рельефа рабочей поверхности, м; f_C – собственная частота колебаний системы, Гц; λ – логарифмический декремент колебаний, характеризующий интенсивность их затухания.

Анализ приведенной зависимости $\mu=f(f_C, \lambda)$ в диапазонах $f_C = 50 \dots 500$ Гц и $\lambda/\pi = 0,1 \dots 0,5$ показывает, что шаг волнистости t_B существенно влияет на коэффициент динамичности, а следовательно и на амплитуду колебаний системы (рисунок 1).

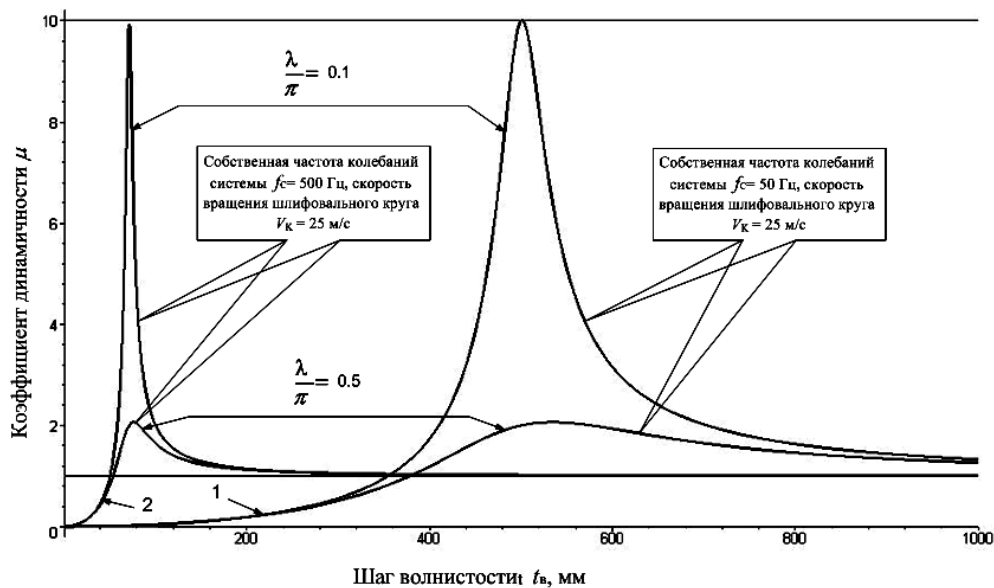


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента динамичности от шага волнистости продольного профиля рельефа рабочей поверхности круга

Уменьшение t_B в 10 раз ведет к уменьшению μ в 100 и более раз. Таким образом, при неизменной жесткости системы резания, обеспечив на рабочей поверхности круга волнистость с достаточно малым шагом t_B и уменьшив амплитуду пульсации нормальной составляющей силы резания, можно достичь существенного снижения амплитуды вибраций.

В процессе исследований был предложен способ снижения амплитуды колебаний системы резания, путем формирования заданной волнистости продольного профиля шлифовального круга. Рациональный шаг волнистости при заданных режимах шлифования должен обеспечивать дополнительную пульсацию возбуждающей силы с частотой, превышающей частоту собственных колебаний системы.

Для реализации предлагаемого подхода разрабатывается мехатронная система регулирования рационального продольного профиля рабочей поверхности кругов на токопроводящих связках. Блок-схема системы представлена на рисунке 2.

Шлифовальный круг электрически изолирован от станка. В процессе обработки в зону резания подается СОЖ. С источника импульсного тока подается напряжение между шлифовальным кругом и обрабатываемой токопроводной деталью. При этом происходит электроэрозионное воздействие на металлическую связку круга и деталь. Модулем измерения вибраций фиксируются амплитуда и частота колебаний шлифовального круга и генерируется аналоговый сигнал, который после оцифровки АЦП-ЦАП преобразователем m-DAQ12/DAC, посылается на компьютер и анализируется специальным программным модулем. Если значения величин амплитуды и частоты колебаний выходят за границы заданного диапазона, то программа генерирует управляющий цифровой сигнал, который с помощью m-DAQ12/DAC преобразуется в аналоговый. Он корректирует работу генератора для изменения силы тока и частоты управляющих импульсов. Модуль синхронизации обеспечивает заданное соотношение частоты подачи управляющих импульсов и вращения круга для достижения необходимого шага

волнистости продольного профиля. Уровень электроэрозионного воздействия на связку шлифовального круга должен обеспечивать значимую для влияния на колебательную систему резания высоту волнистости профиля и подбирается экспериментально.

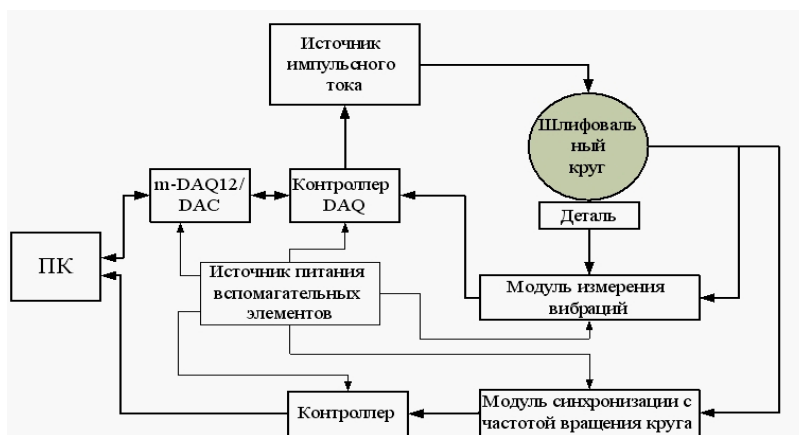


Рисунок 2 – Блок-схема мехатронной системы регулирования колебаний при шлифовании

На технические решения для реализации рассмотренного подхода получен патент Украины на полезную модель №70110.

Выводы. Формирование рациональной волнистости продольного профиля алмазных кругов создает предпосылки к снижению амплитуды колебаний системы резания. Это позволит повысить стабильность процесса шлифования, уменьшить износ инструмента, повысить размерную точность и качество поверхностного слоя обработанных деталей. Существующий уровень мехатроники позволяет реализовать задачу автоматического регулирования рационального уровня вибраций для заданных условий алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов.

Библиографический список использованной литературы

1. Новиков Н.В. Проблемы производственной и социальной восприимчивости высоких технологий в области инструментального производства / Н.В. Новиков // Инструментальный світ. — 2003. — №4 (20). — С. 4 – 6.
2. Доброскок В.Л. Научные основы формирования рабочей поверхности кругов на токопроводящих связках в процессе шлифования: дис ... докт. техн. наук: 05.03.01. — Харьков, 2001. — 447 с.
3. Лавриненко В.И. Особенности шлифования кругами из сверхтвердых материалов при дополнительном электрофизическом воздействии на контактные поверхности круга и детали / В.И. Лавриненко, И.В. Лещук, О.О. Пасичный, А.А. Девичкий, В.В. Смоквина // Инструментальный світ. — 2012. — №1 (53). — С. 36 – 41.
4. Доброскок В.Л. Влияние продольного профиля круга на характер динамических явлений при шлифовании / В.Л. Доброскок // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.техн. сборник. — Харьков, 1998. — Вып. 52. — С. 234 – 236.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Доброскок В.Л., Шпилька А.М. Регулювання вібрацій при шліфуванні важкооброблюваних матеріалів шляхом формування раціонального поздовжнього профілю робочої поверхні кругів

Розглянуті особливості коливальних процесів, що протікають при алмазному шліфуванні важкооброблюваних матеріалів. Запропонована схема мехатронного пристосування для забезпечення зниження коливань при алмазному шліфуванні кругами на струмопровідних зв'язках шляхом формування раціональної поздовжньої хвилястості на робочій поверхні інструмента.

Ключові слова: електроерозійне шліфування, поздовжній профіль, зниження коливань.

Dobroskok V.L., Shpilka A.N. Regulation of vibrations at grinding the hard machined materials by formation of rational longitudinal profile of working wheels' surface

Peculiarities of oscillatory processes taking place at diamond grinding of the **hard machined** materials have been considered here. The diagram of the mechatronic application which is to provide vibrations decreasing at diamond grinding with wheels on conductive sheaves by way of formation of rational longitudinal sinuosity on a tool working surface is proposed.

Keywords: electroerosive grinding, longitudinal profile, lowering of vibrations.

УДК 621.9.048

А.С. Зувев, аспирант,

И.М. Левинская, аспирант,

С.Н. Ясуник, доцент, канд. техн. наук

Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля,

кв. Молодежный, 20-а, г. Луганск, Украина, 91034

tm@snu.edu.ua

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОДУКТИВНОСТИ ТУРБОАБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ В УСТАНОВКАХ С ДОПОЛНИТЕЛЬНЫМ ТРУБОПРОВОДОМ

В статье описан способ повышения продуктивности турбоабразивной обработки сложнопрофильных деталей и деталей, частично погруженных в псевдооживленный слой. Приведены результаты измерения количества частиц гетерогенной струи, проходящей через дополнительный трубопровод, в зависимости от диаметра трубопровода и расстояния от его входного устройства до газораспределительной решетки.

Ключевые слова: абразив, турбоабразивная обработка, продуктивность, дополнительный трубопровод, гетерогенные струи.

Вопросы финишной обработки сложнопрофильных деталей в настоящее время являются актуальными. Применение для них классических методов финишной обработки практически невозможно, поэтому большое распространение получили методы обработки деталей свободными абразивами. Одним из таких методов является метод обработки деталей псевдооживленным слоем абразива – турбоабразивная обработка (ТАО), который заключается в создании кипящего (псевдооживленного) абразивного слоя, в который погружают обрабатываемую заготовку, вращающуюся либо имеющую какое-либо другое сложное движение. Использование кипящего слоя абразивных зерен как своеобразного режущего инструмента, обладающего высокой степенью текучести, может обеспечить обработку сложнопрофильных поверхностей за счет контакта инструмента с поверхностью сложной формы.

Кипящий слой абразивных зерен создают следующим образом: в емкость чаще всего цилиндрической или прямоугольной формы, дном которой служит специальная газораспределительная решетка, насыпают слой абразивных зерен. Затем через решетку подают снизу вверх поток воздуха, при определенной скорости которого происходит уравнивание твердых частиц силой гидродинамического давления, при этом слой расширяется, становится вязким и текучим [1]. При дальнейшем увеличении скорости воздушного потока зерна начинают совершать пульсационные перемещения в вертикальном и горизонтальном направлениях, интенсивно перемешиваясь вследствие турбулентности воздушного потока.

В настоящее время также актуальной является проблема интенсификации ТАО. Основными направлениями в решении этой проблемы является снижение энергетических затрат на осуществление технологического процесса и сокращение его продолжительности (не в ущерб качеству готовой детали).

Интенсифицировать процесс ТАО можно путем повышения окружной скорости вращения детали, увеличения зернистости абразивного материала и так далее.

Еще одна группа методов интенсификации объединяет способы, в основе которых лежат механические и гидродинамические способы воздействия на псевдооживленную среду и обрабатываемую деталь, с целью разрушения воздушной прослойки, создаваемой возле поверхности вращающейся заготовки, а также усиления интенсивности движения абразивных частиц, насыщения частицами воздушных полостей, контактирующих с обрабатываемой деталью [2].

Одним из таких способов является внедрение в псевдооживленную среду вертикальной трубки, оснащенной входным устройством на нижнем конце. Авторы [3] заметили, что в середине трубки, погруженной в псевдооживленный слой, дисперсная среда поднимается выше, чем за ее пределами. Процессы, которые происходят в трубке, объясняются тем, что под входным устройством, помещенным в псевдооживленный слой, создается газовая область повышенного давления. Связав эту область трубопроводом с надслоевым пространством, можно наблюдать интенсивное отведение газа из-под входного устройства в псевдооживленном слое. Этот газ увлекает за собой большое количество частиц, то есть создается подача гетерогенных струй.

Этот способ интенсификации дает возможность обрабатывать крупногабаритные детали, погружение которых целиком в псевдооживленный слой невозможно, или деталей, имеющих «затененные» области (области, в которые не попадает достаточное для обработки количество абразивных частиц) (рисунок 1) [4].

Следует отметить, что круг вопросов, связанных с эффективностью использования такого рода дополнительных вспомогательных устройств с точки зрения повышения эффективности процесса обработки деталей псевдооживленным слоем абразива, рассмотрен в очень ограниченном количестве исследований.

В этой связи проведение исследований по изучению влияния введения в установку дополнительных трубопроводов в виде полых трубок на продуктивность ТАО, по нашему мнению, представляет практический и теоретический интерес.

Целью данной статьи является исследование продуктивности обработки деталей ТАО в установках с дополнительными трубопроводами. В данном исследовании необходимо оценить массовый расход абразива, транспортируемого через трубопровод, в зависимости от таких его параметров, как внутренний диаметр, а также расстояние его входного устройства до газораспределительной решетки.

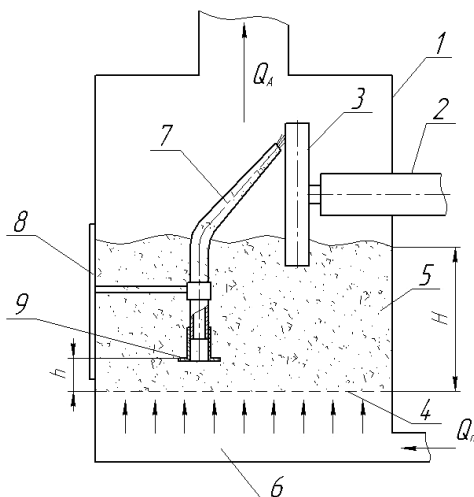


Рисунок 1 – Устройство для обработки деталей ТАО [4]:

- 1 – рабочая камера; 2 – шпиндель; 3 – обрабатываемая деталь; 4 – газораспределительная решетка; 5 – псевдооживленный слой абразива; 6 – воздухоподающая камера; 7 – трубопровод; 8 – механизм перемещения трубопровода; 9 – входное устройство

Для проведения данных исследований в НИЛ «ОСА» Восточноукраинского национального университета имени Владимира Даля был изготовлен экспериментальный стенд ТУ-9 (рисунок 2), который представляет собой рабочую камеру в виде прямоугольного параллелепипеда, три стенки которой изготовлены из органического стекла, с целью визуального наблюдения за процессами, происходящими в камере.

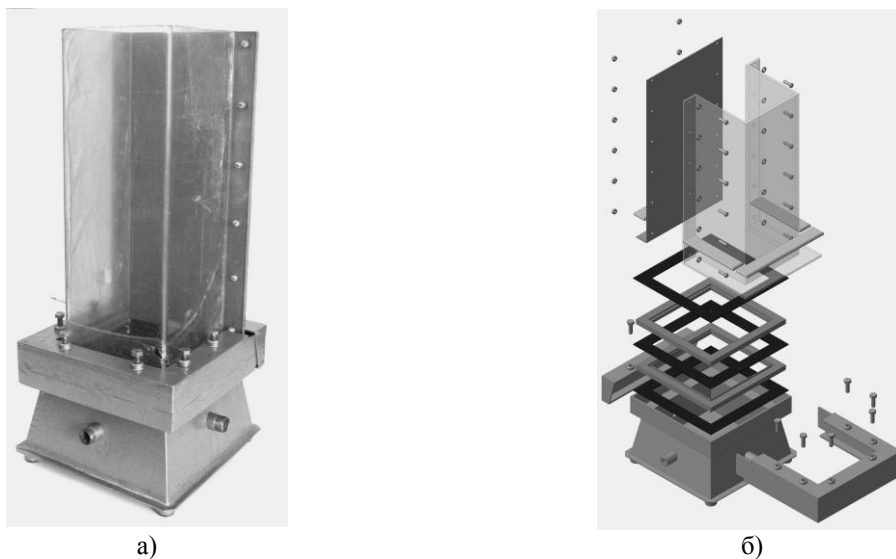


Рисунок 2 – Экспериментальный стенд:

- а – внешний вид установки, б – 3-D модель установки и ее элементов

В нижней части рабочей камеры устанавливаются газораспределительные решетки, конструкция которых исключает провал твердых частиц при пуске, нормальной работе и остановке установки. В верхней части камеры располагается фильтр. Для обеспечения равномерного газораспределения подвод оживающего агента в подрешетчатую камеру осуществляется с четырех сторон. В качестве псевдооживающей среды используется воздух, подача которого в камеру осуществляется промышленным роторным компрессором.

В качестве рабочей среды в экспериментальных исследованиях использовался карбид кремния черный марки 14А зернистостью F36 (насыпная плотность 1,85 г/см³) производства ОАО «Запорожский абразивный комбинат» ТУ У 26.8-00222226-016:2006.

Гетерогенные струи, представляющие собой смесь абразивных частиц и оживающего агента – воздуха, истекают из дополнительного трубопровода (рисунок 1). В качестве трубопроводов были взяты прозрачные трубки (рисунок 3), выполненные из пищевого ПВХ, диаметром 6, 8 и 10 мм. Нижняя часть трубки была снабжена сменным входным устройством, выполненным из прозрачного пластика в виде плоской шайбы, диаметр которого составлял для всех трубок 70 мм. Входное устройство имеет возможность крепления на приспособлении, при помощи которого система трубопровода может изменять расстояние от входного устройства до газораспределительной решетки. В ходе эксперимента это расстояние менялось от 12 до 75 мм. Высота насыпного слоя составляла при всех экспериментах 100 мм.

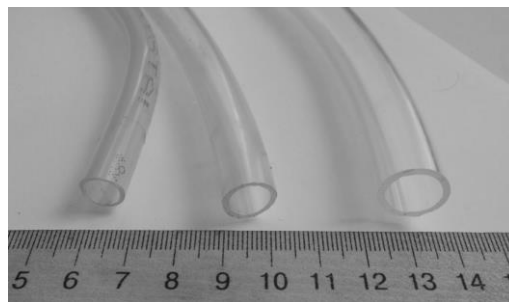


Рисунок 3 – Внешний вид трубок, применяемых в ходе эксперимента

С целью оценки количества абразива, проходящего через дополнительный трубопровод, на верхнем конце трубопровода располагалась емкость, которая улавливала частицы, проходящие через него. Конструкция емкости исключала попадание частиц из пространства вне трубопровода, а также случайное выпадение частиц из емкости в окружающее пространство.

Количество абразивных частиц оценивалось их взвешиванием. Сбор частиц производился через одинаковый промежуток времени $t=3$ мин в каждом случае. Все опыты были рандомизированы во времени, а также дублировались по три раза. Разброс полученных экспериментальных данных относительно истинного значения принимался отвечающим закону нормального распределения. Такие параметры как зернистость абразива, давление сжатого воздуха, живое сечение газораспределительной решетки в ходе исследований оставались постоянными, изменялся лишь внутренний диаметр трубопровода и расстояние от его входного устройства до газораспределительной решетки. Результаты экспериментальных исследований приведены в таблице 1 и на графике (рисунок 4).

Таблица 1 – Масса абразивных частиц (m), проходящих через трубопровод, при использовании трубопроводов с различным внутренним диаметром (d), при расположении их входного устройства на расстоянии (h) от газораспределительной решетки

h , мм	$d=6$ мм				$d=8$ мм				$d=10$ мм			
	m_1 , Г	m_2 , Г	m_3 , Г	m_{cp} , Г	m_1 , Г	m_2 , Г	m_3 , Г	m_{cp} , Г	m_1 , Г	m_2 , Г	m_3 , Г	m_{cp} , Г
12	236,75	230,31	244,24	237,10	420,55	417,27	423,88	420,57	423,22	421,22	427,97	424,14
25	281,08	285,08	286,08	284,08	470,6	476	475,5	474,03	514,22	506,08	504,22	508,17
37	27,92	25,94	27,11	26,99	372,21	370,99	365,22	369,47	490,3	489,4	485,22	488,31
50	21,4	20,67	20,61	20,89	26	21,3	24,2	23,83	27,51	26,85	28,22	27,53
62	13,24	12,28	11,28	12,27	8,3	6,3	7,9	7,50	7,28	9,22	5,33	7,28
75	2,74	1,02	0,17	1,31	1	0,7	0,9	0,87	0,21	0,91	0,29	0,47

Из результатов экспериментальных данных следует, что введение в установку трубопроводов позволяет транспортировать абразив из основного слоя в зону с пониженной концентрацией частиц. Появление таких зон возможно при частичном погружении обрабатываемой детали в слой, а также в случае обработки «затененных» областей обрабатываемых деталей.

Масса транспортируемых из основного слоя частиц, а соответственно и количество абразива в зависимости от внутреннего диаметра применяемого трубопровода различны. Экспериментальные исследования показали, что увеличение внутреннего диаметра трубопровода с 6 до 10 мм ведет к возрастанию массы транспортированного через него абразива на 80%. Исходя из этого, необходимо сделать вывод, что при всех равных условиях использование трубопроводом с малым внутренним диаметром не эффективно.

Глубина погружения трубопровода в слой, которая в свою очередь характеризуется расстоянием от входного устройства до газораспределительной решетки (h), также оказывает влияние на массовый расход транспортируемого абразива через трубопровод. Активный процесс транспортировки абразива наблюдается лишь при определенных значениях h . Так, для $d=6$ мм наибольшее значение m_a наблюдается при $h=12\dots 25$ мм, а при $d=8-10$ мм – $h=12-37$ мм. Это можно было бы объяснить тем, что приближение нижнего торца трубки к газораспределительной решетке приводит к дополнительному притоку оживающего агента не только из близлежащих областей, но и непосредственно от газораспределительной решетки. Однако, при значении $h=12$ мм масса транспортируемого абразива при всех применяемых трубопроводах не самая максимальная, что может говорить об особенности процесса обтекания входного устройства трубопровода, который является препятствием для развития необходимой циркуляции газоабразивного потока над газораспределительной решеткой. Т. о. входное устройство, которое в силу значительной площади по сравнению с живым сечением газораспределительной решетки и незначительным расстоянием до нее, изменяет характер распределения твердой и воздушной фазы в этом участке слоя.

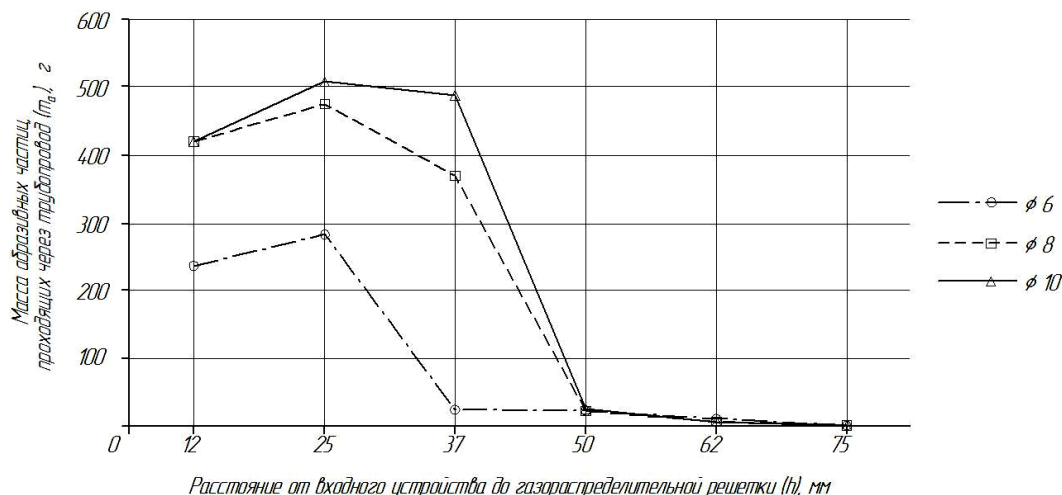


Рисунок 4 – Зависимость массы частиц, проходящих через трубопровод, от диаметра трубопровода и от расположения входного устройства до газораспределительной решетки

Выводы. Крупногабаритные детали с неполным погружением в псевдооживленный слой или детали с «затененными» местами можно интенсивно обрабатывать при дополнительном создании гетерогенных струй. Данные струи формируются при прохождении через трубопровод. Использование данных трубопроводов не требует дополнительных энергозатрат, что является существенным их преимуществом. Эксперимент позволил выявить, что чем больше диаметр трубопровода, тем больше количество абразива, через него проходящего, при равных прочих условиях. На количество абразива, транспортируемого сквозь данные трубопроводы, оказывает значительное влияние расстояние от входного устройства трубопровода до газораспределительной решетки. Данное расстояние рекомендуется брать из интервала 12...37 мм.

Библиографический список использованной литературы

1. Мозговой В.Ф. Технология и оборудование для финишно-упрочняющей обработки деталей ГТД свободным абразивом / В.Ф. Мозговой, А.И. Попенко, А.Я. Качан // Технологические системы. — 2001. — № 3. — С. 25 – 29.

2. Левинская И.М. Методы интенсификации обработки деталей псевдооживленным слоем абразива/ И.М. Левинская, А.С. Зуев, С.Е. Дзей // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку: матер. десятої Міжнародної науково-технічної конференції — 2012, Краматорськ 5-8 червня 2012 р. — Краматорськ, 2012. — С. 62.

3. А.с. 861025 СССР, В 24 В 31/00. Способ обработки деталей свободным абразивом и устройство для его осуществления / А.И. Попенко, В.М. Мигунов (СССР). — №2826096/25-08; заявл. 10.10.79; опубл. 07.09.81, Бюл. №33.

4. Пат. 76764 Україна, МПК В24В 31/00 (2013.01). Пристрій для обробки деталей у вільних абразивах / Зуєв О.С., Левинська І.М., Ясунік С.М.; заявл. 20.07.2012; опубл. 10.01.2013, Бюл. №1.

Поступила в редакцію 26.03.2013г.

Зуєв О.С, Левинська І.М., Ясунік С.М. Дослідження продуктивності турбоабразивної обробки в установках з додатковим трубопроводом

У статті описано спосіб підвищення продуктивності турбоабразивної обробки складнопрофільних деталей та деталей, що частково занурені в псевдооживлений шар. Наведено результати вимірювання кількості часток гетерогенного струменя, що проходять крізь додатковий трубопровід, в залежності від діаметра трубопроводу і відстані від його вхідного пристрою до газорозподільних ґрат.

Ключові слова: абразив, турбоабразивна обробка, продуктивність, додатковий трубопровід, гетерогенний струмень.

Zuiev A.S., Levinskaya I.M., Yasunik S.N. Research of productivity of turboabrasive machining in units with additional pipelines

The paper describes a method for increasing the productivity of the turboabrasive machining of the complex structural parts and components, partially submerged in the fluidized layer. The results of measuring the number of particles of a heterogeneous streams passing through the additional pipeline depending on the pipe diameter and the distance from the input device to the gas distribution grid are given.

Keywords: abrasive, turbofinishing, intensification, additional pipeline, heterogeneous stream.

УДК 629.5.068

В. И. Истомин, профессор, д-р техн. наук,

В.В. Финагин, соискатель

Севастопольский национальный технический университет

ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053

root@sevgtu.sebastopol.ua

МЕТОДИКА РАСЧЕТА СУДОВЫХ ЗАПАСОВ НИЗКОСЕРНИСТОГО ТОПЛИВА В СООТВЕТСТВИИ С НОВЫМИ ТРЕБОВАНИЯМИ КОНВЕНЦИИ MARPOL 73/78

Разработана методика расчета судовых запасов низкосернистого топлива, необходимого при прохождении особых районов и стоянках в порту стран-членов ЕС в соответствии с новыми требованиями Приложения VI к Международной Конвенции по предотвращению загрязнения с судов MARPOL 73/78, что позволит существенно уменьшить загрязнение окружающей среды окислами серы при эксплуатации судов.

Ключевые слова: Конвенция MARPOL 73/78, экологическая безопасность, эксплуатация судов, окислы серы, низкосернистое топливо.

Динамическое развитие морской индустрии ставит задачу по совершенствованию требований Международной Конвенции MARPOL 73/78 и других основных документов ИМО с целью удовлетворения новых нужд народного хозяйства и общества в целом. Также становится очевидным, что требования Конвенции MARPOL 73/78 должны быть адресованы не только к плавсоставу, но и к береговому персоналу, вовлеченному в системы управления морской безопасностью и защиты окружающей среды, для повышения их компетентности и профессиональной подготовки [1,2]. Для предотвращения загрязнения атмосферы с судов окислами серы и снижения вредного воздействия выбросов, образующихся в процессе сгорания топлив, Комитет по защите морской среды установил новые требования к содержанию серы в жидком топливе.

А также в связи с тем, что диоксид серы наносит особый вред окружающей среде при использовании судами топлив с высоким содержанием серы в портах и прибрежных районах, Европейский Парламент установил максимально допустимое содержание серы в топливе используемом судами при внутреннем плавании и судами, находящимися в портах государств-членов ЕС [1].

В связи с ужесточившимися требованиями в области охраны окружающей среды при эксплуатации судов и повышения их экологической безопасности Международная морская организация ИМО предъявляет повышенные требования по предотвращению загрязнения с судов атмосферы окислами серы [1,2,3]. В современных условиях контролируемые органы портов большое внимание уделяют правильному ведению судовой документации по предотвращению загрязнения с судов. Очень важным моментом является необходимость внесения четких и точных данных в соответствующие судовые журналы.

При не выполнении требований Международной Конвенции по предотвращению загрязнения с судов MARPOL 73/78 судовой персонал подвергается высоким штрафам, вплоть до тюремного заключения. Поэтому актуальной и своевременной является разработка методики расчета судовых запасов низкосернистого топлива, необходимого при прохождении особых районов и стоянках в порту стран-членов ЕС в соответствии с новыми требованиями Приложения VI к Международной Конвенции MARPOL 73/78.

Цель исследований. В связи с ужесточившимися требованиями в области охраны окружающей среды при эксплуатации судов разработать методику расчета судовых запасов низкосернистого топлива, необходимого при прохождении особых районов и стоянках в порту стран-членов ЕС в соответствии с новыми требованиями Приложения VI к Международной Конвенции MARPOL 73/78, что позволит существенно уменьшить загрязнение окружающей среды окислами серы при эксплуатации судов.

Результаты исследований. В 2010 году вышло новое издание Международной Конвенции по предотвращению загрязнения с судов MARPOL 73/78, которое содержит все дополнения и изменения Конвенции, произошедшие за последние годы. Рассмотрим наиболее существенные и важные изменения Конвенции MARPOL 73/78 в области предотвращения атмосферы окислами серы, знание которых для плавсостава судов является обязательным и за несоблюдение которых на виновных, накладываются высокие штрафы, вплоть до тюремного заключения.

Для предотвращения загрязнения атмосферы с судов и снижения вредного воздействия выбросов, образующихся в процессе сгорания топлив, Комитет по защите морской среды в Приложении 13 Резолюции МЕРС.176(58) (Пересмотренное Приложение VI к Конвенции MARPOL 73/78) установил новые требования к содержанию серы в жидком топливе.

А также в связи с тем, что диоксид серы наносит особый вред окружающей среде при использовании судами топлив с высоким содержанием серы в портах и прибрежных районах, Европейский Парламент в положениях статьи 4b директивы ЕС №2005/33/ЕС установил максимально допустимое содержание серы в топливе используемом судами при внутреннем плавании и судами, находящимися в портах государств-членов ЕС.

Новые перспективные требования по содержанию серы в жидком топливе в зависимости от района плавания до 2020года представлены на рисунке 1.



Рисунок 1 – Новые перспективные требования по содержанию серы в жидком топливе в зависимости от района плавания

Требования сформулированы в правиле 14 Приложения VI.

Содержание серы в любом жидком топливе, используемом на судне, не должно превышать 4,5% по массе.

Требования в пределах Районов Контроля Выбросов SO_x.

Для целей настоящего Правила Районы Контроля Выбросов SO_x включают:

- район Балтийского и Северного морей;
- любой другой морской район, включая портовые районы, назначенные Организацией;

При нахождении судов в пределах Районов Контроля Выбросов SO_x выполняется по меньшей мере одно из следующих условий:

- содержание серы в жидком топливе, используемом на судах в Районе Контроля Выбросов SO_x, не превышает 1,0% по массе;
- применяется система очистки выхлопных газов одобренная Администрацией для уменьшения общего выброса окислов серы с судов, включая как вспомогательные, так и главные двигательные установки, до величины 6,0 г/(кВт·ч) или менее.

Произведем расчет судовых запасов низкосернистого топлива, необходимого при прохождении особых районов и стоянках в порту стран-членов ЕС в соответствии с новыми требованиями Приложения VI к Международной Конвенции по предотвращению загрязнения с судов MARPOL 73/78

на примере транспортного рефрижератора «Дизайнер Кныш», технические характеристики которого представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Основные технические характеристики транспортного рефрижератора «Дизайнер Кныш»

Тип и назначение судна	Рефрижераторное судно оборудованное для перевозки контейнеров
Район плавания	Неограниченный
Год постройки	2004г.
Завод-изготовитель	Судостроительный завод им. 61 Коммунара, г. Николаев
Валовая вместимость, брутто	6971
Дедвейт (при осадке по летнюю грузовую марку)	7836т
Водоизмещение в полном грузу (при осадке по летнюю грузовую марку)	12726т
Марка ГД	6ДКРН 42/136-10
Мощность ГД	5100кВт
Удельный расход топлива ГД	0,180 кг/кВт·ч
Мощность и количество ВДГ	3×550кВт
Удельный расход топлива ВДГ	0,200 кг/кВт·ч
Часовой расход топлива на паровой котел	216кг/ч
Тип топлива	IFO-180, МДО

Расчет необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 1% для прохождения районов контроля выбросов SO_x .

Районами контроля выбросов окислов серы с судов в настоящее время являются Балтийское и Северное моря.

Произведем расчет необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 1% для прохождения районов контроля выбросов SO_x с учетом нагрузки главного двигателя (ГД), судовой электростанции (СЭС) и парового котла (ПК) по формуле:

$$V_{pk} = (B_{ГД} + B_{СЭС} + B_{ПК}) / \gamma_{ДТ}, \quad (1)$$

где $B_{ГД}$ – расход топлива на ГД при прохождении особого района; $B_{СЭС}$ – расход топлива на СЭС при прохождении особого района; $B_{ПК}$ – расход топлива на ПК при прохождении особого района; $\gamma_{ДТ} = 860 \text{ кг/м}^3$ – плотность низкосернистого дизельного топлива.

Расчет низкосернистого топлива на ГД определим следующим образом:

$$B_{ГД} = K \cdot N_{ГД} \cdot g_{ГД} \cdot T_{pk}, \quad (2)$$

где K – коэффициент нагрузки ГД принимается равным: 0,5; 0,75; 1,0; $N_{ГД} = 5100 \text{ кВт}$ – мощность ГД; $g_{ГД} = 0,180 \text{ кг/кВт} \cdot \text{ч}$ – удельный расход топлива ГД; T_{pk} – время, необходимое для прохождения района контроля выбросов SO_x .

Расчет низкосернистого топлива для судовой электростанции (СЭС) производится по следующей формуле:

$$B_{СЭС} = N_{СЭС} \cdot g_{ВДГ} \cdot T_{pk}, \quad (3)$$

где $N_{СЭС}$ – нагрузка на СЭС; $g_{ВДГ} = 0,200 \text{ кг/кВт} \cdot \text{ч}$ – удельный расход топлива на вспомогательный дизель-генератор (ВДГ).

Расчет низкосернистого топлива для парового котла (ПК) производится по следующей формуле:

$$B_{ПК} = B_{q} \cdot T_{pk}, \quad (4)$$

где $B_{q} = 216 \text{ кг/ч}$ – часовой расход топлива на паровой котел, принимается равным паспортному значению.

Расчетные значения необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 1% для прохождения районов контроля выбросов SO_x с учетом нагрузки главного двигателя (ГД), судовой электростанции (СЭС), парового котла (ПК) и времени прохождения особого района представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Расчет необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 1% для прохождения районов контроля выбросов SO_x с учетом нагрузки главного двигателя (ГД), судовой электростанции (СЭС), парового котла (ПК) парового котла (ПК) и времени прохождения особого района.

T_{pk} , сутки	K,	$B_{ГД}$, кг	$N_{СЭС}$, Квт	$B_{СЭС}$, кг	$B_{ПК}$ кг	$B_{СЭС} + B_{ПК}$, кг	V_{pk} , м ³
1,0	0,5	11016	200	960	5184	6144	19,95
			400	1920		7104	21,07
			600	2088		8064	22,19
	0,75	16524	200	960		6144	26,35
			400	1920		7104	27,47
			600	2088		8064	28,59
	1,0	22032	200	960		6144	32,75
			400	1920		7104	33,87
			600	2088		8064	34,99
2,0	0,5	22032	200	1920	10368	12288	39,91
			400	3840		14208	42,14
			600	5760		16128	44,38
	0,75	33048	200	1920		12288	52,70
			400	3840		14208	54,94
			600	5760		16128	57,18
	1,0	44064	200	1920		12288	65,50
			400	3840		14208	67,74
			600	5760		16128	69,98
3,0	0,5	33048	200	2880	15552	18432	59,85
			400	5760		21312	63,21
			600	8640		24192	66,57
	0,75	49572	200	2880		18432	79,05
			400	5760		21312	82,41
			600	8640		24192	85,77
	1,0	66096	200	2880		18432	98,25
			400	5760		21312	101,61
			600	8640		24192	104,97

Расчет необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 0,1% для стоянки в портах государств - членов ЕС

Расчетные значения необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 0,1% для стоянки в портах (V_{cp}) государств - членов ЕС с учетом нагрузки судовой электростанции (СЭС), парового котла (ПК) и времени стоянки в порту ($T_{сп}$) представлены в таблице 3.

Таблица 3 – Расчетные значения необходимого запаса низкосернистого топлива с содержанием серы 0,1% для стоянки в портах ($V_{сп}$) государств - членов ЕС с учетом нагрузки судовой электростанции (СЭС), парового котла (ПК) и времени стоянки в порту ($T_{сп}$).

$T_{сп}$, сутки	$N_{СЭС}$, Квт	$B_{СЭС}$, кг	$B_{ПК}$ кг	$B_{СЭС} + B_{ПК}$, кг	$V_{сп}$, м ³
1,0	200	960	5184	6144	7,14
	400	1920		7104	8,26
	600	2880		8064	9,38
2,0	200	1920	10368	12288	14,29
	400	3840		14208	16,52
	600	5760		16128	18,75
3,0	200	2880	15552	18432	21,43
	400	5760		21312	24,78
	600	8640		24192	28,13

Библиографический список использованной литературы

- 1.Международная Конвенция по предотвращению загрязнения с судов 1973г., измененная Протоколом 1978г. (МАРПОЛ 73/78). — СПб., ЗАО «ЦНИИМФ», 2008. — 760с.
- 2.Истомин В. И. Комплексная очистка судовых нефтесодержащих вод/ В. И. Истомин. — Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2004. — 202с
- 3.Истомин В. И. Предотвращение загрязнения моря нефтью при эксплуатации судов: учеб. пособие / В. И. Истомин. — Севастополь: Изд-во СевНТУ, 2003. — 100с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Истомин В.И., Фінагін В.В. Методика розрахунку суднових запасів низькосірчистого палива згідно з новими вимогами Конвенції MARPOL 73/78

Розроблена методика розрахунку суднових запасів низькосірчистого палива, необхідного при проходженні особливих районів та стоянках в порту країн-членів ЄС відповідно до нових вимог Додатка VI до Міжнародної Конвенції по запобіганню забрудненню з судів MARPOL 73/78, що дозволить істотно зменшити забруднення довкілля оксидами сірки при експлуатації судів.

Ключові слова: конвенція MARPOL 73/78, екологічна безпека, експлуатація судів, оксиди сірки, низькосірчисте паливо.

Istomin V. I., Finagin V.V. Method of calculation of the ship supplies of low-sulphur fuel in accordance with the new requirements to Convention MARPOL 73/78

The method of calculation of the ship supplies of low-sulphur fuel is developed, required when passing special areas and stands in port of UN member states in accordance with the new requirements to Appendix VI to International Convention MARPOL 73/78 about prevention of pollution from the ships, that will allow substantially to decrease pollution of environment by oxides of sulphur during ships' operation.

Keywords: Convention MARPOL 73/78, ecological safety, ships exploitation, oxides of sulphur, low-sulphur fuel.

УДК 621.98

Iancu C., prof. dr. eng.,

Constantin Brancusi University of Targu-Jiu,
Eroilor Street No.30, Targu-Jiu, Romania 210135
ciancu@utgjiu.ro

DYNAMIC FEA OF MECANICAL PRESS BED SPATIAL STRUCTURE

Paper presents the method for modeling complex structures, such as beds for mechanical presses, using powerful CAD software, like Pro/ENGINEER, in order to perform consequent static or dynamic analysis based on finite element method, using a top FEA program like COSMOS/M. Also the modal-dynamic analysis for evidencing the dynamic behavior of structure is presented, that is subsequently needed in optimization, determining natural frequencies and natural vibration modes of structure, for comparison with the experimental ones, required for validating FEM model, and for establishing feasible conditions for optimization. Research is carried out for the PMCR-63 press.

Keywords: dynamic FEA, modeling, press bed, natural frequencies.

Introduction. Dynamic analysis of a complex structure consist in determining natural frequencies and modal deformed shape, hence modal analysis or harmonic analysis of presume creation on a geometric model of real shape of analyzed structure as close as possible. Natural frequencies determine using specific software, usually based on finite element analysis (FEA), like COSMOS/M, ANSYS, PRO/MECHANICA, NASTRAN, etc., represent natural properties of structure. Their relevance for the study is based on quality of the geometric model and the finesse of finite element discretization of model.

Modeling a complex structure implies the use of CAD software, which must offer extended features for designing the most similar model. It can be mentioned in that field software like AutoCAD, Pro/ENGINEER, SolidWorks, SolidEdge, Bentley MicroStation, Catia, etc. Regarding the needs for dynamic analysis of structure, it is recommended a software that can work with parametric modeling and can also work integrated with FEA software or can perform some stages before a FEA analysis. Such software is Pro/ENGINEER [1].

Pro/ENGINEER is solid modeling software that creates solid models working permanently in a 3D environment being able to do individual modeling, associative modeling or parametric modeling, as needed.

Individual modeling – represents construction of model using individual construction elements, obtained by simple geometric operations, easy to apply and to control such as: trim, hole, mirror, extrusion, etc.

Associative modeling – represents construction of model using individual elements (part), subassemblies (associated parts) and assemblies, fully associative, such as a modification at any level is automatically done at all levels, and in the same time from an assembly it can be obtained different sections and 2D views, one modification in the assembly being immediately done in 2D drawings.

Parametric modeling – represents the default working mode of this software, in a way that properties of individual construction elements or the assembly are interconnected, being possible to change interactive dimensions or geometric properties of entities at any moment of model designing, modifications reflected immediately on component elements.

The structure needed to be modeled is the bed of mechanical press PMCR-63 with open bed, adjustable, maximum pressing force 630 kN, spatial structure of a complex type, having main component parts: lateral walls (montants), table, plates, reinforcements, etc. (Figure 1).

Using the previous experience [2, 3], for dynamic analysis of a complex spatial structure respectively the bed of mechanical press PMCR-63 was done the modeling using Pro/ENGINEER software.



Figure 1 –PMCR-63 press

Modeling of mechanical press bed.

The PMCR 63 press is entirely done in welded construction by assembling elements plate type, bars and solid blocks, such as the bearings of the press shaft and the brackets for stiffness of bars.

The model of structure can be done by assembly of individual geometric objects and generating operations, and thus creating a single geometric object that represent the structure.

In this case was used a combined modeling strategy, thus modeling central part of the structure as a single “part” (Figure 2), and the rest of component elements (reinforcements, rigidizing plates) like geometric individual elements, tied with central part.

This construction mode of geometric model is done prior to subsequent meshing phase for more easier control the finite element mesh of central part of structure which is the most stressed part of the press defined as a single geometric object.

Using this modeling strategy it has been obtained the geometric model of structure (Figure 3).

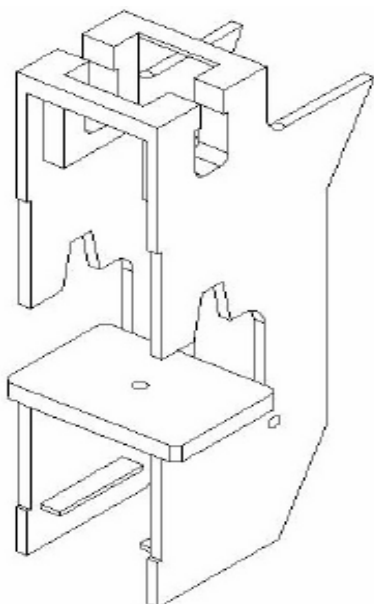


Figure 2 – Central part of press bed

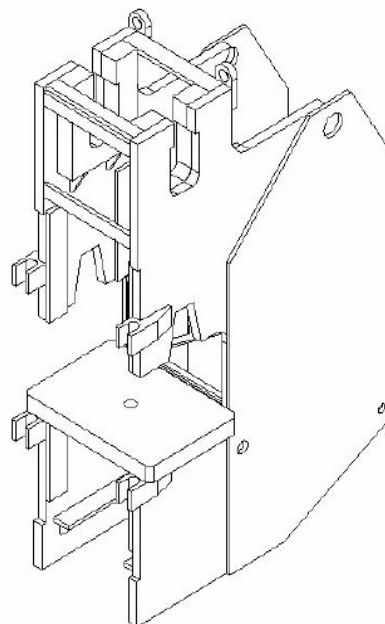


Figure 3 – Geometric model of press bed structure

After accomplishing the geometry of the structure which presented in Fig. 3 the next step for subsequent dynamic analysis by FEA is meshing the structure.

This stage was also performed with Pro/ENGINEER, which is capable to interact, both in modeling stage and in preparing analysis stage with the FEA software COSMOS/M [4].

For discretization of any structure must be selected the most suitable type of finite elements regarding the geometry, the loads, the desired precision and many other conditions. On majority of cases, the geometry structure determines the finite element type to be used. It is recommended to use a single type of finite element, but for complex structures may be used two or even more type of finite elements.

One-dimensional finite elements are used when geometry, materials properties, etc. may be described by a single space coordinate.

Bi-dimensional finite elements are used when two space coordinates may describe geometry, materials properties, etc. (the base form is triangle).

Three-dimensional finite elements are used when structure is massive and the geometry, materials properties, etc. may be described by three space coordinates. The base element is tetrahedron, but may be used other shapes, like cuboid, prism, hexahedron.

The analyzed structure can be discretized in majority with plate type finite elements (SHELL), or solid elements (SOLID) of tetrahedral type (TETRA 4). Since majority of the structure is realized of welded plates of different thickness, between 10-80 mm, it will be used SHELL type elements for the whole structure, and tetrahedron elements for the cantilevers and the bosses. The modeling is done on middle plane regarding the thickness of plates for the whole structure and for the reason of real convey of forces, the cantilevers and the bosses from the upper side have been discretized by solid elements.

Using these types of finite elements it was done the whole mesh, but using the discretization with automatic options of the software was initially slightly chaotic, and that would lead to errors in subsequent analysis.

Therefore in discretization of spatial complex structures it must be considered the parameters of elements based on which is done the meshing. Some of these parameters are inclination, deformation or conics as grade of distortion of element and others.

It is well known that discretization errors that may occur because of geometric parameters of finite elements can greatly affect the accuracy of the analysis results.

In result of the correct use of all these parameters it is done a refined finite element mesh which presented in Fig. 4 and will be used for subsequent analysis.

Modal – dynamic analysis of structure.

Practically FEA for this stage consists in modal-dynamic analysis of structure as it is presented [1] with the same aims evidencing the dynamic behavior of structure obtaining information regarding dynamic stiffness of structure, that are subsequently needed in optimization process; determining natural vibration modes of analyzed structure, for comparison with the experimental ones, that will be determined later (on a real mechanical press), comparison needed for validating finite element model, and for establishing feasible conditions for optimization

Performing the analysis with COSMOS/M software have the first 5 natural frequencies, as it listed by program in Table 1.

Table1 – Natural frequencies of press bed

Mode	Frequency [Hz]	Total	Mass participation factors		
			X	Y	Z
1.	26.16	0.25496	0.25496	0.00000	0.00000
2.	77.97	0.19757	0.00051	0.00083	0.19623
3.	92.15	0.02621	0.02443	0.00001	0.00177
4.	100.3	0.02654	0.02603	0.00000	0.00051
5.	129.5	0.00002	0.00000	0.00000	0.00001
Total		0.51274	0.31337	0.00084	0.19853

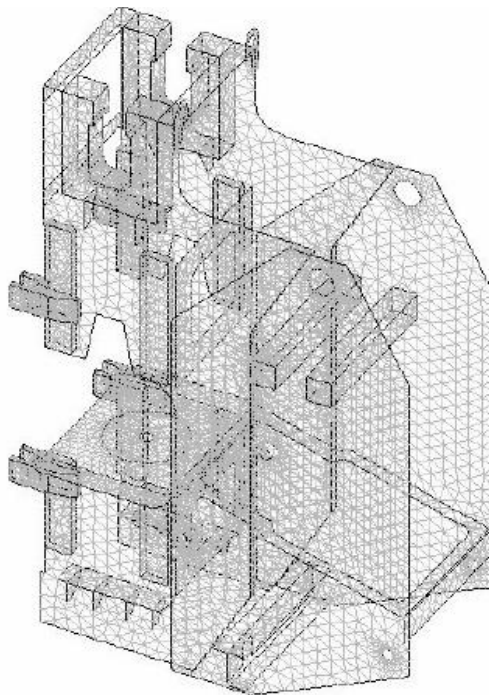


Figure 4 – Refined mesh of press bed

It can be observed that the program lists also includes the *modal participation factors* on three directions, for every determined natural mode (mass participation factors, Tab. 1

It is reminding that sum of squares of participation factors of all modes for one direction can be interpreted as total mass of vibration in this direction [2].

From analysis of this results it can be seen that mode 1 of vibration has the higher influence (with over 25 % regarding all natural modes) than mode 2 (with over 19 %), and for the next three natural modes there are calculated that the participation factors drop extremely much drop is very large.

It is verified so that the first natural mode of vibration has the great importance for avoidance a possible for resonance regime of analyzed structure.

Also, the fact that first five natural modes of vibration have a modal participation factor over 51% (the rest being the contribution of all other natural modes) confirms their choice for performing the aims of this modal analysis as mentioned priory.

In Fig. 5 it is presented the modal deformed shape corresponding to first natural mode of vibration meaning for fundamental frequency of 26,16 Hz.

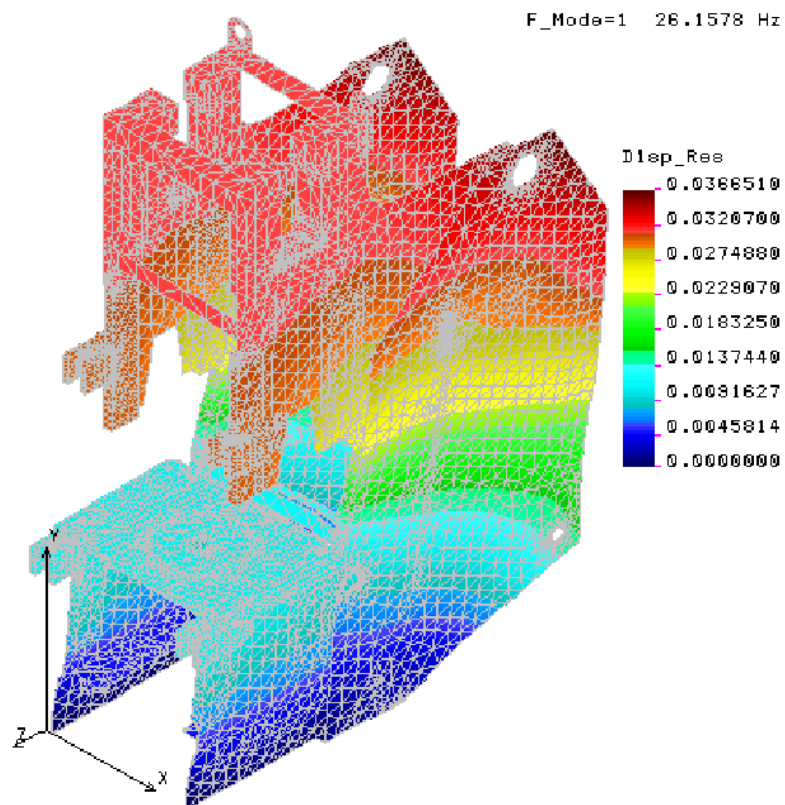


Figure 5 – Mode 1 of vibration (26.16 Hz)

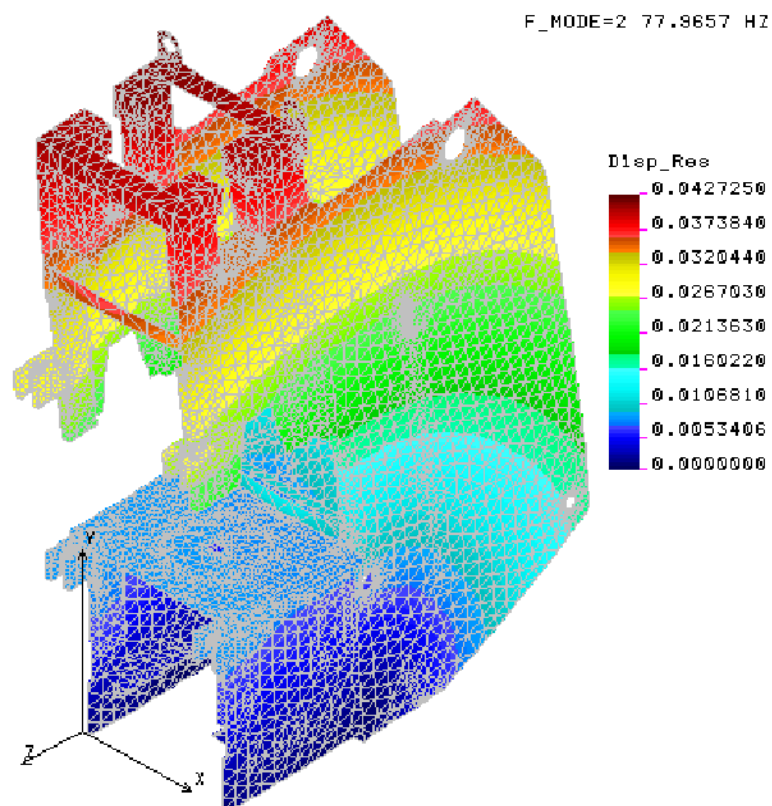


Figure 6 – Mode 2 of vibration (77.97 Hz)

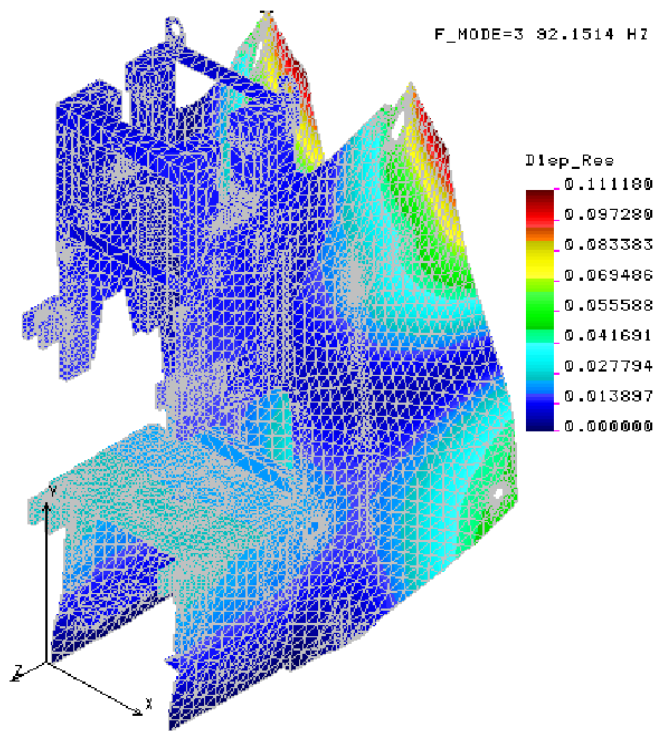


Figure 7 – Mode 3 of vibration (92.15 Hz)

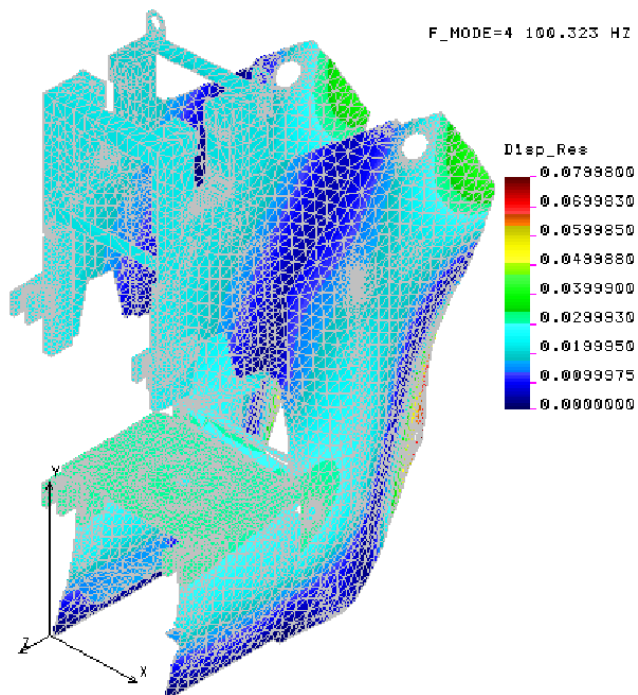


Figure 8 – Mode 4 of vibration (100.3 Hz)

It can be observed, as expected, that amplitude of free vibration in this natural mode is higher in the free zone of the bed and decreases to zero in embedding zone.

The maximum amplitude in first natural mode of vibration is 3,6 cm.

It can be observed also that the first natural mode of vibration is symmetrical on X axis (left - right), being a bending mode.

In Fig. 6 it is presented the modal deformed shape corresponding to second natural mode of vibration meaning for the frequency of 77, 97 Hz.

The maximum amplitude in the second natural mode of vibration is 4,2 cm.

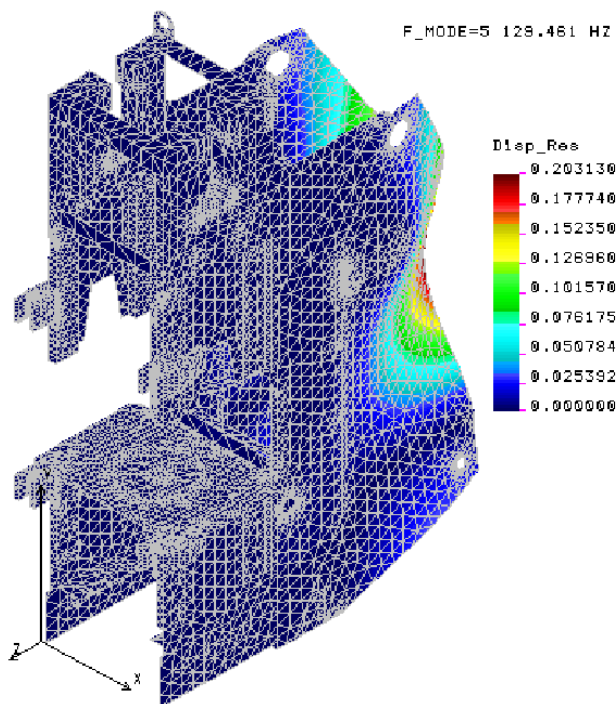


Figure 9 – Mode 5 of vibration (129.5 Hz)

It can be observed also that the second natural mode of vibration is symmetrical on Z axis (front - back), being also a bending mode.

In Fig. 7 it is presented the modal deformed shape corresponding to third natural mode of vibration meaning for the frequency of 92,15 Hz.

The maximum amplitude in third natural mode of vibration is 11,1 cm.

It can be observed also that the third natural mode of vibration is symmetrical on X and Z axis, being a twisting mode, especially for free zones with unreinforced of the walls.

In Fig. 8 it is presented the modal deformed shape corresponding to fourth natural mode of vibration meaning for the frequency of 100,3 Hz.

The maximum amplitude in fourth natural mode of vibration is 7,9 cm.

It can be observed also that the fourth natural mode of vibration is similar to third mode with symmetrical on X and Z axis, being a twisting mode, especially for free zones of the walls, but with lower amplitude.

In Fig. 9 it is presented the modal deformed shape corresponding to fifth natural mode of vibration meaning for the frequency of 129,5 Hz.

The maximum amplitude in fifth natural mode of vibration is 20,3 cm.

It can be observed also that the fifth natural mode of vibration is symmetrical on Z axis (front - back), being also a bending mode, but with extremely small participation factor.

Conclusions. By analyzing the geometry of structure it comes to conclusion for the considered problem that can be discretized in majority with plate type finite elements. How the majority of bed elements are welded plates, it's clear that plates can model structure. The modeling is done on middle plane regarding the thickness of plates.

The bedplates have been discretized by SHELL elements with 3 nodes, the thickness of a plate being constant.

For the reason of real convey of forces, the cantilevers and the bosses from the upper side have been discretized by SOLID elements. The mesh has 10307 nodes, 25734 finite elements and 103590 degrees of freedom (DOF).

The time necessarily for realizing such a complex model is relative to the complexity of structure, and to the ability of the designer and the modeling facilities of the used software.

Because the geometric modeler of COSMOS/M is quite cumbersome, it was chosen dedicated CAD software (it's recommended a soft that can perform parametric modeling and work integrated with FEA software). Such a program is Pro/ENGINEER, produced by American corporation Parametric Technology Inc.

In the same time Pro/ENGINEER offers besides parametric modeling other facilities regarding early stages of a FEA analysis, such the possibility of discretization on middle plane for finite elements SHELL type,

the software connecting automatically elements from different planes, and with other types of elements (for example SOLID type), and also the possibility of iterative refining of mesh prior to effective analysis.

Although the stages of geometric modeling, discretization and refining were quite difficult, resulting in a complex model, it was chosen this variant for obtaining a very exact model, for which the trust degree of results can be higher.

It is obvious that the evolution of computers and software involved permitted this and it has a decisive influence on choosing the combined discretization variant, plates - solids.

The dynamic analysis of PMCR-63 mechanical press bed was done with COSMOS/M software with solving option FFE (Fast Finite Element).

In practically way was done a modal-dynamic analysis of structure for evidencing the dynamic behavior of structure, obtaining informations regarding dynamic stiffness of structure, that are subsequently needed in optimization process and determining natural frequencies and natural vibration modes of analyzed structure, for comparison with the experimental ones, comparison needed for validating finite element model, and for establishing feasible conditions for optimization.

The results contain first 5 natural frequencies and modal deformed shapes, first natural frequency, the fundamental one being 26,16 Hz.

Implementations and further investigations in this direction will serve to advanced confirm the calculated base of known analytical approach to the study of the behavior of mechanical presses beds under load [5] and (or) to suggest ways to improve it.

In conclusion, it can be appreciated that presented results validate so far the correctness of model, preparing the way for the optimizing analysis of this type of structure.

Bibliographical list of references

1. Pro/ENGINEER User guide, Parametric Technology Corp., Waltham, MA, USA, 2001. — 208 p. In English.
2. Iancu C. Contributions to dimensional optimization of mechanical press in dynamic regime presses / Ph.D. thesis. — University of Pitesti, Romania, 2001. — 235 p. — In Romanian.
3. Iancu C. Dimensional optimization of mechanical presses. — Craiova: Editura MJM Craiova, Romania, 2002. — 246 p. — In Romanian.
4. COSMOS/M-FEA System, User Guide, Structural Reserch and Analysis Comp., Los Angeles, CA, USA, 2008. — 345 p. — In English.
5. Iancu C. Comparison between Analytical Calculus and FEM for a Mechanical Press Bed // American Journal of Mechanical Engineering, 2013, 1(1), pp. 6– 13. — DOI: 10.12691/ajme – 1 – 1 – 2. — In English.

Received to the editors March 23, 2013

Янку К. Динамический конечно-элементный анализ пространственной структуры станины механического пресса

Статья представляет метод моделирования комплексных структур станин механических прессов с помощью программного CAD обеспечения Pro/ENGINEER в целях выполнения основанного на методе конечных элементов последующего статического или динамического анализа с использованием современной программы конечно-элементного анализа COSMOS/M. Для выяснения динамических условий поведения требующей последующей оптимизации структуры представлен также ее режимно-динамический анализ с определением собственных частот и формы собственных колебаний для последующего сравнения данных МКЭ анализа с экспериментальными и установления достоверных условий оптимизации. Исследование выполнено для пресса PMCR-63.

Ключевые слова: динамический конечно-элементный анализ, моделирование, станина пресса, собственные частоты.

Янку К. Динамічний кінцево-елементний аналіз просторової структури станини механічного пресса

Стаття представляє метод моделювання комплексних структур станин механічних пресів за допомогою програмного CAD забезпечення Pro/ENGINEER з метою виконання заснованого на методі кінцевих елементів подальшого статичного чи динамічного аналізу з використанням сучасної програми кінцево-елементного аналізу COSMOS/M. Для з'ясування динамічних умов поведінки структури, що потребує наступної оптимізації, представлено також її режимно-динамічний аналіз з визначенням власних частот і форми власних коливань для подальшого порівняння даних МКЕ аналізу з експериментальними і встановлення достовірних умов оптимізації. Дослідження виконано для преса PMCR-63.

Ключові слова: динамічний кінцево-елементний аналіз, моделювання, станина преса, власні частоти.

УДК 621.923

Ф.Н. Канареев, доцент, канд.техн. наук,

А.О. Харченко, доцент, канд. техн. наук,

П.А. Новиков, канд. техн. наук

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Университетская, 33, г.Севастополь, Украина, 99053

tm@sevntu.com.ua

ИССЛЕДОВАНИЕ СТОЙКОСТИ И КРУТЯЩЕГО МОМЕНТА ПРИ РАБОТЕ РЕЖУЩЕ-ДЕФОРМИРУЮЩИХ МЕТЧИКОВ

Показана методика и результаты исследований стойкости и крутящих моментов возникающих при работе метчиков разных конструкций при обработке резьб МЗ...М6. Осуществлен анализ проведенных исследований, показавший что: стойкость режущо-деформирующих метчиков выше в 6...8 раз стойкости режущих и в 1,8 ...2 раза стойкости деформирующих метчиков при обработке алюминиевых сплавов, характеризующихся высокой степенью адгезии; крутящий момент при работе режущо-деформирующих метчиков ниже на 12 %, чем при работе деформирующих метчиков.

Ключевые слова: метчик, крутящий момент, стойкость

При обработке внутренних резьб в адгезионно активных материалах наблюдается подрезание боковой стороны профиля резьбы, если обработка осуществляется режущим метчиком, либо формирование «кратера» от течения материала на вершине профиля, если используется деформирующий метчик (раскатник). Первая погрешность является результатом образования нароста на передней поверхности метчика, за счет чего увеличиваются геометрические размеры зуба и осуществляется подрезание; вторая погрешность образуется в результате недостаточного объема материала для заполнения профиля, что говорит о завышенном диаметре отверстия под накатывание резьбы с целью избегания заклинивания метчика при обработке отверстия. Для повышения точности формообразования внутренних резьб в деталях из алюминиевых сплавов на кафедре «Технология машиностроения» СевНТУ предложены конструкции режущо-деформирующих метчиков [1, 2].

Для выбора оптимальных режимов резания при эксплуатации метчиков новых конструкций и изучения их стойкостных характеристик, необходимо проведение экспериментальных исследований.

Целью данной статьи является сравнительное исследование стойкости и крутящих моментов при работе метчиков разных конструкций, и на базе анализа полученных данных рекомендация режимов резания при эксплуатации режущо-деформирующих метчиков.

Исследования по определению момента резания – $M_{кр}$ проводились на экспериментальных стендах организованных на базе резбонарезного станка мод. 2054М при обработке глухих отверстий МЗ...М5, и обрабатывающего центра Optimum F 100 CNC для обработки резьб М6 в сквозных отверстиях с повышенными скоростями резания.

Характеристики станков 2054М и Optimum F 100 CNC были проверены на соответствие нормам точности по ГОСТ 8-82. Экспериментальные стенды были оснащены комплексом измерительной аппаратуры: динамометром, источником постоянного тока, регистрирующим аналого-цифровым преобразователем (АЦП), персональным компьютером (ПЭВМ).

Величину крутящего момента $M_{кр}$ оценивали по методике [3]. Для измерений крутящего момента при обработке резьб МЗ...М6 спроектирован и изготовлен однокомпонентный динамометр, обеспечивающий высокую чувствительность и стабильность показаний.

Тарировку динамометра осуществляли статистическим нагружением. Масштаб тарировки определяли аппроксимацией по методу наименьших квадратов. Погрешность измерений составила 0,5 %.

Экспериментальные исследования $M_{кр}$ при образовании внутренних резьб малых диаметров требуют тщательной подготовки и проведения эксперимента из-за малых величин составляющих силы резания (P_z , P_x) и продольной жесткости метчика. При проведении исследований обеспечивалась соосность оси метчика с осью обрабатываемого отверстия (отклонение от соосности сверх допустимых величин вызовет поломку инструмента или внесет существенные погрешности в результаты измерений). Для этого в патроне, установленном на шпинделе станка, закрепляли держатель с индикатором часового типа (ИЧ) по ГОСТ 577-68, а в цанге динамометра – шлифованный валик. Добивались контакта ножки индикатора и валика. Вращали шпиндель станка и по данным индикатора корректировали положение динамометра. После установки и закрепления метчика в патроне проводили проверку его радиального биения. Настройка динамометра осуществлялась по критериям соосности и радиального биения в соответствии с существующими рекомендациями.

Для определения величин крутящих моментов проводили статистическую обработку полученных осциллограмм. Измеряли величины $M_{кр}$ с помощью тарировочного графика.

Для определения закона распределения случайной величины $M_{кр}$ строили гистограммы распределения значений $M_{кр}$.

Дальнейшую обработку полученных результатов производили по известной методике [3] следующим образом:

1) в каждой серии экспериментов определяли модальное значение $M_{кр}$ (наиболее вероятное) – M_0 ;

2) по сериям определяли среднемодальное значение

$$M_0 = \frac{\sum_{i=1}^m M_{0i}}{m}, \quad (1)$$

где M_{0i} – модальное значение для данной i -й серии; m – количество серий;

3) вычисляли дисперсию $D(\bar{M}_0)$:

$$D(\bar{M}_0) = \frac{\sum_{i=1}^m (M_{0i} - \bar{M}_0)^2}{m-1} \quad (2)$$

4) определяли доверительный интервал с принятой доверительной вероятностью:

$$\varepsilon = t_{\beta} \sqrt{\frac{D(\bar{M}_0)}{m}}. \quad (3)$$

Анализ осциллограмм, характеризующих изменение крутящего момента в процессе образования резьбы в зависимости от метода, марки обрабатываемого материала и типа отверстия (сквозное или глухое), показывает следующее:

1) при обработке сквозных отверстий режущими метчиками имеет место резкое возрастание крутящего момента при вхождении первых 3 – 4-х зубьев заборного участка в контакт с обрабатываемой поверхностью, дальнейшее возрастание крутящего момента при контактировании всех зубьев заборного участка, более плавное увеличение крутящего момента при последующем контактировании зубьев калибрующего участка и резкое уменьшение при выходе зубьев заборного участка из контакта с обрабатываемой поверхностью;

2) при нарезании резьб в глухих отверстиях наблюдается непрерывное увеличение крутящих моментов и в момент начала реверсирования метчика – резкий спад крутящего момента и изменения его знака. Крутящий момент при вывинчивании составляет 10...15 % по модулю от крутящего момента при нарезании резьбы;

3) при образовании сквозных отверстий деформирующими и режуще-деформирующими метчиками скачок крутящего момента возникает при вступлении в работу зубьев переходной зоны;

4) при нарезании резьб режущими метчиками имеют место большие амплитуды колебаний крутящих моментов при вхождении единичных зубьев в контакт с обрабатываемыми отверстиями, чем при работе их деформирующими метчиками.

Крутящий момент при увеличении скорости до $V=0,07$ м/с при нарезании резьб режущими метчиками (рисунок 1) уменьшается на 16 %, а затем при дальнейшем ее повышении – практически не меняется.

Дисперсия крутящего момента увеличивается при увеличении скорости резьбонарезания, достигая максимума при $V=0,16$ м/с. При нарезании резьб деформирующими метчиками (рисунок 2) крутящий момент при увеличении скорости до $V=0,16$ м/с возрастает на 30 % и при дальнейшем повышении ее практически не меняется. Аналогичный характер изменения величин крутящих моментов наблюдается при обработке резьб режуще-деформирующими метчиками (рисунок 3), однако, приращение силовых характеристик составляет 10 %, что объясняется особенностью схемы обработки.

Экспериментально проверялось изменение величины крутящего момента по мере износа метчиков. Резьбу М4 нарезали режущими, деформирующими и режуще-деформирующими метчиками в сквозных отверстиях технологических образцов, толщиной 6 мм из сплава АМг2 (НВ 48). В качестве СОТС использовали СП-3 (ГОСТ 5702-75). Скорость нарезания $V=0,09$ м/с. Для определения характера изменения $M_{кр}$ после обработки определенного количества отверстий измеряли фактическую величину крутящего момента. Для режущих метчиков крутящий момент измеряли после обработки 20 отверстий, для деформирующих и режуще-деформирующих после 50 отверстий.

По полученным данным построены графики (рисунок 4), характеризующие изменение крутящего момента от количества обработанных отверстий, из графиков следует, что при нарезании резьб режущими метчиками крутящий момент увеличивается на 200 %. При использовании деформирующих метчиков крутящий момент практически не изменяется. В ряде опытов наблюдалось снижение величины крутящего момента на 10 %. Обработка резьбовых отверстий режуще-деформирующими метчиками характеризуется достаточно высокой стабильностью по сравнению с деформирующими метчиками. В ходе работы не наблюдалось резкого увеличения или уменьшения крутящего момента.

Как показано выше, стабильность операций получения внутренних резьб малых диаметров с количественной стороны определяется временем бесперебойной работы метчика, то есть его стойкостью. Для определения целесообразности перевода процесса обработки с резания на резание с опережающим пластическим деформированием были проведены стойкостные испытания. В сквозных отверстиях технологических образцов из сплава АМг2 (толщиной 6 мм) получали резьбы М4 режущими (ГОСТ 3266-81), деформирующими (ГОСТ 18839-73), и режуще-деформирующими метчиками. Скорость нарезания $V = 0,09$ м/с. В качестве СОТС использовали СП-3 (ГОСТ 5702-75).

За критерий стойкости метчиков принимали износ по наружному диаметру, при котором прекращалось свинчивание проходного резьбового калибра 5Н6Н с резьбовым отверстием. Стойкость метчиков определялась по формуле:

$$T = \frac{N_0 h_p}{n P}, \quad (4)$$

где N_0 — количество обработанных резьбовых отверстий; h_p — длина резьбы; n — частота вращения шпинделя; P — шаг резьбы.

Результаты испытаний приведены в таблице 1.

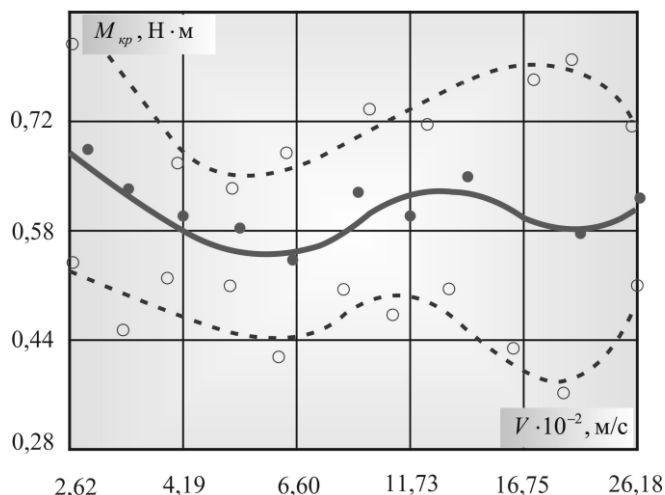


Рисунок 1 – Зависимость крутящего момента от скорости резания режущим метчиком М4; материал – АМГ1

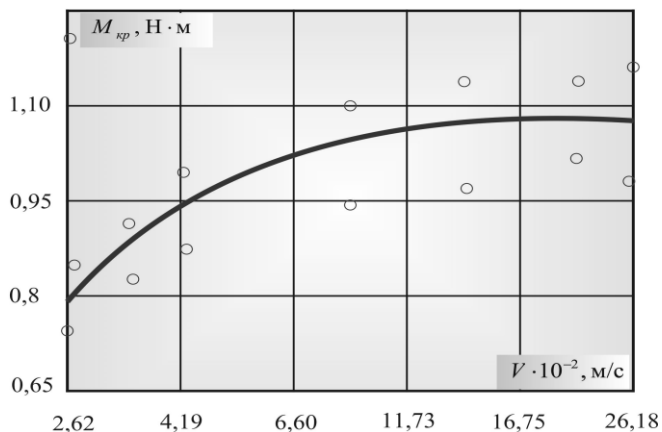


Рисунок 2 – Влияние скорости резания на крутящий момент при работе деформирующего метчика М4 в материале АМГ1

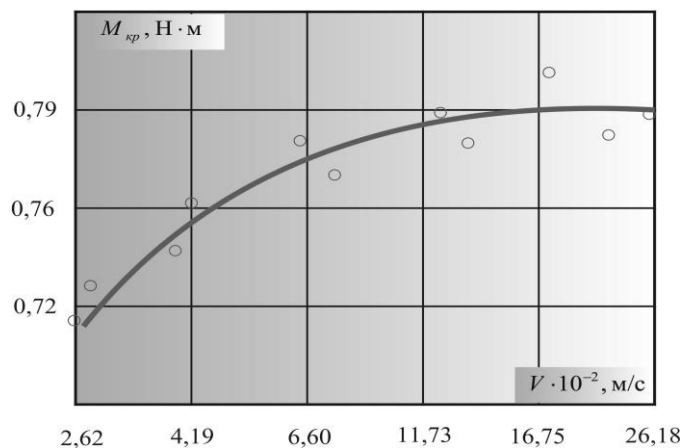


Рисунок 3 – Влияние скорости резцообразования на крутящий момент при работе режуще-деформирующего метчика М4 в материале АМг1

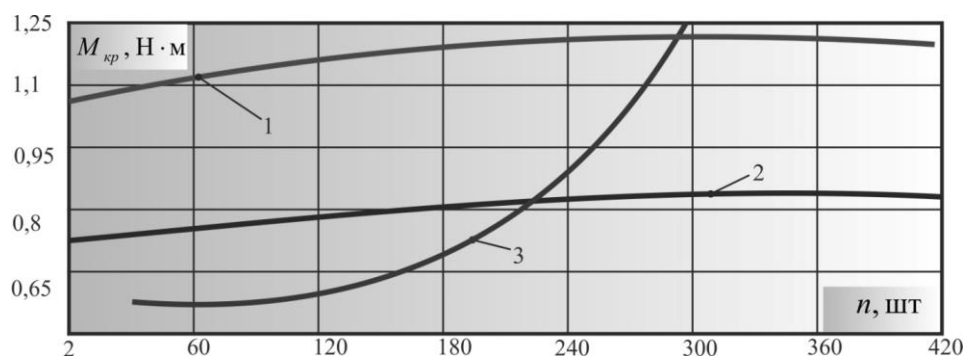


Рисунок 4 – Изменение величины крутящего момента в зависимости от количества обработанных отверстий: 1 – деформирующий метчик; 2 – режуще-деформирующий метчик; 3 – режущий метчик.

Таблица 1 – Стойкость метчиков при обработке сплава АМг2

Номер метчика	Количество обработанных отверстий					
	Машинно-ручной		Деформирующий		Режуще-деформирующий	
	N, шт	T, мин	N, шт	T, мин	N, шт	T, мин
1	396	7,56	48**	0,92	2461	49,22
2	131*	2,50	1987	37,85	2385	47,7
3	579	11,03	2697	49,55	2140	42,8
4	307	5,85	115 *	2,20	2843	56,86
5	221*	3,90	1635	31,15	1963	39,26
6	256	4,88	1430	27,25	2354	47,08
7	74*	1,40	275**	5,24	2272	45,44
8	13*	0,24	1180	22,49	2629	52,58
9	646	12,31	794	15,12	2023	40,46
10	186*	3,536	1962	37,36	385*	7,7
Ср		5,312		22,91		42,91

Примечание: * – процесс останавливался по причине неработоспособности метчика вследствие критических значений нароста на рабочей части и пакетирования стружки; ** – процесс останавливался по причине налипания на рабочей части.

Анализ полученных данных показывает, что имеет место о значительный разброс значений стойкости, обусловленный несовершенством геометрии рабочей части, нестабильностью параметров реальных метчиков и свойств инструментальных материалов

Стойкость метчиков М4 при работе в деталях из сплав АМг2 в 6...8 раз превысила стойкость режущих и почти в 1,8 ...2 раза стойкость деформирующих метчиков, что подтверждает теоретические положения разработанные в диссертации о более совершенной схеме формообразования резьб метчиками новых конструкций

Скорость резания при эксплуатации режуще-деформирующих метчиков рекомендуется выбирать до $V = 0,09$ м/с, что обеспечивает достаточную производительность операции.

Выводы. Проведенные исследования показали что: стойкость режуще-деформирующих метчиков выше в 6...8 раз стойкости режущих и в 1,8 ...2 раза стойкости деформирующих метчиков при обработке алюминиевых сплавов, характеризующихся высокой степенью адгезии; крутящий момент при работе режуще-деформирующих метчиков ниже на 12 % ниже, чем при работе деформирующих метчиков. При эксплуатации режуще-деформирующих метчиков рекомендуется выбирать скорость резания до $V = 0,09$ м/с.

Библиографический список использованной литературы

1. Пат. 64950 Украина. Метчик / Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 25.11.2011.
2. Пат. 66082 Украина. Метчик/ Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 26.12.2011.
3. Решетников М.Т. Планирование эксперимента и статистическая обработка данных / М.Т. Решетников. — Томск: Томск. гос. ун-т систем управления и радиоэлектроники, 2000. — 231с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Канареев Ф.М., Харченко О.О., Новиков П.А. Дослідження стійкості і крутного моменту при роботі ріжуче-деформуючих мітчиків

Показана методика і результати досліджень стійкості і крутних моментів що виникають при роботі мітчиків різних конструкцій при обробці різьб М3 ... М6. Здійснено аналіз проведених досліджень, що показав що: стійкість ріжучі-деформуючих мітчиків вище в 6 ... 8 разів стійкості ріжучих і в 1,8 ... 2 рази стійкості деформуючих мітчиків при обробці алюмінієвих сплавів, що характеризуються високим ступенем адгезії; крутний момент при роботі ріжучі-деформуючих мітчиків нижче на 12%, ніж при роботі деформуючих мітчиків.

Ключові слова: мітчик, крутний момент, стійкість.

Kanareev F.N., Kharchenko A.O., Novikov P.A.. Research of resistance and torque of cutting-deforming taps

Methods and results of researches of resistance and torque encountered using taps of different designs in the processing of threads M3 ... M6 is shown. The analysis of conducted researches, which showed that: resistance cutting-deforming taps is above 6 ... 8 times of tool life and 1.8 ... 2 times of the strength of deforming taps, when machining aluminum alloys, characterized by a high adhesion degree; torque when using cutting-deforming taps below 12% lower than in case of deforming taps is carried out.

Keywords: tap, torque, resistance, torque.

УДК 681.5

Л.А. Кияшко, ст. преподаватель,

А.А. Ветрогон, доцент, канд. техн. наук,

В.Н. Торлин, профессор, д-р техн. наук

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053

autosev@ukr.net

КОНЕЧНО–ЭЛЕМЕНТНАЯ МОДЕЛЬ ОБЪЕКТА УПРАВЛЕНИЯ В СИСТЕМЕ КОРРЕКЦИИ ПРОЦЕССА ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

Рассматривается методика расчета величины корректирующего воздействия, предназначенного для введения в управляющую программу обработки детали на токарном станке с ЧПУ, которая основана на конечно–элементном описании температурного поля и тепловых деформаций детали после черновых проходов.

Ключевые слова: *конечно–элементная модель, корректирующее воздействие, тепловые деформации.*

Постановка проблемы. При разработке управляющей программы для станка с ЧПУ невозможно учесть воздействие температуры резания на тепловые деформации элементов технологической системы, которые изменяют размерную настройку станка. Известно, что часть тепла, образующегося в зоне резания, уходит со стружкой, часть поступает в резец и часть нагревает деталь, при этом количество тепла, поступающего в резец на порядок меньше, чем в деталь. В связи с чем, нагрев детали, особенно после черновых проходов при обработке крупногабаритных поковок, вызывает существенное тепловое расширение заготовки, сравнимое по величине с размером поля допуска, что обуславливает необходимость учитывать это при настройке станка на чистовых проходах. Тепловым расширением резца, составляющим менее 1% от величины теплового расширения детали, можно пренебречь.

Анализ публикаций. В работе [1] рассматриваются математические модели процесса нагрева и теплового расширения деталей простых форм, что накладывает определенные ограничения на применение данных результатов на практике. В работе [2] рассмотрена методика расчета корректирующего воздействия, основу которой составляет измерение температуры резания в процессе черновой обработки, расчет температурного воздействия на деталь, нахождение температурного расширения детали и расчет корректирующего воздействия при переходе к чистовым проходам. В работе [3] рассмотрена задача синтеза системы управления, реализующая такую методику для объектов управления несложной конфигурации.

Цель и постановка задачи. Целью настоящей работы является разработка методики расчета корректирующего воздействия, которое необходимо ввести в управляющую программу после черновой обработки детали сложной конфигурации и структуры системы коррекции, реализующей такую методику. Для решения задачи предполагается разработка конечно–элементной модели детали, как объекта управления, с помощью которой будет осуществляться расчет тепловых деформаций и величины корректирующего воздействия.

Материалы и результаты исследования.

Системы управления современных станков с числовым программным управлением позволяют организовать в процессоре вычислительные процедуры в ходе выполнения программы, т.е. непосредственно при обработке детали. Такая процедура должна быть основана на определении величины теплового расширения поверхности, которую необходимо будет обрабатывать на чистовых проходах. Для реализации такой процедуры необходимо с помощью любого средства, например с помощью термопары или дистанционного пирометра, измерить температуру резания и ввести результаты измерения в модель объекта управления.

В общем случае объект управления представляет собой массивное тело вращения – заготовку в виде поковки (рисунок 1) обрабатываемую на токарном станке.

Перед началом обработки партии подобных деталей составляется конечно–элементная модель объекта управления, с помощью которой осуществляются компьютерные эксперименты, моделирующие процесс чернового точения. Для проведения исследования использовался пакет ABAQUS. Геометрия детали была создана в виде 3–D модели, затем данная модель была разбита на элементы. В узлах элементов, расположенных на наружной поверхности, задавалась температура T , соответствующая температуре резания. Первая серия экспериментов заключается в решении задачи теплопроводности для данной конфигурации детали и дает в заданном диапазоне температур резания (от 500°C до 1200°C) для исследуемого материала параметры температурных полей, возникающих при выполнении данной операции. Вторая серия – решение соответствующих найденным температурным полям задач

термоупругости, которые дают величины термических расширений поверхностей детали, в том числе и тех, которые на последующих переходах будут подвергаться чистовой обработке (в данном случае – это центральное посадочное отверстие). Единичное решение задачи теплопроводности для i -ой температуры резания T_i дает i -е температурное поле детали (рисунок 2) в том числе распределение температур на поверхности центрального отверстия.

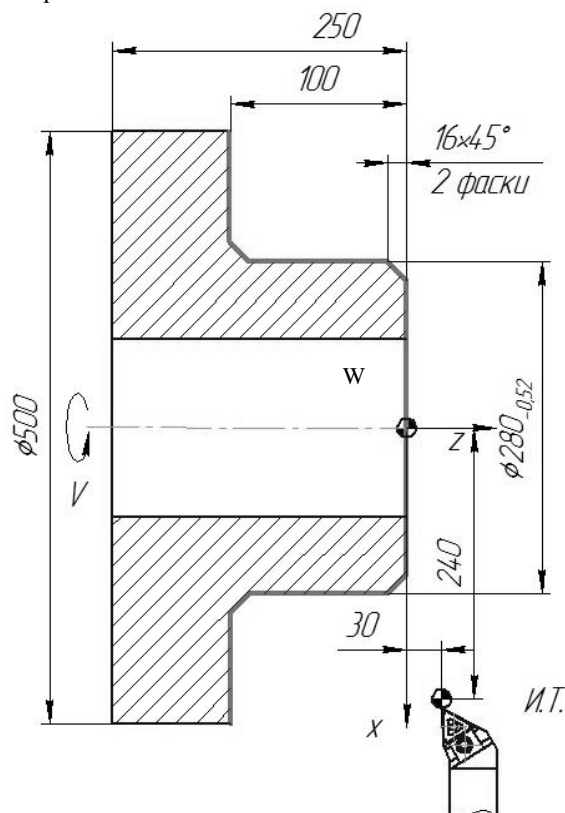


Рисунок 1 – Схема предварительной обработки исходной заготовки

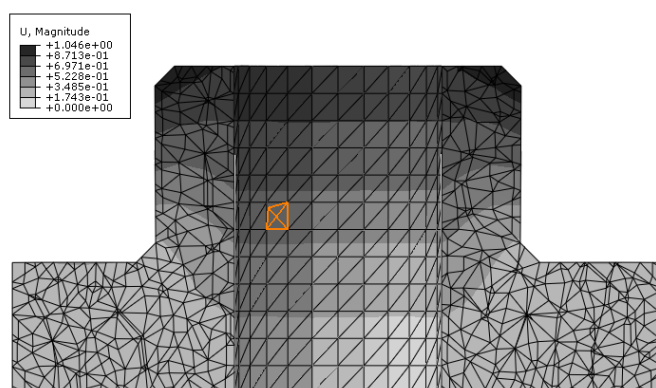


Рисунок 2 – Температурное поле детали

Единичное решение задачи термоупругости для i -го температурного поля (рисунок 3) дает искомое распределение температурных деформаций детали, в том числе и закон распределения перемещения, возникших в зоне интересующего нас отверстия.

Далее путем интерполяции результатов численных экспериментов получаем для данной детали следующую зависимость тепловых перемещений U_r по длине центрального отверстия от температуры резания T

$$U_r(z, T) = T_0 \cdot (a_0 + a_1 \cdot z + a_2 \cdot z^2 + a_3 \cdot z^3) \cdot e^{k \cdot T}, \quad (1)$$

где T – текущее значение температуры резания, $T_0, a_0, a_1, a_2, a_3, k$ – интерполяционные коэффициенты.

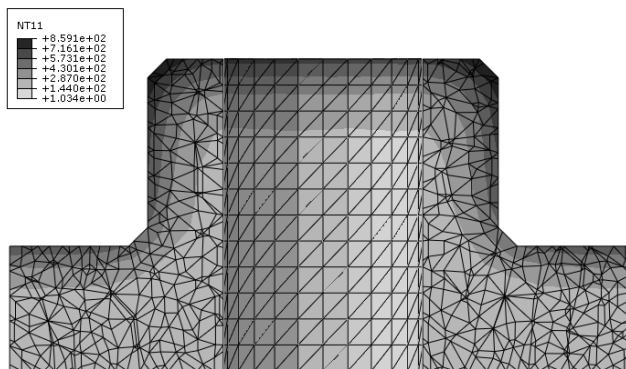


Рисунок 3 – Тепловые деформации детали

Для детали, представленной на рисунке 1, график функции (1) при $T=800^{\circ}\text{C}$ представлен на рисунке 4.

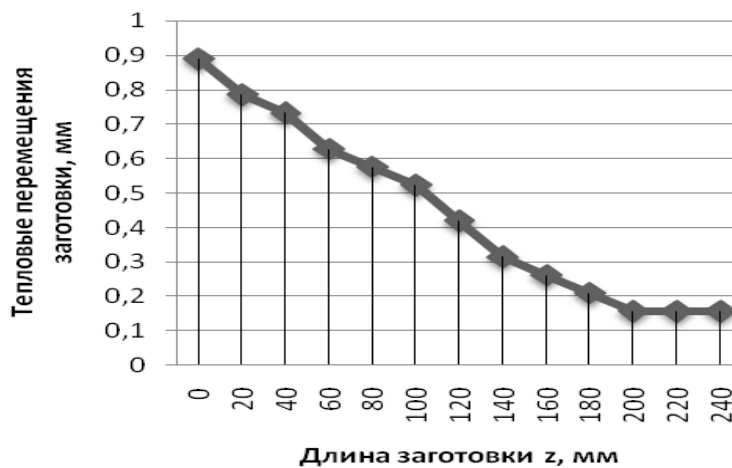


Рисунок 4 – Изменение U_r по длине детали

Максимальное значение $U_r(z,T)$ вносится в управляющую программу как величина коррекции. Разработанная методика была реализована в дополнительном контуре коррекции размера, показанном на рисунке 5.

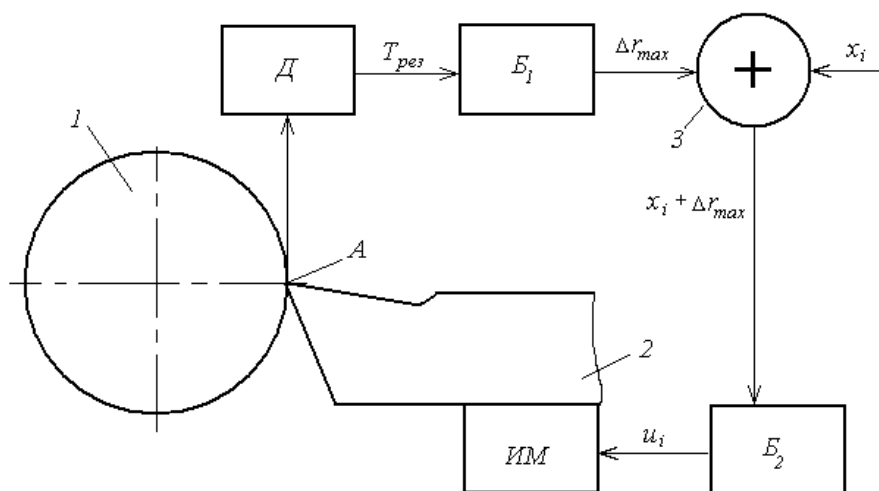


Рисунок 5 – Функциональная схема дополнительного контура коррекции размера

Схема работает следующим образом. В процессе обработки детали 1 резцом 2 температура резания в зоне обработки (точка А) контролируется датчиком Д. Цифровой сигнал $T_{рез}$ от датчика Д поступает в блок Б₁ управляющего компьютера, в котором осуществляется вычисление U_r по формуле (1) при изменении z от z_1 до z_2 ($z_2 - z_1 = l$ – длина прохода), при этом из массива U_r выбирается максимальное значение. Затем в сумматоре 3 эта величина складывается с номинальным размером x_i , в результате получается настроечный размер x_n

$$x_n = x_i + \Delta r_{max}, \quad (2)$$

где Δr_{max} – корректирующее воздействие.

Размер x_n в блоке Б2 преобразуется в код u_i , поступающий в двигатель исполнительного механизма ИМ.

Выводы:

1. Применение конечно–элементной модели объекта управления в системе коррекции процесса токарной обработки позволяет управлять процессом обработки деталей сложной конфигурации.
2. Разработанная методика позволяет повысить точность процесса обработки.

Направления дальнейших исследований. В дальнейшем необходимо исследовать возможность использования метода конечных элементов при составлении подпрограмм и процедур прямого программного управления механической обработкой на станках с ЧПУ.

Библиографический список использованной литературы

1. Кияшко Л.А. Разработка подпрограмм многопроходного точения с коррекцией управляющих параметров по величине температурной деформации детали / Л.А. Кияшко, В.Н. Торлин // Вестник СевГТУ. — Севастополь, 2004. — Вып. 57: Автоматизация процессов и управление. — С. 82 – 86.
2. Кияшко Л.А. Расчет корректирующего воздействия в процессе программного управления обработкой деталей на станках с ЧПУ по температуре детали / Л.А. Кияшко В.Н. Торлин // Вестник СевГТУ: Сб. научн. тр. — Севастополь, 2007. — Вып. 83: Автоматизация процессов и управление. — С. 105 – 107.
3. Кияшко Л.А. Синтез регулятора для стабилизации размерной настройки токарного станка с системой ЧПУ при обработке среднегабаритных деталей / Л.А. Кияшко // Вестник СевГТУ : сб. науч. тр. — Севастополь, 2007. — Вып. 83: Автоматизация процессов и управление. — С. 86 – 88.

Поступила в редакцию 09.04.2013 г.

Кияшко Л.О., Вітрогон О.О., Торлін В.М. Кінцево–елементна модель об'єкту управління в системі корекції процесу токарної обробки

Розглядається методика розрахунку величини коректуючої дії, призначеного для введення в управляючу програму обробки деталі на токарному верстаті з ЧПК, яка заснована на кінцево–елементному описі температурного поля і теплових деформацій деталі після чорнових проходів.

Ключові слова: кінцево–елементна модель, коректуюча дія, теплові деформації.

Kiyashko L.A., Vetrogon A.A., Torlin V.N. Finite–element model of control object in system of machining correction

The method of calculation of the value of correcting influence intended for introduction to the control program of part machining on a lathe with CNC is examined, which is based on certainly–element description of the temperature field and thermal deformations of part after draft passage–ways.

Keywords: finite–element model, correcting influence, thermal deformations.

УДК 621.9

В.Д. Ковалев, профессор, д-р техн.наук,

Я.С. Антоненко, ассистент

Донбасская государственная машиностроительная академия,

ул. Шкадинова, 72, г. Краматорск, Украина 84300

msi@dgma.donetsk.ua

ИССЛЕДОВАНИЕ ЖЕСТКОСТИ СТАНИН ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНИН

В работе проанализированы результаты натурных испытаний литой станины и результаты моделирования станины сварной конструкции. Рассчитаны граничные значения распределенных нагрузок силовых воздействий на станину. Наиболее точным методом расчета и моделирования несущих систем является метод трехмерного моделирования, основанный на методе конечных элементов.

Ключевые слова: *точность, тяжелый станок, несущая система, моделирование, сварная станина.*

Точность – один из важнейших показателей качества машин, существенно влияющий на все критерии работоспособности их механизмов, а следовательно, и на выходные показатели машин. Точность деталей и механизмов по условию их удовлетворительной работы должна обеспечивать точное положение и движение звеньев, ограничение динамических нагрузок, концентрации нагрузок и напряжений, оптимальные зазоры и натяги в сопряжениях и др. [1]. Одним из критериев, оказывающих основное влияние на точность и производительность, является жесткость. Жесткость выступает и как критерий качества, и как критерий расчета размеров несущей системы станков. Несущие системы станков должны обеспечивать и сохранять в течение требуемого срока службы правильное расположение и возможность точных и плавных взаимных перемещений инструмента и изделий вхолостую и при резании. Для обеспечения этих требований конструирование станин и корпусных деталей в настоящее время подчиняется критериям жесткости деталей и износостойкости направляющих, а также условиям технологичности. Влияние жесткости станин и корпусных деталей на работу механизмов станка определяется перераспределением давлений в сопряжениях и нарушением условий правильного контакта в результате упругих деформаций элементов системы.

Целью данной статьи является оптимизация и рационализация конструкции станин, как основного элемента несущей системы тяжелого токарного станка, для снижения металлоемкости с сохранением жесткости и прочности.

Требования к металлорежущим станкам постоянно растут при необходимости снижения металлоемкости, поэтому вопрос оптимизации и рационализации конструкции несущих систем является актуальным. Наиболее точным методом расчета и моделирования несущих систем является метод трехмерного моделирования, основанный на методе конечных элементов. Так как корпусные детали имеют весьма сложную конструктивную форму и находятся под действием пространственной нагрузки, проводятся приближенные расчеты [2]. В этих расчетах, силовые факторы, действующие на корпусные детали, рассматриваются как сосредоточенные, приложенные в одном сечении. Точность приближенных расчетов оценивается сравнением результатов расчетов и экспериментов на реальных станках аналогичных конструкций при статическом нагружении, соответствующем нагружению при резании. Результаты разработанного и проверенного на моделях расчета упрощенных систем распространяются на реальные конструкции – принимается, что элементы правильной формы, образующие упрощенную систему, имеют те же геометрические характеристики сечений, что и соответствующие элементы реальных систем. Возможность такого распространения проверена сравнением результатов расчетов и экспериментов над реальными конструкциями при схемах нагружения, по возможности более точно соответствующих принятым при расчете.

Для определения оптимальной конструкции станины тяжелого токарного станка грузоподъемностью 100 т, был проведен сравнительный анализ результатов компьютерного моделирования станины сварной и литой конструкции и натурных испытаний станины тяжелого токарного станка.

Испытания были произведены в лаборатории на ПАО «Краматорский завод тяжелого станкостроения» на секции станины натурных размеров. Испытание и моделирование производилось для определения прогиба станины при ее нагружении. Станина станка 1А665 литой конструкции была свободно установлена на четыре крайних (по два с каждого края) башмаках. Для обжатия стыков в опорах первоначально на станину был установлен и снят груз массой 7,2 тонны. Дальнейшее нагружение производилось грузом массой 3,1 тонны. Профиль зеркала станины записывался на осциллограмму прибором контроля прямолинейности ПКП-1 М.

Кривые результатов моделирования и результатов натуральных испытаний показали (рисунок 1), что деформации станины имеет одинаковый характер, расхождение максимальных деформаций составляет 6,25%.

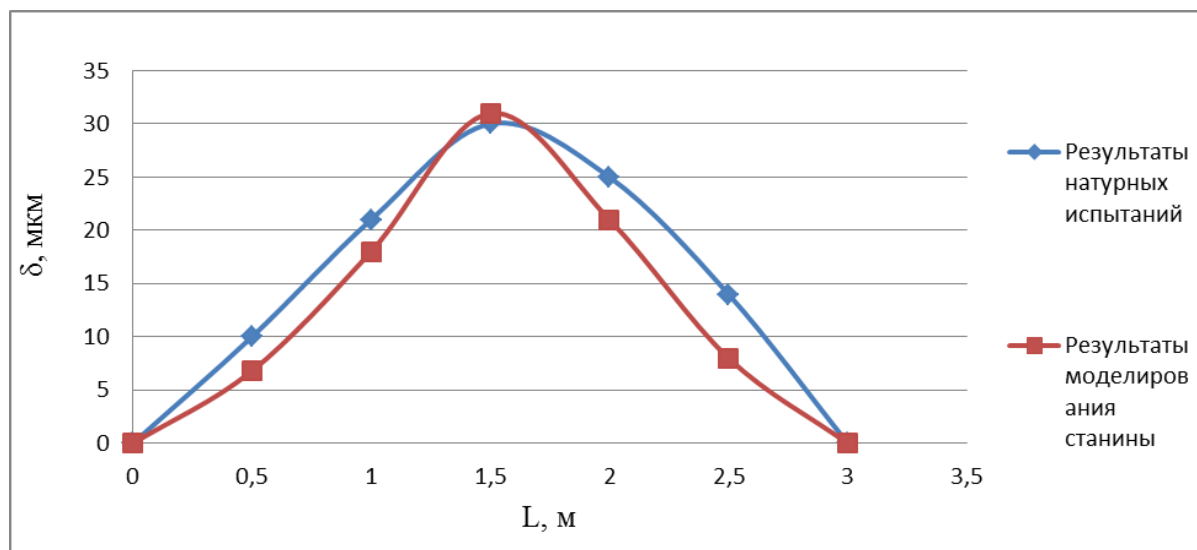


Рисунок 1 – Сравнение результатов натуральных испытаний и компьютерного моделирования

На основании анализа результатов натуральных испытаний и результатов моделирования сварной станины можно сделать выводы о том, что сварная станина обладает более высокой жесткостью, т.к. испытывает деформацию в 1,4 раза меньшую, чем литая станина при одинаковой силе нагружения. Твердотельная модель станины была выполнена в пакете SolidWorks. Исследование силовых воздействий на станину суппорта и станину изделия рассматривали отдельно из-за многократного увеличения размера объекта, как линейного так и массового, поэтому для обобщения модели пришлось значительно упростить расчет параметров твердотельной модели. С помощью инструментов пакета CosmosWorks было произведено моделирование силовых деформаций методом конечных элементов. На станину изделия и станину суппортов были наложены силовые воздействия согласно предварительно рассчитанным граничным значениям распределенных нагрузок.

Определение нагрузок действующих на станину.

Входные данные для расчета.

Наибольший диаметр обрабатываемой поверхности $D_{обр} = 2500 \text{ мм}$

Расстояние между центрами $R_{мц} = 12500 \text{ мм}$

Усилие резания $P_z = 200 \text{ кН}$

Максимальная масса устанавливаемой заготовки $M = 100 \text{ т}$.

Расчет граничных значений распределенных нагрузок, которые действуют на станину изделия.

Определим давление на опорной поверхности от вертикальных сил, приведенных к центру тяжести задней бабки.

$$q_0 = \frac{P + G - P_z}{l_1 \cdot 2b} = \frac{500 + 100 - 200}{2 \cdot 2,4 \cdot 0,32} = 260 \text{ кН/м}^2.$$

Определим давление на опорной поверхности от приведенного к центру тяжести момента от вертикальных сил, действующих на заднюю бабку.

$$\frac{2 \cdot b \cdot q'_1 \cdot l_1}{4} \cdot \frac{2l_1}{3} = (P - P_z) \cdot \left(l_0 + \frac{l_1}{2} \right),$$

откуда,

$$q'_1 = \frac{3 \cdot (P - P_z) \cdot \left(l_0 + \frac{l_1}{2} \right)}{b \cdot l_1^2} = \frac{3 \cdot 300 \cdot 1,4}{0,32 \cdot 2,4^2} = 684 \text{ кН/м}^2.$$

Определим давление от силы P_y на опоры:

$$q'_2 = \pm \frac{P_y \cdot 1,3}{b_2 \cdot 0,86} = \pm \frac{60 \cdot 1,3}{0,32 \cdot 0,86} = 283 \text{ кН/м}^2$$

Для полки 1: $q_1 = q_0 + q'_1 + q'_2 = 684 + 283 + 260 = 1277 \text{кН/м}^2$;

$$q_2 = q_0 - q'_1 + q'_2 = 260 - 684 + 283 = -141 \text{кН/м}^2$$

Для полки 2: $q_1 = q_0 + q'_1 - q'_2 = 260 + 684 - 283 = 661 \text{кН/м}^2$;

$$q_1 = q_0 + q'_1 - q'_2 = 260 + 684 - 283 = 661 \text{кН/м}^2$$

$$q_2 = q_0 - q'_1 - q'_2 = 260 - 684 - 283 = -707 \text{кН/м}^2$$

Определим давление на боковые поверхности полок станины от силы P_y

Определяем давление от силы P_y , приведенной к центру тяжести задней бабки.

$$q_0 = \frac{P_y}{b_1 \cdot l_1} = \frac{60}{0,08 \cdot 2,4} = 312,5 \text{кН/м}^2$$

Определим давление от приведенной к центру тяжести задней бабки момента от силы P_x

$$\frac{q'_1 \cdot b_1 \cdot l_1}{4} \cdot \frac{2l_1}{3} = P_y \left(l_0 + \frac{l_1}{2} \right)$$

Откуда

$$q'_1 = \frac{6P_y \left(l_0 + \frac{l_1}{2} \right)}{b_1 \cdot l_1^2} = \frac{6 \cdot 60 \cdot 1,4}{0,08 \cdot 2,4^2} = 1094 \text{кН/м}^2$$

Определим граничные значения давления на боковые поверхности полок:

$$q_1 = q_0 + q'_1 = 312,5 + 1094 = 1406,5 \text{кН/м}^2 ;$$

$$q_2 = q_0 - q'_1 = 312,5 - 1094 = -718,5 \text{кН/м}^2 .$$

Расчет граничных значений распределенных нагрузок, которые действуют на станину суппортов.

Аналогичный расчет произведем для станины суппортов. Определим давление от всех вертикальных сил приведенных в центр тяжести суппортов:

$$q_0 = \frac{G + P_z}{l_1 \cdot 2b} = \frac{100 + 200}{2 \cdot 2,4 \cdot 0,32} = 195 \text{кН/м}^2 .$$

Определим давление от приведенного к центру суммарного момента от силы P_z :

$$q'_1 = \pm \frac{P_z \cdot \left(1,2 \cdot \frac{1,03}{2} \right)}{b \cdot l_1 \cdot 1,03} = \pm \frac{200 \cdot (1,2 \cdot 0,515)}{0,32 \cdot 2,4 \cdot 1,03} = 434 \text{кН/м}^2 .$$

Определим давление от приведенного к центру суппорта момента от силы P_y :

$$q'_2 = \pm \frac{P_y \cdot 1,3}{b \cdot l_1 \cdot 1,03} = \pm \frac{60 \cdot 1,3}{0,32 \cdot 2,4 \cdot 1,03} = 99 \text{кН/м}^2 .$$

Определим давление от приведенного к центру тяжести суппорта момента от силы P_x :

$$q'_3 = \pm \frac{P_x \cdot 1,3}{b \cdot l_1 \cdot \frac{l_1}{3}} = \pm \frac{3 \cdot 60 \cdot 1,3}{0,32 \cdot 2,4^2} = 127 \text{кН/м}^2 .$$

Определим граничные давления на полки станины суппортов

Для полки 1: $q_1 = q_0 + q'_1 - q'_2 - q'_3 = 195 + 434 - 99 - 127 = 403 \text{кН/м}^2$;

$$q_2 = q_0 + q'_1 - q'_2 + q'_3 = 195 + 434 - 99 + 127 = 657 \text{кН/м}^2 .$$

Для полки 2: $q_1 = q_0 - q'_1 + q'_2 + q'_3 = 195 - 434 + 99 - 127 = -140 \text{кН/м}^2$.

$$q_2 = q_0 - q'_1 + q'_2 + q'_3 = 195 - 434 + 99 + 127 = -13 \text{кН/м}^2 .$$

Определим давление на боковой поверхности от данных сил.

От силы P_y на боковую поверхность полок станины суппорта будет действовать давление

$$q_0 = \frac{P_y}{b_1 \cdot l_1} = \frac{60}{0,08 \cdot 2,4} = 312,5 \text{кН/м}^2 .$$

От момента силы P_x приведенного к центру тяжести суппорта будет действовать давление равное

$$P_x \left(1,2 + \frac{1,03}{2} \right) = q'_1 \cdot \frac{b_1 l_1}{4} \cdot \frac{2l_1}{3} .$$

Откуда,
$$q_1' = \frac{6P_x \left(1,2 + \frac{1,03}{2}\right)}{b_1 \cdot l_1^2} = \frac{6 \cdot 60 \left(1,2 + \frac{1,03}{2}\right)}{0,08 \cdot 2,4^2} = 670 \text{ кН} / \text{м}^2.$$

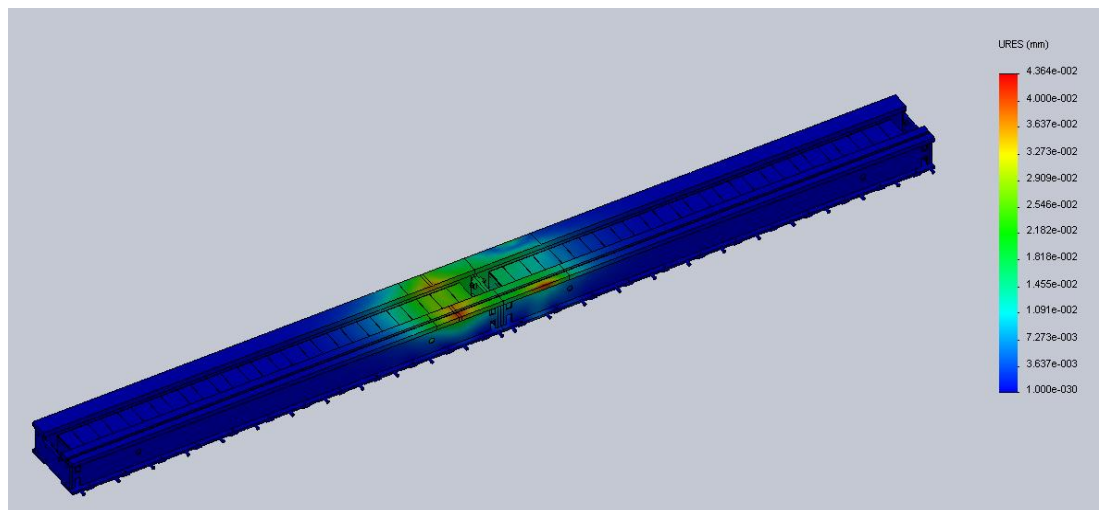
Определим граничные значения давления на боковых поверхностях полок станины суппорта:

$$q_1 = q_0 - q' = 312,5 - 670 = -375,5 \text{ кН} / \text{м}^2;$$

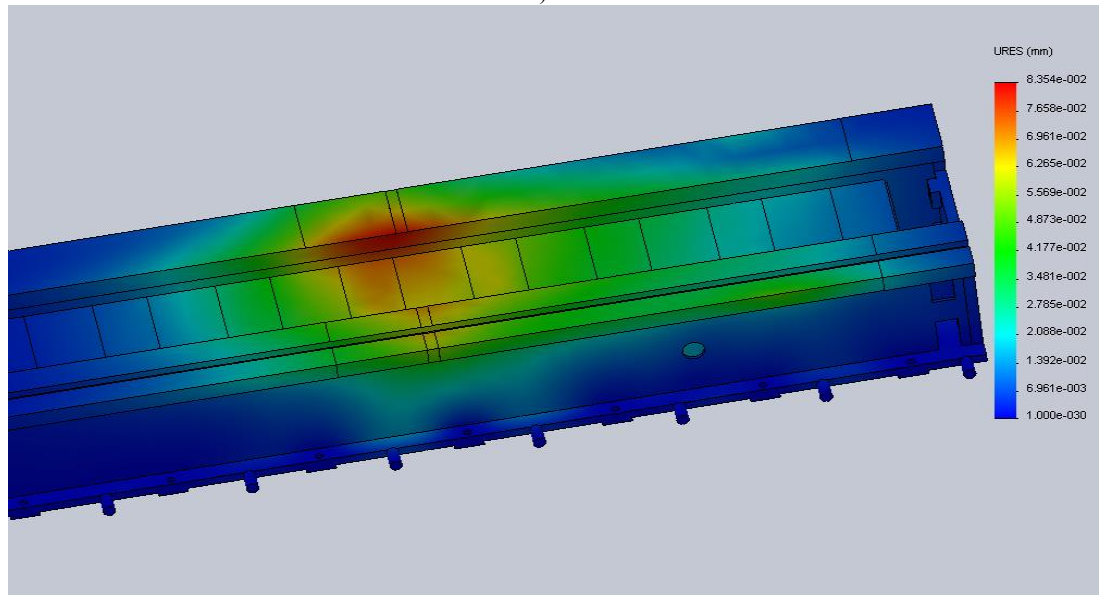
$$q_2 = q_0 + q' = 312,5 + 670 = 982,5 \text{ кН} / \text{м}^2.$$

Исследование жесткости станины изделия.

Нагружение станины изделия проводилось в двух местах: на стыках двух секций и на расстоянии 400 мм от края секции.



а)



б)

Рисунок 2 – Эпюра результирующих перемещений: а) при нагружении станины на стыке двух секций, б) при нагружении станины на расстоянии 400 мм от края секции

Как видно из рисунка 2 максимальное результирующее перемещение от действия приложенных сил на стыке двух секций составляет 43 мкм, а при нагружении станины изделия на расстоянии 400 мм от края секции максимальное результирующее перемещение составляет 83 мкм. Полученные результаты являются для данного класса станков удовлетворительными.

Исследование жесткости станины суппортов.

Нагружение станины суппортов проводилось в двух местах: на стыках двух секций и на расстоянии 1200 мм от края секции.

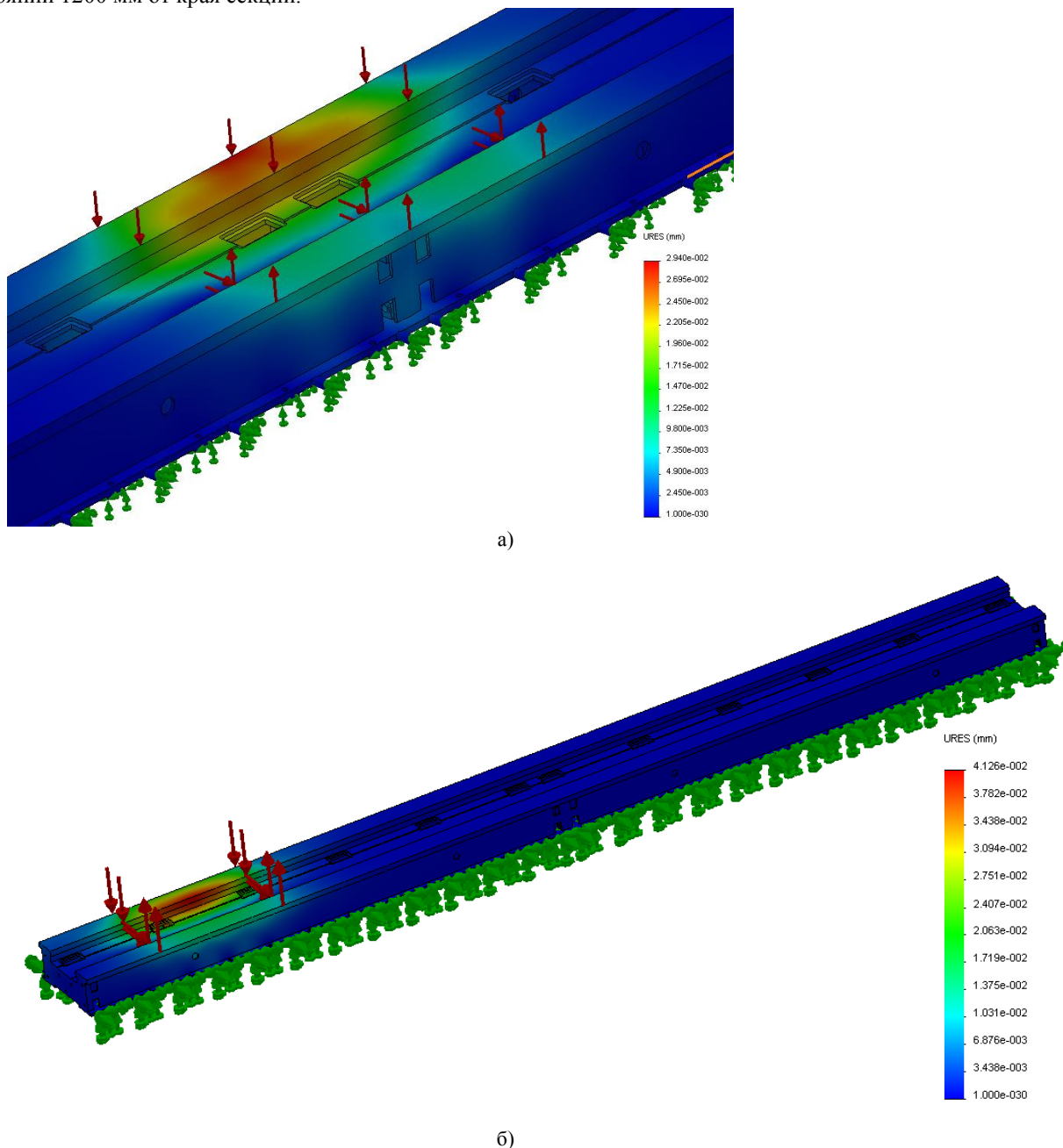


Рисунок 3 – Эпюра результирующих перемещений: а) при нагружении станины на стыке двух секций, б) при нагружении станины на расстоянии 1200 мм от края секции

Как видно из рисунка 3 максимальное результирующее перемещение от действия приложенных сил при нагружении станины на стыке двух секций составляет 29 мкм, при нагружении станины на расстоянии 1200 мм от края секции составляет 41 мкм. Полученные результаты являются для данного класса станков удовлетворительными.

Выводы.

1. Разработаны методы твердотельного моделирования несущих систем, позволяющие с высокой точностью прогнозировать напряженно-деформированное состояние станин, что подтверждено натурными испытаниями.
2. Станины сварной конструкции обладают меньшей металлоемкостью, по сравнению с литыми, при тех же показателях жесткости и прочности, хотя уступают в виброустойчивости.

3. Разработан метод компоновки станин тяжелых токарных станков с системой сил и распределенных нагрузок, которые действуют на станок в процессе его работы, с обеспечением минимальных отклонений базовых поверхностей и возможностью восприятия повышенных нагрузок от массы заготовки и сил резания.

Библиографический список использованной литературы

1. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков / Д.Н. Решетов, В.Т. Портман. — М.: Машиностроение, 1986. — 336 с.
2. Каминская В.В. Станины и корпусные детали металлорежущих станков / В.В. Каминская, З.М. Левина, Д.Н. Решетов. — М.: Машгиз, 1960. — 365 с.
3. Проников А.С. Программный метод испытания металлорежущих станков. / А.С. Проников. — М.: Машиностроение, 1985. — 288 с.
4. Атапин В.Г. Оценка параметров несущих конструкций тяжелого многоцелевого станка на этапе проектирования. / Атапин В.Г. // Вестник машиностроения. — 2007. — с. 61 – 64.

Поступила в редакцию 28.03.2013г.

Ковальов В.Д., Антоненко Я.С. Дослідження жорсткості станин важких токарних верстатів

У роботі проаналізовано результати натурних випробувань литої станини і результати моделювання станини зварної конструкції. Розраховані граничні значення розподілених навантажень силових впливів на станину. Найбільш точним методом розрахунку і моделювання несучих систем є метод тривимірного моделювання, заснований на методі кінцевих елементів.

Ключові слова: точність, важкий верстат, несуча система, моделювання, станина.

Kovalov V.D., Antonenko Ya.S. Study of rigidity of bed of heavy lathes.

This paper analyzes the results of the field tests of cast frame and the results of modeling the welded type frame. Boundary values of distributed loads of force effects on the frame are calculated. The most accurate method of calculation and simulation of support systems is the three-dimensional modeling based on the finite element method.

Keywords: precision, heavy machine tool, support system, modeling, frame.

УДК 621.923:621.90.17

А.Г. Колесов, аспирант,

С.Е. Сазонов, канд. техн. наук,

С.М. Братан, профессор д-р техн. наук

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ПОЛИРОВАНИЯ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ ПРИБОРОВ

Статья посвящена разработке математической модели, характеризующей закономерности удаления материала с учетом образования оксидных пленок на поверхности обрабатываемого материала на операциях полирования прецизионных деталей приборов, которые работают при циклических знакопеременных нагрузках.

Ключевые слова: математическая модель, полирование, съем материала, абразивное зерно, шероховатость.

Введение. Одной из основных задач машиностроения является повышение производительности технологических процессов в сочетании с выполнением требований к качеству и уменьшением себестоимости обработки. Одновременное достижение этих показателей может быть обеспечено только за счет применения новых прогрессивных методов обработки и оптимального управления технологическими операциями [1].

Особенно актуальна эта задача при производстве прецизионных приборов точной механики, например, таких, как акселерометры. Основной деталью этих приборов являются упругие элементы – маятники, которые работают при циклических знакопеременных нагрузках, от качества изготовления которых зависит надёжность прибора. Маятник акселерометра представляет собой конструкцию, выполненную в виде плоского тела сложной конфигурации с фасонными поверхностями, изготовленными по 4 – 5 квалитетам, с шероховатостью поверхности $Ra=0,1 – 0,05$ мкм. Пример такой конструкции приведен на рисунке 1(а, б).

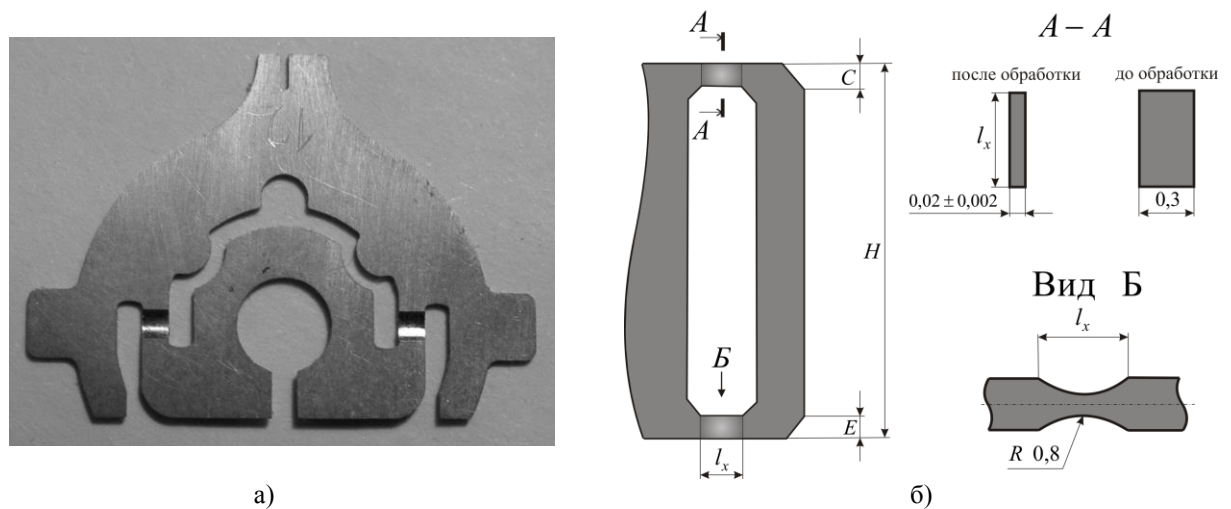


Рисунок 1 – Пример конструкций маятников:

а) – конструкции маятников; б) – упругий элемент маятника, который необходимо обработать – перемычка толщиной 0,020 мм с допуском $\pm 0,002$ мм и шероховатостью $Ra=0,1 \dots 0,05$ мкм

Для обработки прецизионных деталей приборов в настоящее время, используются различные технологические методы, и приемы, но в виду очень жестких требований к качеству изготовления продукции обработка производится в несколько этапов [2]. На финишных этапах обработки деталей данного класса традиционно использовались методы абразивно-алмазной обработки [2].

Для обеспечения заданных требований обработки прецизионных поверхностей используют методы доводки и полирования. Процесс доводки позволяет обеспечить высокую точность, а полирование – заданные параметры шероховатости. В настоящее время для процесса доводки имеются научно-обоснованные методики [2], позволяющие прогнозировать точность и качество обработки. Процесс полирования – не достаточно изучен, отсутствие методик, позволяющих назначать режимы обработки, связано с отсутствием адекватных математических моделей, описывающих процесс.

При полировании используют абразивные пасты и суспензии, в состав которых входят поверхностно-активные вещества (стеариновые кислоты, парафин и др.), и процесс полирования протекает под действием следующих факторов:

- 1) химическое воздействие поверхностно-активных полирующих веществ и образование оксидных пленок на обрабатываемой поверхности;
- 2) резание абразивными зернами или размельчение (диспергирование) тончайшего поверхностного слоя;
- 3) пластическое течение микрорельефа полируемой поверхности.

Однако использование процесса полирования сдерживается отсутствием физических адекватных математических моделей.

Таким образом, **целью данной работы является** разработка математических моделей, отражающих закономерности удаления материала на операциях полирования.

Основное содержание работы. Для получения математической модели, позволяющей рассчитывать съём материала при полировании, рассмотрим процессы, происходящие на обрабатываемой поверхности. Поверхностно-активные вещества входящие в состав паст и суспензий способствуют образованию оксидных пленок на обрабатываемой поверхности. При полировании пленки легко срываются абразивными зернами, особенностью таких пленок является способность к адсорбции, тонко измельченные веществ. В процессе полирования абразивные зерна удаляют пленку с поверхности заготовки, на активированной поверхности под влиянием кислорода или другого химического реагента вновь образуется пленка. Часть абразивных зерен попадает а след предшествующего зерна, при этом съема материала не происходит, другая часть зерен проходит через слой материала образуя царапины, третья часть зерен частично попадает в след предшествующих царапин, частично проходит через материал.

При прохождении абразивных зерен через уровень на обрабатываемой поверхности образуются элементарные площадки, если известно число площадок ΔN , возникающих в любой момент времени, то можно вычислить приращение съёма материала на элементарной площадке за счет химического воздействия ΔQ_X :

$$\Delta Q_X = [\Delta Q(\tau') \cdot S_n \cdot \Delta N(\tau)] \cdot \Delta t, \quad (1)$$

где $\Delta Q(\tau')$ – скорость образования оксидной пленки на элементарной площадке, S_n – площадь элементарной площадки; ΔN - число площадок; Δt – приращение времени.

Единственной неизвестной величиной в уравнении (1) является ΔN - число площадок, возникающих в любой момент времени.

Для получения зависимости, позволяющей рассчитывать количество площадок, возникающих в любой заданный момент времени t , рассмотрим рисунок 2.

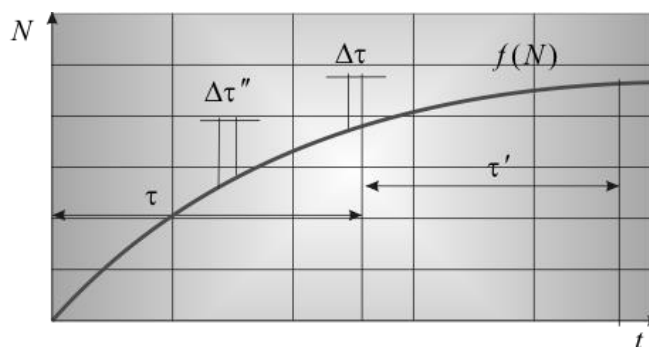


Рисунок 2 – Схема к расчету съема металла за счет образования оксидных пленок с учетом обновления поверхности в результате абразивного воздействия

Пусть в момент времени t_0 через рассматриваемый уровень заготовки начинают проходить вершины наиболее выступающих абразивных зерен.

В случае контактирования абразивных зерен с металлом на его поверхности появляются элементарные площадки. Однако вследствие наложения единичных срезов друг на друга у значительной части зерен контакт с материалом будет неполным. Он распространится не на всю ширину абразивного зерна. Другая часть абразивных зерен вообще попадает в единичные риски. В этом случае площадки не образуются.

Число зерен, контактирующих с материалом, пропорционально вероятности его не удаления, то есть на основе анализа вероятности контакта вершин зерен с материалом может быть вычислено

количество площадок, образовавшихся в момент времени τ . Вероятность появления площадки равна вероятности события, заключающегося в том, что точка профиля зерна пройдет через металл. Если, например, за время Δt через уровень Δu , расположенный в пределах $u = 0$ до $u = t_{\phi}$ пройдет $\Delta \lambda$ зерен, то вероятность появления площадок будет равна:

$$P_n = \Delta \lambda \cdot P(\overline{M}), \tag{2}$$

где $P(\overline{M})$ – вероятность не удаления материала в момент времени τ на уровне W .

Однако часть площадок, образовавшихся в момент времени τ , попадает с учетом перекрытия в зону действия одного из зерен и может быть срезана в любой момент времени

$$\tau' = t - \tau,$$

где t – данный момент времени, τ' – время существования площадки.

Очевидно, для того чтобы определить число площадок в любой момент времени t , нужно домножить вероятность появления площадки P_n на вероятность события, заключающегося в том, что площадка, образовавшаяся за время $\Delta \tau$ на уровне W , не будет срезана.

$$\Delta N(\tau') = \Delta \lambda \cdot P(\overline{M}) \cdot P_N(\overline{M}), \tag{3}$$

где $P_N(\overline{M})$ – вероятность того, что площадка, образовавшаяся за время $\Delta \tau$ на уровне W , не будет срезана.

Число зерен, прошедших через сечение W за период $\Delta \tau$, вычисляется по плотности распределения

$$\Delta \lambda_{\Delta \tau} = V_K \cdot n_3 \cdot f(a_3) \cdot \Delta a_3 \cdot \Delta \tau, \tag{4}$$

где n_3 – количество зерен в единице объема рабочего слоя инструмента, a_3 – расстояние от условной наружной поверхности инструмента до вершины зерна, V_K – окружная скорость инструмента; $f(a_3)$ – функция плотности распределения глубины внедрения зерен в материал заготовки.

Нормальная сила резания P_H единичным зерном характеризуется соотношением

$$P_{Hi} = 11,8 \cdot \tau_{c\partial vi} \cdot a_i^2 \cdot \frac{(1 + \xi_c)^3}{\xi_c}, \quad \forall i = \{притир, заготовка\}, \{u, z\} \tag{5}$$

где $\tau_{c\partial vi}$ – величина касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига материала; $\xi_c = 1 \dots 3$ – коэффициент усадки стружки; a_i – глубина внедрения зерна в инструмент или заготовку соответственно.

Для взаимодействия каждого абразивного зерна с материалом заготовки и полировального инструмента справедливо равенство

$$P_{Hu} = P_{Hz}, \tag{6}$$

где P_{Hu} , P_{Hz} – силы реакций, возникающих при внедрении единичного зерна в материал инструмента и заготовки, соответственно.

С учетом зависимостей (5) и (6):

$$11,8 \cdot \tau_{c\partial v3} \cdot a_3^2 = 11,8 \cdot \tau_{c\partial vu} \cdot a_u^2 \tag{7}$$

Обозначив сумму внедрений зерна в материалы заготовки и инструмента через $\Delta = a_3 + a_u = d - L$ из пропорции (7) получим

$$\Delta = \left(\frac{\sqrt{\tau_{c\partial v3}} + \sqrt{\tau_{c\partial vu}}}{\sqrt{\tau_{c\partial v3}}} \right) \cdot a_3.$$

Откуда

$$a_3 = \mu(d - L),$$

где $\mu = \left(\frac{\sqrt{\tau_{c\partial vu}}}{\sqrt{\tau_{c\partial vu}} + \sqrt{\tau_{c\partial v3}}} \right)$, $\tau_{c\partial v3}$, $\tau_{c\partial vu}$ – величины касательных напряжений вдоль условных плоскостей сдвига материалов заготовки и инструмента, a_3 – глубина внедрения зерна в материал заготовки.

В силу того, что для полирования используются микропорошки, у которых закон распределения величин диаметров зерен близок к нормальному, запишем

$$f(d) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_d} \exp \left[-\frac{(d - m_d)^2}{2\sigma_d^2} \right],$$

где m_d , σ_d – математическое ожидание и среднее квадратическое отклонение размера абразивных зерен, соответственно.

Поскольку неровности инструмента и заготовки подчиняются независимым гауссовским распределениям. Поэтому расстояние между инструментом и заготовкой имеет нормальный закон распределения с функцией плотности

$$f_L = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2}} \cdot \exp \left[-\frac{[(u_1 + u_2) - (m_{u1} + m_{u2})]^2}{2(\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2)} \right] = \\ = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \frac{1}{\sqrt{\sigma_L^2}} \cdot \exp \left[-\frac{[L - m_L]^2}{2\sigma_L^2} \right],$$

где u_1 и u_2 – величины, характеризующие неровности поверхности инструмента и заготовки, ($L = u_1 + u_2$); m_{u1}, m_{u2} – математические ожидания и σ_{u1}, σ_{u2} – среднее квадратическое отклонения, соответственно.

Зерно размером d может оставлять риску на поверхности заготовки, если выполняется условие $(d - L) > 0$. При этом внедрение зерен в заготовку определяется вероятностным законом

$$f(a_3) = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \cdot \frac{\mu}{\sqrt{\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2 + \sigma_d^2}} \cdot \exp \left[-\frac{[(d - u_1 - u_2) - (m_d - m_{u1} - m_{u2})]^2}{2(\sigma_{u1}^2 + \sigma_{u2}^2 + \sigma_d^2)} \right] = \\ = \frac{\mu}{\sqrt{2\pi} \cdot \sigma_{a_3}} \cdot \exp \left[-\frac{(a_3 - m_{a_3})^2}{2\sigma_{a_3}^2} \right]. \quad (8)$$

Таким образом, получена функция плотности распределения глубины внедрения зерен в материал заготовки.

Подставив уравнение (8) в (4), получим:

$$\Delta\lambda = \left(V_k \cdot n_3 \int_0^W \frac{\mu}{\sqrt{2\pi} \cdot \sigma_{a_3}} \cdot \exp \left[-\frac{(a_3 - m_{a_3})^2}{2\sigma_{a_3}^2} \right] da_3 \right) \Delta\tau, \quad (9)$$

Вероятность неудаления материала в момент времени τ на уровне W определяется зависимостью [3]:

$$P(\bar{M}) = \exp[-a(y; \tau)], \quad (10)$$

где $a(y; \tau)$ – сумма поперечных сечений зерен на уровне W за время от t_0 до τ определяется выражением:

$$a(y; \tau) = k_c \cdot b_3(y) \cdot \lambda,$$

где k_c – коэффициент стружкообразования, λ – число зерен, прошедших через единичное сечение, $b_3(y) = \frac{\bar{b}_{31} + \bar{b}_{32} + \dots + \bar{b}_{3n}}{n}$ – ширина профилей абразивных зерен.

Учитывая, что для достаточно большой выборки зерен их средняя форма будет асимптотически приближаться к шару с диаметром, равным математическому ожиданию закона распределения размеров, то для моделирования эквивалентной формы зерен целесообразно использовать шар.

При аппроксимации профиля зерна шаром получаем:

$$b_3 = \sqrt{a_3 \cdot (d - a_3)},$$

где a_3 – глубина внедрения абразивного зерна в материал заготовки, d – номинальный размер абразивного зерна.

За время $\Delta\tau''$ через поверхность заготовки проходит участок с длиной $V_k \cdot \Delta\tau''$.

Из общего числа зерен, прошедших через сечение, ширину профиля $\bar{b}_3(y)$ будут иметь зерна, вершины которых расположены в слое $1 \cdot \Delta\mu \cdot V_K \cdot \Delta\tau''$. Число таких вершин вычисляется по плотности распределения $f(a_3)$.

$$\Delta\lambda = n_3 \cdot V_K \cdot f(a_3) \cdot \Delta a_3 \cdot \Delta\tau''$$

После выполнения соответствующих подстановок получим выражение для расчета $\Delta a(y; \tau)$:

$$\Delta a(y; \tau) = k_c \cdot n_3 \cdot V_K \cdot \sqrt{a_3 \cdot (d - a_3)} \cdot f(a_3) \cdot \Delta a_3 \cdot \Delta\tau''.$$

При установившемся процессе полирования размер детали изменяется непрерывно и пропорционально времени обработки. Для участка поверхности, расположенной на расстоянии y от базовой плоскости, материал начинает удаляться в момент времени t_0 , когда вершины наиболее выступающих зерен начинают проходить через рассматриваемый уровень. Материал полностью удаляется после выхода зерна из зоны контакта.

Переходя от дискретной модели к непрерывной, получим интегральное уравнение, определяющее изменение параметра вероятности в зоне контакта детали с кругом в момент времени τ на уровне W :

$$a(y; \tau) = n_3 \cdot V_k \cdot k_c \int_{t_0}^{\tau} \int_0^{S_y \cdot \tau''} b_3 \cdot f(a_3) \cdot da_3 \cdot d\tau''$$

где S_y – скорость движения рабочей поверхности инструмента в материале заготовки в направлении подачи.

Вероятность $P_N(\bar{M})$ того, что площадка, образовавшаяся на уровне W за время $\Delta\tau$, не будет срезана за время τ' , можно вычислить:

$$P_N(\bar{M}) = \exp[-a(\tau')] = \exp[-a(t) - a(\tau)]. \quad (11)$$

Выполнив аналогичные преобразования, получим интегральное уравнение, определяющее изменение суммы поперечных сечений зерен на уровне W за время τ' ,

$$a(t) = \int_{\tau}^t \int_0^{S_y \cdot \tau'''} b_3 \cdot f(a_3) \cdot d\tau''', \quad a(\tau) = \int_{t_0}^{\tau} \int_0^{S_y \cdot \tau''} b_3 \cdot f(a_3) \cdot d\tau'' \quad (12)$$

Тогда уравнение для расчета $\Delta N(\tau')$, с учетом обозначений, приведенных выше, запишется:

$$\Delta N(\tau') = \Delta\lambda \cdot \exp[a(y, \tau)] \cdot \exp[a(t) - a(\tau)]. \quad (13)$$

После подстановки (13) в (1) зависимость для расчета приращения съема металла с учетом обновления поверхности за счет абразивного воздействия запишется:

$$\Delta Q_X = \Delta Q(\tau') \cdot S_n \cdot \Delta t \cdot \Delta\lambda \cdot \exp[a(y, \tau)] \cdot \exp[a(t) - a(\tau)]. \quad (14)$$

После интегрирования по τ выражения (14) получим интегральное уравнение, описывающее съем металла при полировании с учетом процессов образования оксидных пленок на поверхности заготовки с учетом химического и абразивного воздействия.

$$\Delta Q_X = \int_0^t \Delta Q(\tau') \cdot S_n \cdot \Delta t \cdot \Delta\lambda \cdot \exp[a(y, \tau)] \cdot \exp[a(t) - a(\tau)] d\tau$$

Выводы. Получена математическая модель процесса полирования, позволяющая определить закономерности удаления материала с учетом образования оксидных пленок на поверхности обрабатываемого материала. Предложенная модель может послужить основой для прогнозирования параметров качества при полировании.

Библиографический список использованной литературы

1. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. — М.: Машиностроение, 1977. — 390 с.
2. Сазонов С.Е. Повышение эффективности процесса доводки прецизионных поверхностей маятников акселерометров: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 «Процессы механической обработки, станки и инструменты» / Сазонов Сергей Евгеньевич. — Севастополь, 2011. — 153 с.
3. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. — Саратов: Изд-во Сарат. ун-та, 1979. — 232 с.

Поступила в редакцию 15.03.2013г.

Колесов О.Г., Сазонов С.Е., Братан С.М. Розробка математичної моделі процесу полірування для обробки прецизійних деталей приладів

Стаття присвячена розробці математичної моделі, що характеризує закономірності видалення матеріалу з урахуванням утворення оксидних плівок на поверхні оброблюваного матеріалу на операціях полірування прецизійних деталей приладів, що працюють при циклічних знакозмінних навантаженнях.

Ключові слова: математична модель, полірування, знімання матеріалу, абразивне зерно, шорсткість.

Kolesov A.G., Sazonov S.E., Bratan S.M. Development of mathematical model of polishing process for machining of precision parts of devices

The article is devoted to the development of mathematical model, describing the laws of material removal taking into account formation of oxidized layers on the surface of the processed material on polishing process of precision parts of devices that operate at cyclic alternating loads.

Keywords: mathematical model, polishing, output of material, abrasive grain, roughness.

УДК 621.9.06

Кроль О.С., доцент, канд. техн. наук,

Шевченко С.В., доцент, канд. техн. наук

Восточноукраинский национальный университет имени Владимира Даля,

кв. Молодежный, 20^а, г. Луганск, Украина, 91034

krolos@yandex.ru

ОЦЕНКА ЖЕСТКОСТИ ВАЛА ОБРАБАТЫВАЮЩЕГО ЦЕНТРА МОДЕЛИ ОЦ200

Разработан комплекс расчетных зависимостей для определения характеристик жесткости вала с двумя консолями и межопорным нагружением, обеспечивающий повышение производительности труда конструктора.

Ключевые слова: жесткость, вал, консоль расчетный формуляр.

Работоспособность конструкций станков определяется уровнем жесткости, от которого зависит и точность и виброустойчивость валов и, шпинделей. Эффективность процесса проектирования валов по критерию жесткости увеличивается при наличии расчетных зависимостей, номограмм, математических моделей конструкций. Вместе с тем в литературе имеется ограниченное число расчетных схем двухопорных валов. Так, в работе по расчету валов на ЭВМ [1] представлена программа VAL для проверочных расчетов девяти основных расчетных схем двухопорных валов. Для каждой расчетной схемы выполняются вычисления реакций опор, значения изгибающих и вращающих моментов в 5-7 сечениях для построения эпюр; производятся расчеты на статическую прочность и сопротивление усталости в трех опасных сечениях, а также расчеты на жесткость в 5-7 сечениях.

По конструкции металлорежущие станки (МРС) с ЧПУ существенно отличаются от МРС универсальных наличием, как специфических узлов, так и принципом их построения, суть которого состоит в отсутствии "жестких" кинематических связей между узлами станка, обеспечивающих кинематику формообразования [2]. Эта особенность МРС с ЧПУ связана с построением таких механизмов, как механизмы смены инструмента и заготовок. Вместе с тем, широкое внедрение современных обрабатывающих центров, приводит к появлению новых конструктивных схем валов приводов, а следовательно и новых расчетных зависимостей, определяющих жесткость. В связи с этим построение комплекса расчетных зависимостей для экспресс-определения основных характеристик жесткости является актуальной задачей

Целью данной статьи является повышения производительности труда конструктора за счет формирования расчетных формуляров, определяющих жесткость двухопорных валов с двумя консолями

Рассмотрим схему выходного вала обрабатывающего центра ОЦ200, которая представляет собой двухопорную балку с двумя консолями. Несмотря на сходство с расчетной схемой № 2 [1] существует различие в характере нагружения (наличие системы сил в межопорном пролете), что не позволяет напрямую использовать комплекс расчетов VAL1 [1] и предложенные расчетные формулы для определения характеристик жесткости валов.

В данной работе разработаны расчетные формуляры для определения уровня деформации: перемещений и углов поворота в характерных сечениях выходного вала ОЦ200.

Особенность конструкции выходного вала, соединенного через зубчатую муфту со шпинделем, определяется необходимостью регулирования с *постоянно максимально допустимым моментом*. При этом частота вращения регулируется вниз от номинала, и диапазон регулирования может быть $D_m = \text{const} = 1 : 20$. Однако в МС этот диапазон может быть увеличен, что связано с необходимостью точного

позиционирования шпинделя станка при смене инструмента. Привод (вращения) шпинделя в этом случае переключается на малую "ползучую" скорость, при которой обеспечивается высокая точность остановки шпинделя по углу.

Для определения координаты положения и обеспечения точности позиционирования в кинематической цепи управления используются датчики обратной связи. Наибольшее распространение нашли датчики угла (круговые датчики) ROD 700 фирмы HEIDENHAIN, которые основаны на оптоэлектронном методе считывания. Эти датчики характеризуются точностью системы, которая составляет $\pm 2''$ и рекомендуемым шагом измерения – $0,0001^{\circ}$;

В типичном представителе многоцелевого станка фрезерно-сверлильно-расточного типа модели ОЦ200 кинематическая связь: шпиндель – выходной вал привода – датчик обратной связи ROD 700, реализуется в виде передачи зубчатым ремнем 38:38 консольного типа (рисунок 1). На выходной полый вал коробки скоростей II вращающий момент передается от двигателя постоянного тока 4ПФ112М через зубчатую ременную передачу 18:25 и прямозубую зубчатую передачу 30:60. От выходного вала вращающий момент передается через зубчатую муфту на шпиндель. Дополнительная кинематическая цепочка связывает выходной вал через зубчатую ременную передачу 38:38 с датчиком обратной связи ROD 700.

Расчетная схема вала II представлена на рисунке 2.

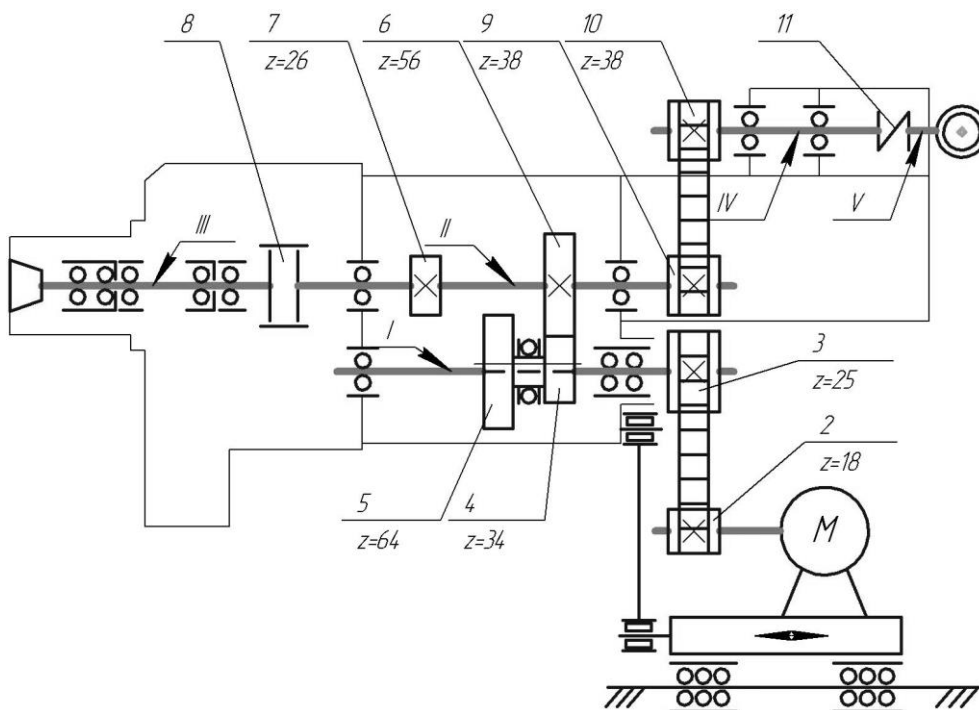


Рисунок 1 – Кинематическая схема привода

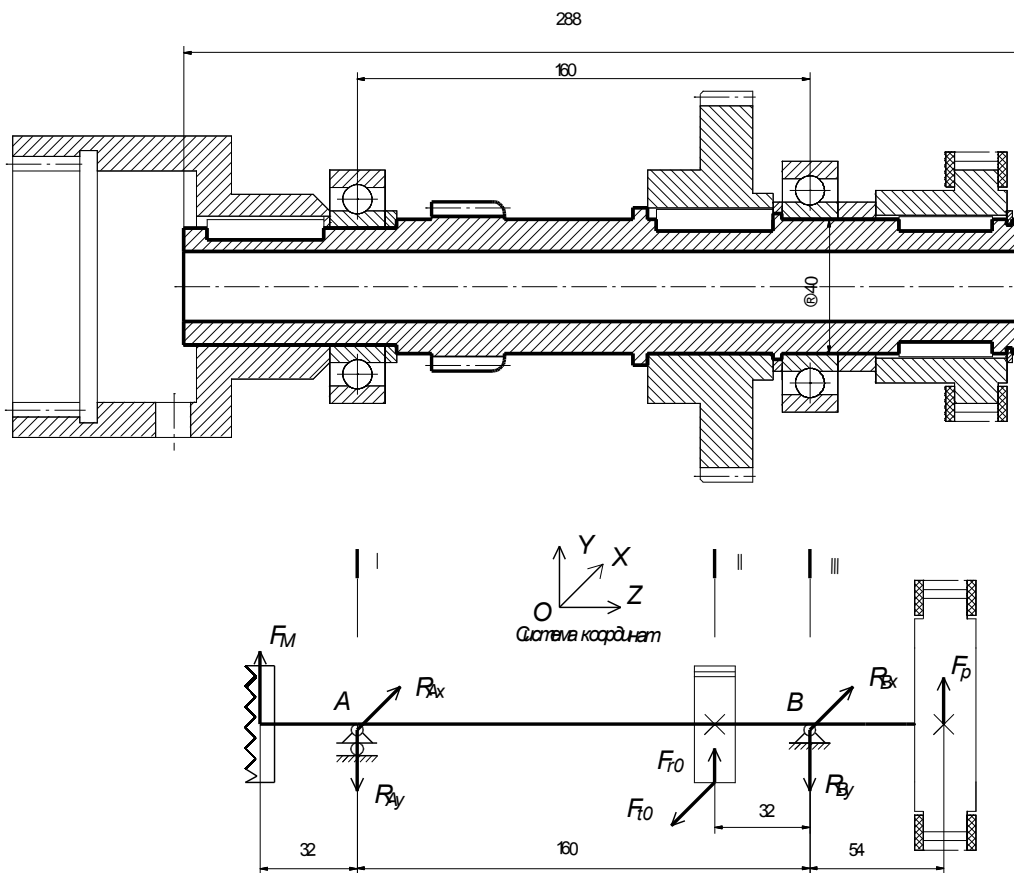


Рисунок 2 – Эскиз и расчетная схема вала II

Для оценки жесткости выходного вала разработаны расчетные формуляры для определения уровня деформации: перемещений и углов поворота в характерных сечениях вала. Для рассматриваемой расчетной схемы выполнен следующий комплекс вычислений: определены реакции опор; вычислены значения изгибающих и вращающих моментов для построения эпюр; произведены расчеты по критерию жесткости.

Система сил, действующих на вал, включает [3]:

– F_M – сила на муфте: $F_M = (0,15...0,2) \cdot F$, где $F = 2 \cdot T_2/d$, $d = m \cdot z$ – делительный диаметр на муфте;

– F_P – сила давления ремня на вал (определяется из расчета ременной передачи);

– F_{r0} , F_{r0} – проекции окружной и радиальной сил в зубчатом колесе на оси X и Z.

При нагружении рассмотренной выше системой сил упругая линия вала в плоскости $X = 0$ приобретает вид, представленный на рисунке 3.

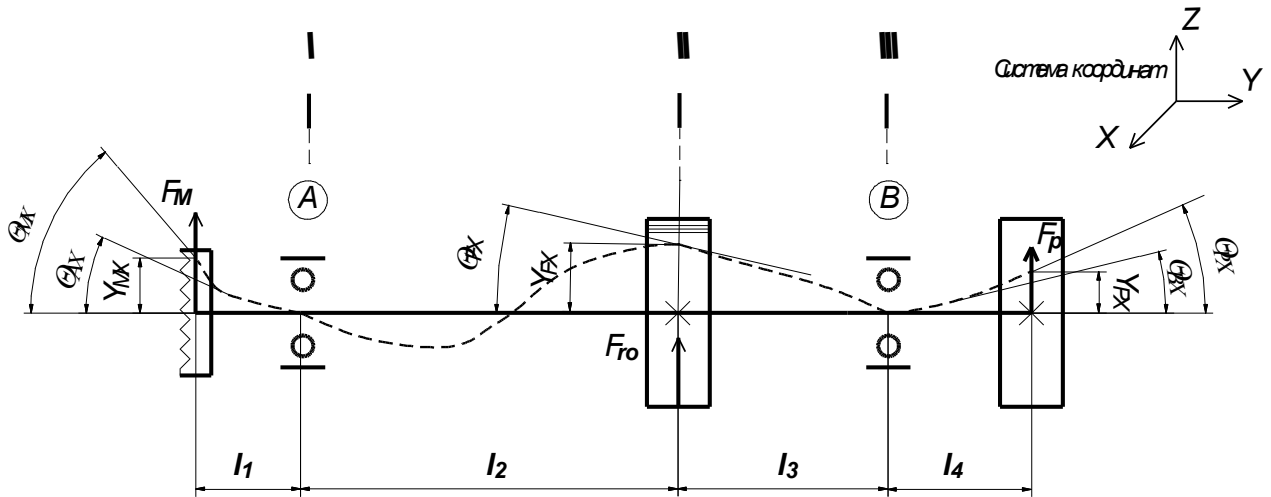


Рисунок 3 – Схема нагружения вала в плоскости $X = 0$

В этом случае расчетный формуляр для определения характеристик жесткости: перемещение Y , мм и угла поворота θ , рад представлен в аналитическом виде:

$$\theta_{AX} = \frac{1}{3EJ} \cdot \left[(l_2 + l_3) \cdot \left(F_M l_1 + \frac{F_P l_4}{2} \right) - \frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{2 \cdot (l_2 + l_3)} \right];$$

$$\theta_{BX} = \frac{1}{3EJ} \cdot \left[-(l_2 + l_3) \cdot \left(F_P l_4 + \frac{F_M l_1}{2} \right) - \frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (2l_2 + l_3)}{2 \cdot (l_2 + l_3)} \right];$$

$$Y_{MX} = l_1 \cdot \left(\frac{F_M \cdot l_1^2}{3EJ} + \theta_{AX} \right);$$

$$Y_{PX} = l_4 \cdot \left(\frac{F_P \cdot l_4^2}{3EJ} + \theta_{BX} \right);$$

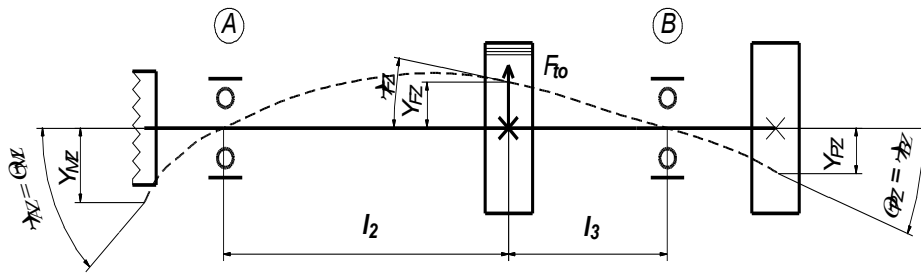
$$Y_{FX} = \frac{F_{r0} l_2^2 l_3^2}{3EJ \cdot (l_2 + l_3)} - \frac{F_P l_4 l_2 l_3 \cdot (2l_2 + l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)} - \frac{F_M l_1 l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)};$$

$$\theta_{MX} = \frac{1}{6EJ} \cdot \left[F_M l_1 \cdot [2(l_2 + l_3) + 3l_1] + F_P l_4 \cdot (l_2 + l_3) - \frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{(l_2 + l_3)} \right];$$

$$\theta_{FX} = \frac{2F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 - l_3) - F_P l_4 \cdot [3l_2^2 - (l_2 + l_3)^2] - F_M l_1 \cdot [3l_3^2 - (l_2 + l_3)^2]}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)};$$

$$\theta_{PX} = \frac{1}{6EJ} \cdot \left[\frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (2l_2 + l_3)}{l_2 + l_3} - F_P l_4 \cdot [2(l_2 + l_3) + 3l_4] - F_M l_1 \cdot (l_2 + l_3) \right].$$

Аналогичным образом сформирована расчетная схема (рисунок 4) и построен расчетный формуляр в плоскости $Z=0$.

Рисунок 4 – Схема нагружения вала в плоскости $Z = 0$

$$\theta_{AZ} = \frac{-F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)}; \quad \theta_{BZ} = \frac{-F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)};$$

$$Y_{MZ} = -l_1 \theta_{AZ}; \quad \theta_{MZ} = \frac{-F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 + 2l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)};$$

$$\theta_{PZ} = \frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (2l_2 + l_3)}{6EJ \cdot (l_2 + l_3)}; \quad \theta_{FZ} = \frac{F_{r0} l_2 l_3 \cdot (l_2 - l_3)}{3EJ \cdot (l_2 + l_3)};$$

$$Y_{PZ} = -l_4 \theta_{BZ}; \quad Y_{FZ} = \frac{F_{r0} l_2^2 l_3^2}{3EJ \cdot (l_2 + l_3)}.$$

Выводы.

1. Конструктивные особенности программно-управляемых обрабатывающих центров предопределяют появление новых расчетных схем валов и шпинделей, работоспособность которых определяются критерием жесткости.

2. Разработан комплекс расчетных зависимостей для определения характеристик жесткости вала с двумя консолями и межопорным нагружением, обеспечивающий повышение производительности труда конструктора.

Библиографический список использованной литературы

1. Таратынов О.И. 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.
2. Решетов Д.Н. Расчет деталей машин на ЭВМ: Учеб. пособие для машиностр.вузов / Д.Н. Решетов, С.А. Шувалов, В.Д. Дудко и [др]. — М.: Высш. шк., 1985. — 368 с.
3. Шевченко С. В. Детали машин. Расчёты, конструирование, задачи: Учебное пособие / С.В. Шевченко. — К.: Кондор, 2008. — 492 с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Кроль О.С., Шевченко С.В. Оцінка жорсткості вала обробного центру моделі ОЦ200

Розроблено комплекс розрахункових залежностей для визначення характеристик жорсткості вала з двома консолями та між опорним навантаженням, яке забезпечує підвищення продуктивності труда конструктора.

Ключові слова: жорсткість, вал, консоль, розрахунковий формуляр.

Krol O.S., Shevchenko S. V. Estimation stiffness for shaft of machining centre of the OTS200 model

The complex of calculate dependences is developed for definition of characteristics of rigidity of a shaft with two consoles and the interbasic loading, providing increase of labor productivity of the designer.

Keywords: rigidity, shaft, console, calculate form.

УДК 621.9.06

**Ю.Н. Кузнецов, профессор, д-р техн. наук,
Герра Ж.А.Хамуйела, канд. техн. наук, докторант,
В. А. Недобой, аспирант,**

Б. И. Придальный, канд. техн. наук, ассистент

*Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт»,
проспект Победы, 37, г. Киев, Украина, 03056
zmok@mail.ru*

ШПИНДЕЛЬНЫЕ УЗЛЫ С ЭЛЕКТРОМЕХАНИЧЕСКИМ ЗАЖИМОМ И ТЕКУЧЕЙ СРЕДОЙ ДЛЯ СТАНКОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

Рассмотрены новые конструктивные схемы и принципы работы высокоскоростных шпиндельных узлов с электромеханическими зажимными механизмами и текучей средой. Представлены схемы таких конструкций и принципы их работы.

Ключевые слова: *шпиндельный узел, зажимные механизмы, гидропласт, замкнутая гидравлическая система, электромагниты, цанговые патроны.*

Введение. Одним из основных узлов любого металлорежущего станка является шпиндельный узел с зажимным механизмом (ЗМ), который оказывает значительное влияние на точность и производительность обработки [1,2]. ЗМ подолгу сохраняют традиционные конструкции с заложенной в них генетической информацией предыдущих поколений, что порой сдерживает развитие структуры станка в целом при требованиях современности, связанных с высокоскоростной и прецизионной обработкой, быстрой переналадкой и широкодиапазонностью, снижением энергосырьевых ресурсов и др. [3].

Для любого ЗМ всегда основным требованием является обеспечением необходимой силы зажима для осуществления заданных требований к качеству выпускаемой продукции и автоматизация зажима для обеспечения возможности работы станка в станочных линиях и его быстрой переналадки. Эти требования обеспечивают электромеханические ЗМ, позволяющие обеспечить зажим-разжим не только при остановленном шпинделе, но и на ходу станка.

В направлении совершенствования ЗМ и создания новых конструкций на протяжении многих лет работы ведутся научной школой Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт» (НТУУ «КПИ»).

Целью данной статьи является создание новых конструкций высокоскоростных и быстродействующих ЗМ шпиндельных узлов станков нового поколения, в т. ч. с МПС.

Сердцевиной всех шпиндельных узлов является зажимные механизмы, в нашем случае это устройства с электромеханическим зажимом и текучей средой.

Они созданы на основе уже известных конструкций, путем усовершенствования ЗМ и автоматизации процесса зажима-разжима.

Рассмотрим первый шпиндельный узел с электромеханическим зажимом (заготовки или инструмента) и текучей средой (заявка на полезную модель u201300339).

Шпиндельный узел содержит привод главного движения, который состоит из шпинделя 1 (рисунок 1) на опорах 2 в виде радиально-упорных шарикоподшипников. На шпинделе расположен ротор 3 главного движения, а в корпусе 4 статор 5, между которыми при подачи электрического тока возникает электромагнитное поле. Вне задней опоры шпинделя 1 на резьбе расположенная гайка 6 винтовой передачи, которая с одной стороны связана с ротором 7 электромеханической системы, а с другой стороны через тело качения – упорный шарикоподшипник 8 с входными плунжерами 9 малого диаметра d , расположенными соосно в неподвижной конусной распределительной втулке 10, натянутой на конус шпинделя 1 гайкой 11. В роторе через электромагнитное поле разного направления взаимодействует статор 12, расположенный за задней опорой 2 в конусе 4. В передней части шпинделя 1 расположенный цанговый зажимный патрон для зажима объекта 13.

Цанговый зажимной патрон состоит из неподвижной зажимной цанги 14, жестко связанной со шпинделем 1 с помощью резьбы, и подвижной конусной втулки 15, которая по торцу связана с плунжерами 16 большего диаметра D . Между плунжерами 9 и 16 находится с жидкостью или гидропластом замкнутая гидравлическая система, образованная отверстиями и заглушками на периферии и торце шпинделя 1 и конусной распределительной втулки 10. Для возвращения конусной втулки 15 в исходное положение при разжиге объекта 13 предусмотрены пружины 17 между упорным диском 18 и конусной втулкой 15.

Связь между плунжерами 9 и 16 возможны как через соосные отверстия в шпинделе 1, так и через центральное отверстие вдоль оси шпинделя 1.

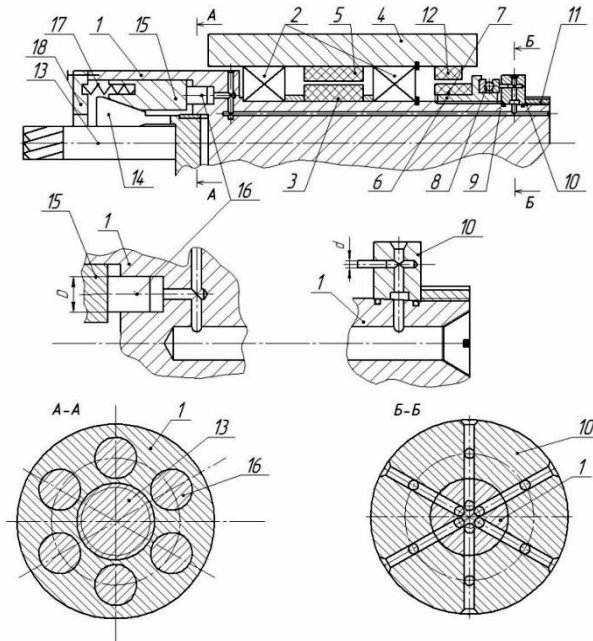


Рисунок 1 – Шпиндельный узел станка с электрогидромеханическим зажимом и концентричным размещением замкнутой гидросистемы

Шпиндельный узел работает следующим образом. При подачи тока на обмотку статора 12 возникает электромагнитное поле, которое взаимодействует с обмотками ротора 7, связанного жестко с гайкой 6. Возникает крутящий момент M_3 , который оборачивает ротор 7 с гайкой 6, что перемещает вдоль шпинделя 1 по резьбе диаметром d_p с углом подъема α_p . Крутящий момент M_3 вызывает окружную силу $P_{окр} = \frac{2 \cdot M}{d_p}$, которая создает осевую силу Q , что действует через упорный подшипник 8 на соосно расположенные плунжеры 9 и равняется

$$Q = P_{окр} \cdot ctg(\alpha_p + \varphi) = \frac{2 \cdot M}{d_p} \cdot ctg(\alpha_p + \varphi), \quad (1)$$

где φ – угол трения.

В замкнутой гидравлической системе возникает давление p , которое равняется $\frac{4 \cdot Q}{z \cdot \pi d^2}$ (где z – количество плунжеров малого диаметра d) и передается на исходные плунжеры 16 большего диаметра D . Благодаря этому возникает исходная осевая сила S , которая равняется

$$S = z \cdot p$$

и становится больше за входную силу Q , пропорциональную квадрату отношения диаметров, то есть

$$S = Q \left(\frac{D}{d} \right)^2. \quad (2)$$

Например, $D=2d$ $S=4Q$, а если $D=4d$, то $S=16Q$ и т.д.

После зажима ток подается на обмотку статора 5, возникает электромагнитное поле, которое взаимодействует с обмоткой ротора 3 и потому заставляет шпиндель 1 оборачиваться с необходимой частотой. Управление шпиндельного узла с механизмом зажима осуществляется от системы ЧПУ. Остановка шпинделя 1 осуществляется при снятии тока в обмотке статора 5, а разжим объекта 13- при изменении полюсов на обмотке статора 12, что заставляет ротор 7 и гайку 6 вращаться в обратном направления, передвигая гайку 6 в исходное положение и снимая давление жидкости в замкнутой гидравлической системе. С помощью пружин 17 конуса втулка 15, плунжера 16 и 9 возвращается в исходное положение.

Следующая конструкция представляет собою также шпиндельный узел с электромеханическим зажимом и текучей средой. В этой конструкции замкнутая гидравлическая система расположена по оси шпинделя (заявка на полезную модель u201211892).

Шпиндельный узел содержит привод главного движения, который состоит из шпинделя 1 (рисунок 2) на опорах 2 и 3 в виде радиально-упорных шарикоподшипников. На шпинделе расположен

ротор 4 главного движения, а в корпусе 5 статор 6, между которыми при подачи электрического тока возникает электромагнитное поле. Вне задней опоры 2 шпинделя 1 на резьбе расположенная гайка 7 винтовой передачи, которая с одной стороны связана с ротором 8 электромеханической системы, а с другой стороны через тело катания (например два упорных шарикоподшипника 9) с входным плунжером 10 малого диаметра d , расположенными соосно в отверстии шпинделя 1. Два шарикоподшипника 9 притянуты к гайке 7 упорной гайкой 11 через выступы 12. С ротором 8 через электромагнитное поле разного направления взаимодействует статор 13, жестко расположенный за задней опорой 2 в корпусе 5.

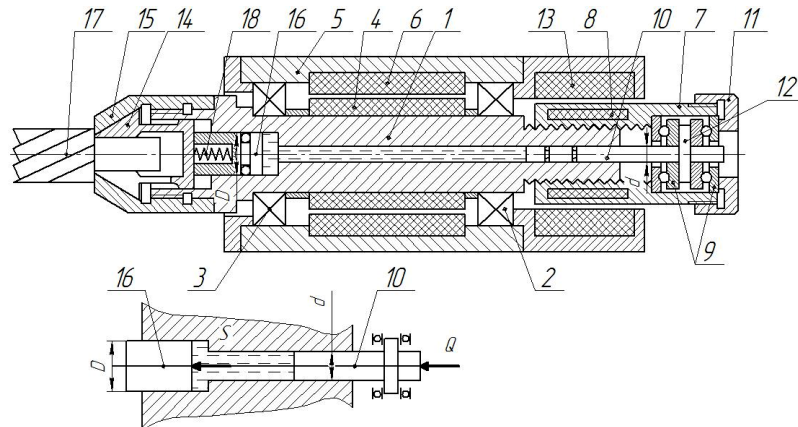


Рисунок 2 – Шпиндельный узел станка с электрогидромеханическим зажимом и центральным размещением замкнутой гидросистемы

В передней части шпинделя 1 расположен цанговый зажимной патрон для закрепления режущего инструмента, который состоит из зажимной цанги 14 нажимного типа, взаимодействующей по конусу “а” с неподвижной конусной втулкой 15, жестко связанной со шпинделем 1 с помощью резьбы. Зажимная гайка 4 по торцу взаимодействует с плунжером 16 большего диаметра. Между плунжерами 10 и 16 находится замкнутая гидравлическая система, которая заполнена жидкостью (маслом) или текучей средой (гидропластом) в осевом отверстии шпинделя 1. Объектом зажима 17 может быть режущий инструмент с цилиндрическим хвостовиком (сверло, фреза зенкер, и т.п.) или цилиндрическая заготовка. В отверстии плунжера 16 расположенная пружина 18 для него перемещения вправо.

Для создания запятого пространства в гидравлической системе и предотвращения утечки жидкости или текучего среды в цилиндрических проточках плунжеров 10 и 16 установлены уплотнения соответственно 19 и 20.

Шпиндельный узел работает следующим образом. При неподвижном шпинделе 1 и разомкнутой цанге 14 в ее отверстие вводится объект зажима 17. При подачи тока на обмотку статора 13 возникает электромагнитное поле, которое взаимодействует с обмотками ротора 8, связанного жестко с гайкой 7. Возникает крутящий момент M_3 , который вращает ротор 8 с гайкой 7, перемещающейся вдоль шпинделя 1 по резьбе диаметром d_p с углом подъема α_p . Крутящий момент M_3 вызывает окружную силу

$P_{окр} = \frac{2 \cdot M}{d_p}$, которая создает осевую силу Q , рассчитываемую по зависимости (1), действующую через упорные подшипники 9 и соосно расположенный плунжер 10.

В замкнутой гидравлической системе возникает давление p , которое равняется $\frac{4 \cdot Q}{\pi d^2}$ (где d – диаметр малого плунжера 10) и передается на исходный плунжер 16 большего диаметра D , создающим исходную осевую силу S :

$$S = \frac{\pi D^2}{4} \cdot p$$

Сила S становится больше входной силы Q пропорционально квадрату отношения диаметров, то есть выполняется тождество (2). Например, $D=2d$ $S=4Q$, а если $D=4d$, то $S=16Q$ и т.д.

После зажима ток подается на обмотку статора 6, возникает электромагнитное поле, которое взаимодействует с обмоткой ротора 4 и потому заставляет шпиндель 1 вращаться с необходимой частотой. Управление шпиндельного узла с механизмом зажима осуществляется от системы ЧПУ. Остановка шпинделя 1 осуществляется при снятии тока в обмотке статора 4, а разжим объекта 17 - при изменении полюсов на обмотке статора 13, что заставляет ротор 8 и гайку 7 вращаться в обратном

направления, передвигая её в исходное положение и снимая давление жидкости в замкнутой гидравлической системе. С помощью пружины 18 плунжер 16 отходит назад, плунжер 10 возвращается в исходное положение. Саморазжим зажимной цанги 14 осуществляется за счет упругости ее лепестков.

Две выше представленные конструкции, имеют ряд преимуществ перед существующими аналогами. Во-первых, простота конструкции, что облегчает их изготовление, во-вторых, использование замкнутой гидравлической системы с гидропластом (или подобной средой), что исключает использование дополнительной гидростанции, что в свою очередь удешевляет конструкцию и делает ее экономически выгоднее в сравнении с конкурентами.

Третья конструкция шпиндельного узла отличается от двух выше представленных, базируется на использовании электромагнитов и их взаимодействии с механическими частями шпиндельного узла.

Шпиндельный узел содержит привод главного движения, который состоит из шпинделя 1 (рисунок 3) на опорах 2 и 3 в виде радиально-упорных шарикоподшипников, которые устанавливаются в корпусе 4. На шпинделе расположены катушки ротора 5 и 6, а в корпусе 7 – катушки статора 8 и 9, между которыми при подаче электрического тока возникает электромагнитное поле. Перед передней опорой 2 шпинделя 1 расположены два электромагнита 10 и 11.

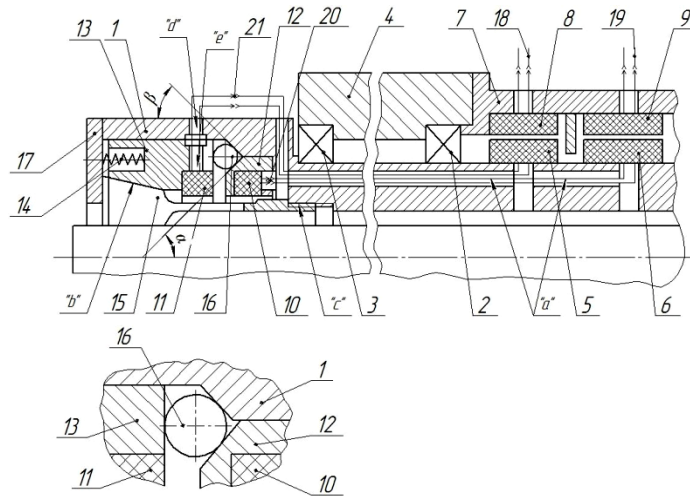


Рисунок 3 – Шпиндельный узел станка с электромеханическим зажимом и шариковым передаточно-усилительным звеном

Электромагнит 10 вмонтирован в конусную втулку 12 и связан с катушкой ротора 6 электрической цепью в виде проводов, пропущенных в отверстие "а", а электромагнит 11 вмонтирован в коническую втулку 13, которая подпружинена пружиной 14 и взаимодействует по конусу "б" с зажимной цангой 15. Цанга 15 с помощью резьбы "с" жестко связана со шпинделем 1. Электромагнит 11 связан с катушкой ротора 5 электрической цепью в виде проводов, проходящих через отверстия "а", "d", "е" соответственно в шпинделе 1 и конической втулке 13.

В промежутке между втулкой 12 с углом α , шпинделем 1 с углом β размещены шарики 16. К переднему торцу шпинделя 1 прикреплен винтами фланец 17, который служит одновременно защитой от попадания вглубь стружки и упором для пружины 14.

Цанговый зажимный патрон с неподвижной в осевом направлении цангой 15 предназначен для зажима режущего инструмента, например, концевой фрезы, или заготовки, например, прутка.

Подача тока на катушки статоров 7 и 9 осуществляется через разъемы 18 и 19 соответственно, а на катушки 10 и 11 – через разъемы 20 и 21 соответственно.

Вследствие появления электромагнитного поля на катушках 4, 5 и 7, 8 статора и ротора соответственно, шпиндель 1 начинает вращаться и возникает напряжение, которое через электрические цепи подается на электромагниты 10 и 11, что вследствие магнитного взаимодействия приводит к их сближению с жестко прикрепленными к ним конусными втулками 12 и 13. Это вызывает движение шариков 16 от оси вращения, вследствие их взаимодействия с фасонной поверхностью шпинделя 1. Шарики вместе с конусной втулкой 13 перемещаются влево. При этом конусная втулка 13 взаимодействует с губками цанги по конусу "б" и происходит зажим.

Зажим и разжим происходит путем подачи электрического тока соответствующей полярности на электрические разъемы 18 и 19. При изменении полярности и под действием пружины 14, упирающейся в фланец 17, конусная втулка 13 возвращается в исходное положение и происходит разжим.

Возможность механизированного зажима-разжима с автоматическим управлением от системы ЧПУ позволяет достичь технический результат – расширение функциональных возможностей станка.

Преимущества данной компоновки это простота конструкции всех ее узлов.

Возможности выше представленных шпиндельных узлов очень велики, их можно использовать как на станках традиционной компоновок, так и на станках с механизмами параллельной структуры.

Выводы. Шпиндельные узлы с электрогидромеханическим зажимным механизмом отличаются простотой конструкции и использованием текучей среды (типа гидропласт), что исключает использование дополнительной гидроаппаратуры, снижает цену и делает их экономически эффективными. Что касается шпиндельного узла с электромеханическим зажимом, с использованием электромагнитного взаимодействия, то основными преимуществами являются простота конструкции, дешевизна используемых компонентов и их изготовления.

Библиографический список использованной литературы

1. Вейц В.Л. Электромеханические зажимные устройства станков и станочных линий. Расчет и конструирование / В.Л. Вейц, Л.И. Фридман. — Л.: Машиностроение, 1973. — 262 с.

2. Кузнецов Ю.Н., Волошин В.Н., Фиранский В.Б., Гуменюк О.А. Инструментальные зажимные патроны: Монография. Под ред. Ю.Н.Кузнецова — К.: ООО "ГНОЗИС", 2012. — 286 с.

3. Кузнецов Ю.Н., Волошин В.Н., Неделчева П.М., Эль-Дахаби Ф.В. Зажимные механизмы для высокопроизводительной и высокоточной обработки резанием: Монография. / Под ред. Ю.Н. Кузнецова. — Габрово: Ун. изд-во «Васил Априлов», 2010. — 724с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Кузнецов Ю.М., Хамуйсла Герра Ж.А., Недобой В.А., Придальный Б.І. Шпиндельні вузли з електромеханічним затиском і плинним середовищем для верстатів нового покоління

Розглянуто нові конструктивні схеми і принципи роботи високошвидкісних шпиндельних вузлів з електромеханічними затискними механізмами і плинним середовищем. Представлені схеми таких конструкцій і принципи їх роботи.

Ключові слова: шпиндельний вузол, затискні механізми, гідропласт, замкнута гідравлічна система, електромагніти, цангові патрони.

Kuznetsov Y.N., Hamuyyela Guerra J.A., Nedoboy V.A., Pridalny B.I. Spindle units with electromechanical clamps and fluid machine tools new generation

Some new construction schemes and concepts of high speed spindles with electromechanical clamping mechanisms and fluid. This scheme of such structures and how they work.

Keywords: spindle unit, clamping mechanisms gidroplast, a closed hydraulic system, solenoids, collets.

УДК 621.833

А.В. Кузнецова, ассистент*Донецкий национальный технический университет,**ул. Артема, 58, г. Донецк, Украина, 83001**opt@mech.dgtu.donetsk.ua***ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ КОНИЧЕСКИХ ПЕРЕДАЧ С ДВОЯКОВЫПУКЛО–ВОГНУТЫМИ ЗУБЬЯМИ**

В статье приведены основы методики прогнозирования долговечности конических зубчатых передач с двояковыпукло–вогнутыми зубьями. Методика основывается на трех математических моделях: модели зацепления изношенных зубьев, модели износа зубьев и модели синтеза изношенного профиля Система моделей учитывает взаимовлияние нагрузочно–кинематических параметров зацепления и формы профилей зубьев. Результаты прогнозирования долговечности подтверждены экспериментально.

Ключевые слова: *двояковыпукло–вогнутые зубья, прогнозирование, износ, долговечность.*

Конические зубчатые передачи с двояковыпукло–вогнутыми зубьями (ДВВ–зубьями) в последнее время стали все чаще применяться в редукторах приводов горных машин. Трехмерная модель такой зубчатой передачи, реализованная с помощью системы автоматизированного трехмерного проектирования, представлена на рисунке 1.



Рисунок 1 – Исследуемая коническая передача с ДВВ–зубьями

Опыт эксплуатации приводов горных машин показал, что конические колеса с ДВВ–зубьями имеют более высокую работоспособность по сравнению с другими типами конических передач, что обусловлено такими преимуществами конических колес с ДВВ–зубьями, как высокая нагрузочная способность, большая плавность зацепления и значительное снижение шума.

Анализ литературных данных показал, что оценка работоспособности зубчатых передач по исходным параметрам зацепления эвольвентных профилей зубьев является не надежной, так как не учитывает тот факт, что из–за неравномерного износа форма профиля зуба становится отличной от исходной, в результате чего меняются нагрузочно–кинематические параметры

зацепления, что, в свою очередь, оказывает влияние на интенсивность износа, а, следовательно, и на форму профилей зубьев. Соответственно, результаты исследования износостойкости зубчатых передач с ДВВ–зубьями с учетом непрерывного взаимовлияния нагрузочно–кинематических параметров зацепления на форму профилей зубьев и формы профилей зубьев на нагрузочно–кинематические параметры зацепления позволяют разработать более надежные методики расчета их долговечности, что является актуальной задачей. Однако если расчету зубьев цилиндрических эвольвентных передач на износ уделяется большое внимание [1], то оценка износа конических передач с ДВВ–зубьями в настоящее время вообще не производится.

Проблемой износа зубьев зубчатых передач занимались многие исследователи. На основе анализа большого количества изношенных зубчатых колес приводов горных машин Молдавским Л.А. установлен факт тесной взаимосвязи между различными видами повреждений зубьев. На основе анализа этого статистического материала было доказано, что искажение профиля зуба в результате износа приводит к уменьшению приведенных радиусов кривизны, повышению контактных напряжений и, как следствие, к ускоренному развитию выкрашивания, а также появлению заедания рабочих поверхностей и др.. Мыга Дж.Р. экспериментально доказал, что искажение профилей закаленных зубьев в результате их износа существенно влияет на динамические нагрузки в зацеплении. А. Вилк, Дж. Н. Куанг и А.Д. Лин ввели в динамическую модель профили изношенных колес, используя упрощенную модель профилей изношенных зубьев и считая передаточное отношение постоянным. Ю.Войнаровски и Онищенко В.П. провели аналитические и экспериментальные исследования влияния деформации и износа зубьев на динамику зубчатых колес. Результаты экспериментов показали, что изменение профиля зубьев во время износа следует учитывать при расчетах на долговечность зубчатых передач [1].

Целью данной статьи является прогнозирование долговечности конических передач с двояковыпукло-вогнутыми зубьями.

В данной работе исследование износа зубьев проводилось на базе анализа зацепления зубчатой передачи угольного комбайна РКУ10 производства ЗАО «Горловский машиностроитель» (г. Горловка, Донецкая обл., Украина). Параметры исследуемой передачи представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Основные параметры исследуемой зубчатой передачи

Параметр	шестерня	колесо
Средний нормальный модуль	13 мм	
Внешний окружной модуль	15,465 мм	
Числа зубьев	13	24
Передаточное число	1,846	
Коэффициенты смещения исходного контура	0,55	0,95
Межосевой угол	90°	
Средняя арифметическая шероховатость	6,3 мкм	
Ширина зубчатого венца	70 мм	
Угловая скорость ведущего вала	27,69 рад/сек	
Вращающий момент на ведущем валу	10420 Н·м	
Удельная нагрузка по длине зуба	1867 Н/мм	
Материал и термическая обработка	сталь 20Х2Н4А цементация, закалка 57÷63HRC ₃	
Предел текучести материала зубчатых колес	1080 МПа	

Работа по сбору информации об износе зубьев в эксплуатационных условиях проводилась следующим образом:

– редукторы приводов угольных комбайнов после отработки определенными нормами эксплуатации срока, либо в случае выхода машины из строя, поступали для капитального ремонта в сборочный цех ЗАО «Горловский машиностроитель»;

– после проведения разборки редуктора производилось изготовление слепков впадины зуба.

Для получения слепков на подготовленную поверхность впадины зуба заливался мелкодисперсный гипсовый раствор. После затвердевания раствора производился съем слепка. В обязательном порядке слепок маркировался специальным шифром с целью его последующей идентификации. Для надежности измерений изготавливались слепки двух–трех впадин между зубьями.

В настоящее время есть ряд методов измерения размеров поверхностей трехмерных объектов, но они часто требуют сложного и дорогостоящего оборудования. В отличие от цилиндрических колес [1], конические колеса с круговыми ДВВ–зубьями имеют сложную пространственную форму, поэтому возникает множество сложностей при выполнении дальнейшей обработки общеизвестными методами. Однако есть и более простые системы для сбора трехмерных данных. Так, в данной работе были определены координаты изношенной поверхности зуба методом лазерного сканирования [2], предложенным учеными института робототехники и управления технологическими процессами технического университета Брауншвейга (Германия) Симоном Вилькенбахом и др.

Для обеспечения представительности и достоверности экспериментальных исследований изготавливались слепки трех впадин между зубьями шестерни и трех впадин между зубьями колеса. Такое количество слепков превышает минимальное рекомендуемое значение (2 шт.) и является достаточным исходя из общепринятого допущения, что впадины между зубьями идентичны друг другу.

Количество исследуемых приводов, слепки впадин между зубьями шестерен и зубчатых колес которых изготавливались, определено в количестве 15 шт. Это значение определено количеством угольных комбайнов РКУ10 поступивших для капитального ремонта в сборочный цех ЗАО «Горловский машиностроитель» в течение четырех лет.

Пример трехмерного графика распределения износа по длине и высоте зуба двояковыпуклой шестерни и двояковогнутого колеса, полученного экспериментальным путем, представлен на рисунке 2.

Для изучения взаимовлияния нагрузочно–кинематических параметров контакта и действительной формы профилей зубьев на основе теоретических исследований был разработан взаимно увязанный комплекс моделей и соответствующее программное обеспечение.

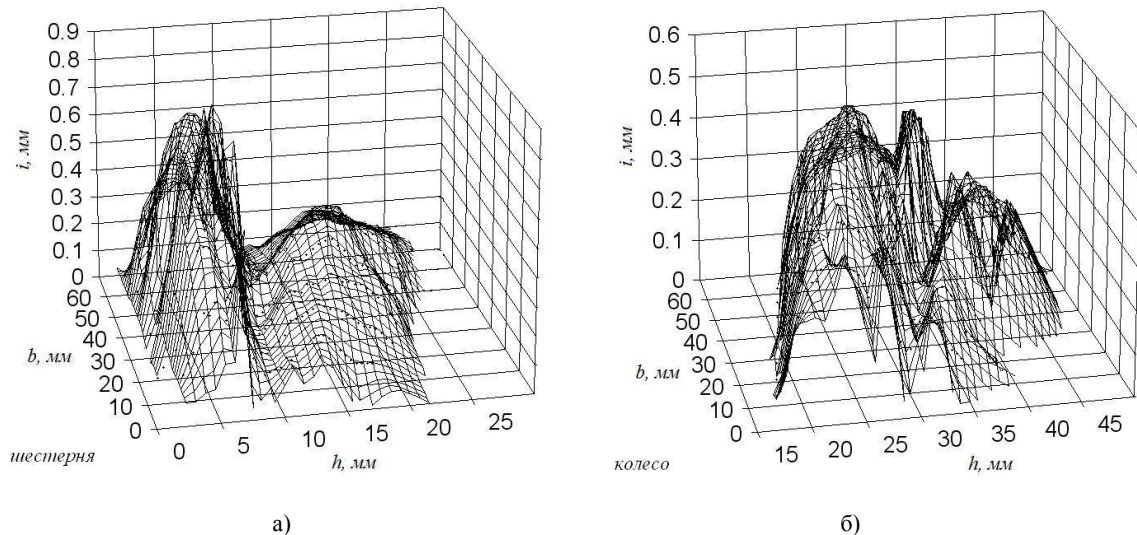
Комплекс включает в себя:

- методы математического описания теоретического профиля зуба и профиля изношенного зуба;
- модель зацепления изношенных зубьев;
- модель износа зубьев в контактной точке;

- модель синтеза изношенного профиля.

При разработке указанного комплекса моделей принят ряд допущений:

- суммарный износ в контакте двух контактирующих зубьев пропорционален удельной мощности, затрачиваемой на преодоление сил трения,
- все зубья одного колеса изнашиваются одинаково;
- суммарный износ соприкасающихся тел в контактной точке распределяется между зубьями шестерни и колеса прямо пропорционален пути скольжения точки контакта по этим телам и обратно пропорционален твердости контактной поверхности.



а) б)
Рисунок 2 – Пример распределение износа i по длине b и высоте зуба h :
а) – шестерня; б) – колесо

Модель прогнозирования параметров контакта предназначена для проведения численных экспериментов по прогнозированию качественных характеристик зацепления зубчатых передач с ДВВ–зубьями. По введенной исходной форме профилей зубьев модель позволяет установить форму профилей зубьев по истечении заданного периода времени, оценить степень изменения передаточного числа, контактных напряжений, скорости скольжения и других параметров качества передачи. Путем варьирования входными параметрами можно спроектировать зубчатую передачу с наиболее оптимальными показателями.

Общая блок–схема модели прогнозирования формы профилей зубьев представлена на рисунке 3.

Основное назначение блоков модели сводится к следующему.

Блок ввода исходных данных. В качестве исходных данных для реализации методики прогнозирования долговечности конических передач с ДВВ–зубьями принимаются следующие параметры:

- геометрические параметры зубчатого зацепления;
- технологический параметр поверхности зубьев – шероховатость боковой поверхности зубьев;
- физико–механические параметры материала зубьев: твердость поверхности зубьев; модуль упругости и др.;
- параметр смазочного материала – вязкость масла;
- силовые и кинематические параметры зацепления.

В качестве параметров, влияющих на выбор оптимальных характеристик передачи приняты коэффициенты смещения исходного контура x_1, x_2 для шестерни и колеса; m_{nm} – нормальный модуль в среднем сечении зуба; $z_{ш}, z_k$ – количество зубьев, соответственно шестерни и колеса.

Блок подготовки исходных данных преобразует исходные данные в формат, соответствующий входным параметрам всех остальных блоков.

В блоке модели зацепления зубьев выполняется математическое описание профиля боковых поверхностей ДВВ–зубьев шестерни и колеса, формируется матрица координат точек профиля боковой поверхности зубьев шестерни и колеса, выполняется построение аппроксимирующей кривой рабочей поверхности зубьев. Определяется положение контактной точки в неподвижной и подвижных (связанных с осью симметрии зуба) системах координат, мгновенное передаточное число, скорости перемещения контактной точки по профилям зубьев, а также скорость скольжения, нормальная сила и контактные напряжения с учетом фактической кривизны профилей, изгибной и контактной податливости

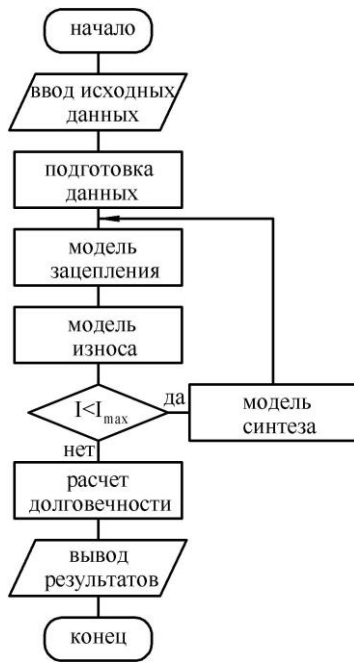


Рисунок 3 – Блок–схема моделирования кинетики прогнозирования параметров контакта ДВВ–зубьев конических зубчатых передач

зубьев и распределения нагрузки между парами зубьев.

Блок износа зуба в контактной точке определяет значение износа контактирующих поверхностей с учетом максимально возможного числа факторов. Производится распределения износа между зубьями шестерни и колеса.

Далее выполняется сравнение полученных значений износа в контактных точках профиля и критического значения износа, которое принимается равным 80% толщины цементационного слоя зубьев шестерни и колеса. В случае меньшего значения износа в контактных точках профиля по сравнению со значением критического износа выполняется корректировка и синтез (создание) нового профиля методом кусочной аппроксимации.

Блок синтеза изношенного профиля по величине износа в отдельных точках профиля формирует новый профиль, сглаживая профильные кривые только в зонах износа и сохраняя в зонах отсутствия контакта прежние координаты не затронутой износом части профиля.

Далее повторно (в цикле) используются блок модели зацепления зубьев и блок износа зубьев.

Если износ зубьев, после n -ого цикла, становится большим, либо равным значению критического износа, то зубья колес считаются изношенными и работа программы прекращается.

Блок расчета долговечности переводит условные циклы изнашивания в долговечность передачи.

Интегральные результаты работы представляются в виде графиков функций качественных характеристик передачи. Основу моделирования кинетики изнашивания зубьев составляет итерационный процесс (рисунок 3), реализованный в

компьютерной программе с использованием численных методов решения соответствующих систем алгебраических и дифференциальных уравнений.

Средний износ за один итерационный цикл принимается, как минимум, на порядок выше, чем погрешность вычислительного процесса моделирования зацепления зубьев. В тоже время, для обеспечения близкого к эксплуатационному характера изнашивания, средний износ за цикл принимается в пределах $1 \div 2\%$ от максимального износа за период эксплуатации.

Для автоматизации расчетов согласно приведенной методике разработано и реализовано соответствующее программное обеспечение в среде Mathcad.

С целью учета разброса опытных данных сравнительная оценка характера изменения формы профиля производилась путем усреднения экспериментальных данных износа профилей зубьев следующим образом.

Исследуемые комбайны были разбиты на три группы (с малым, средним и большим износом) в зависимости степени эксплуатации. В каждую группу включалось 5 комбайнов таким образом, чтобы износ зуба зубчатого колеса в группе отличался от среднего износа группы на величину, не превышающую ошибку измерения износа.

Пример сравнения прогнозируемых и экспериментальных значений износа зубьев шестерни и колеса в среднем сечении зуба представлен на рисунке 4.

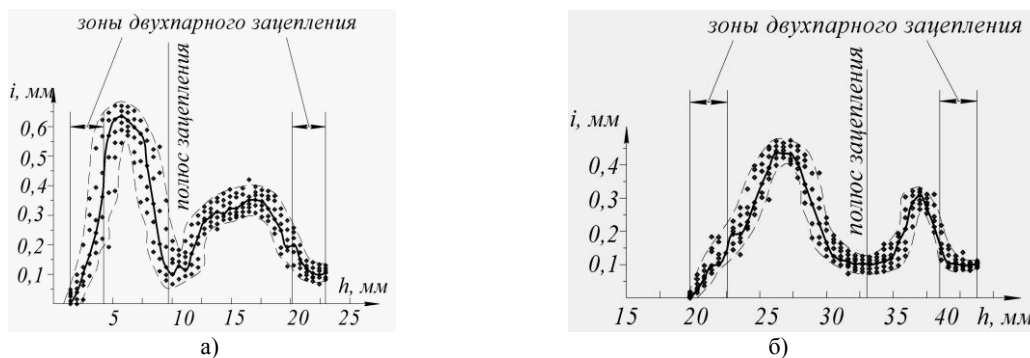


Рисунок 4 – Сравнение прогнозируемых и экспериментальных значений износа зубьев (для группы комбайнов со средним износом): а) – шестерня; б) – колесо.

Соответствие результатов численного эксперимента и опытных данных оценивалось на основе сравнения линейного износа зубьев. Оценка степени этого соответствия производилась по вероятности нахождения опытных данных в пределах ширины доверительного интервала, отсчитываемого от значений износа зуба по результатам моделирования. Кроме того, принималось во внимание соответствие.

Результаты определения доверительной вероятности представлены в таблице 2.

Таблица 2 – Результаты определения доверительной вероятности

Вариант испытаний	Среднее квадратическое отклонение (мм)	Относительная ширина доверительного интервала	Доверительная вероятность
Шестерня	0.08	1.75	0.75
Колесо	0.077	1.3	0.83

На основании значений доверительной вероятности, приведенных в табл. 2, можно утверждать с вероятностью более 75%, что значения износа зуба, полученные в результате физического эксперимента по изнашиванию зубьев зубчатой передачи находятся достаточно близко от значений, полученных в результате моделирования процесса изнашивания зубьев.

Следовательно, результаты прогнозирования износа зубьев с высокой степенью вероятности близки к результатам физического эксперимента.

Для определения максимальной по условиям эксплуатации долговечности L_h передачи с ДВВ зубьями необходимо оптимизировать значения коэффициентов смещения исходного контура x_1 , x_2 , модуля m_{mn} и количества зубьев z_{in} , z_k .

Выводы.

1. Разработано математическое обеспечение для прогнозирования долговечности конических передач с ДВВ–зубьями с учетом искажения исходного эвольвентного профиля рабочей поверхности зубьев после каждого цикла изменения напряжений (контакта зубьев шестерни и колеса) и как следствие изменения значений геометрических, кинематических, силовых параметров и параметров контакта зубьев. Это обеспечение формализовано в виде интегральной математической модели, включающей в себя совокупность трех частных математических моделей: зацепления двояковыпукло–вогнутых зубьев конических передач; износа зубьев конических передач; синтеза изношенного профиля передач.

2. Результаты экспериментальных исследований, выполненных в производственных условиях, подтвердили достоверность и адекватность разработанных теоретических положений. С вероятностью более 75% значения объемного износа зуба, полученные в результате экспериментальных исследований, находятся достаточно близко от значений, полученных в результате моделирования, то есть находятся в пределах доверительного интервала.

3. На основании выполненных теоретических исследований разработана методика прогнозирования долговечности конических передач с ДВВ зубьями.

Библиографический список использованной литературы

1. Онищенко В. Прогнозирование долговечности тяжело нагруженных зубчатых передач на основе моделирования износа зубьев / В Онищенко. — МЕХАНИКА, з.131, Gliwice (Polska), 1999.

2. Кузнецова А.В. Измерение износа зубьев конических передач с круговыми двояковыпукло–вогнутыми зубьями методом лазерного сканирования / А.В. Кузнецова / Вісник Східноукраїнського національного університету ім. Володимира Даля.—Луганськ, 2011. — № 11(165), частина 2 — С.77–85.

Поступила редакцию 22.03.2013 г.

Кузнецова А.В. Прогнозування довговічності конічних передач з двоопукло–ввігнутими зубцями

У статті розроблено методику прогнозування довговічності конічних передач з двоопукло–увігнутими зубцями. Методика ґрунтується на трьох математичних моделях: моделі зачеплення, моделі зносу зубів і моделі синтезу зношеного профілю. Система моделей враховує взаємовплив навантажувально–кінематичних параметрів зачеплення і форми профілів зубців. Результати розрахунку прогнозування довговічності підтверджені експериментально.

Ключові слова: двоопукло–ввігнуті зубці, прогнозування, знос, довговічність.

Kuznetsova A. V. Longevity forecasting of bevel gears with biconvex–concave teeth

A method of longevity forecasting of bevel gears with biconvex–concave teeth was developed. The technique is based on three mathematical models: the engagement model, the teeth wear model, the model of worn profile synthesis. The model system takes into account the interaction of load–kinematic parameters of gearing and form of teeth profiles. The results of longevity forecasting are confirmed experimentally.

Keywords: biconvex–concave teeth, forecasting, wear longevity

УДК 007: 195.955

В.И. Куля, ст. преподаватель

*Севастопольский национальный технический университет,
Ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053
root@sevgtu.sebastopol.ua*

ИНФОРМАЦИОННО–ЛОГИЧЕСКИЕ СХЕМЫ ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОГО УПРАВЛЕНИЯ ТОЧНОСТЬЮ МЕХАНООБРАБОТКИ В УСЛОВИЯХ ГПС

Разработаны обобщенные информационно–логические структуры механической обработки резанием и информационно–функциональная схема интегрированного автоматизированного комплекса на основе интеллектуальной системы управления сквозными технологическими процессами для автоматизированного производства.

Ключевые слова: интеллектуальные системы, управление, измерения, управляющие программы, станки с ЧПУ

Постоянное увеличение номенклатуры и ускорение сменяемости изделий привело к созданию гибких автоматизированных производств, которые позволяют повысить производительность при изготовлении изделий различных типов. Кроме этого возрастают требования к повышению качества изделий и соответственно повышению точности изготовления деталей, как одного из важнейших требований к технологии механической обработки и станкам. Это особо актуально при внедрении компьютеризированного производства, строящегося на принципах безлюдной технологии. Возрастает роль компьютерного моделирования всех стадий изготовления изделий: проектирование, технологическая подготовка, автоматизированное производство на основе современных компьютерных технологий CAD/CAM/CAPP/АСУ ТП.

Эффективность систем управления точностью определяется полнотой учета всех факторов, влияющих на величину отклонений размера, правильностью, точностью и своевременностью определения характеристик этих факторов, идентификацией, оценкой отклонений и формированием адекватных управляющих воздействий.

Специфика управления технологическими процессами механообработки определяется сложной логикой структурно–параметрических моделей входной, промежуточной и выходной информации, комплексов технологических систем, обеспечивающих процесс изготовления партии деталей и логикой алгоритма управления [1].

Одним из перспективных путей повышения точности обработки заключается в создании интеллектуальных систем управления технологическим процессом. Основу интеллектуальных систем составляет база знаний, в которой представлена гибкая логика решения задач управления [2]. Для формального представления технологических знаний необходима систематизация процессов, объектов и выявление факторов, сущностей, отношений, причинно–следственных связей и т.п.

Интеллектуальное управление должно осуществляться на основе полной и детальной конструкторско–технологической информации о детали, исходной заготовке, промежуточных стадиях заготовки; пооперационной технологии (станки, приспособления, инструменты); наладки операций; управляющих программы для станков с ЧПУ, фактических параметров технологических систем сквозного маршрута для обработки партии деталей. Для этого необходимо формализовать процесс обработки на станках с ЧПУ и установить качественные, логические связи между технологическими факторами процесса резания на основе анализа технологических процессов механообработки на станках с ЧПУ [3].

Целью данной статьи является систематизация информационно–логических структур объектов технологических процессов, обеспечивающих автоматизированное интеллектуальное управление.

В процессе управления точностью осуществляется компьютерное моделирование технологического процесса по преобразованию исходной заготовки в готовую деталь. Выходная модель заготовки после очередной операции поступает в качестве входной модели для следующей операции.

Информационные модели (логика данных) и правила базы знаний (логика решений) должны обеспечивать решение всех задач управления. Поэтому модели данных и правила преобразования данных необходимо рассматривать в едином комплексе. Основу интеллектуального управления технологическими процессами механической обработки составляет логическое моделирование.

Логика поиска решений определяется логикой модели детали, логикой технологии машиностроения (схемой расположения припусков, схемой базирования, операционными размерными связями, схемой погрешностей и т.п.) и логикой выполнения операций. На первом этапе систематизации и формализации предметной области представим структуру процесса механообработки резанием в виде семантической сети (см. рисунок 1), одного из классических способов представления знаний.

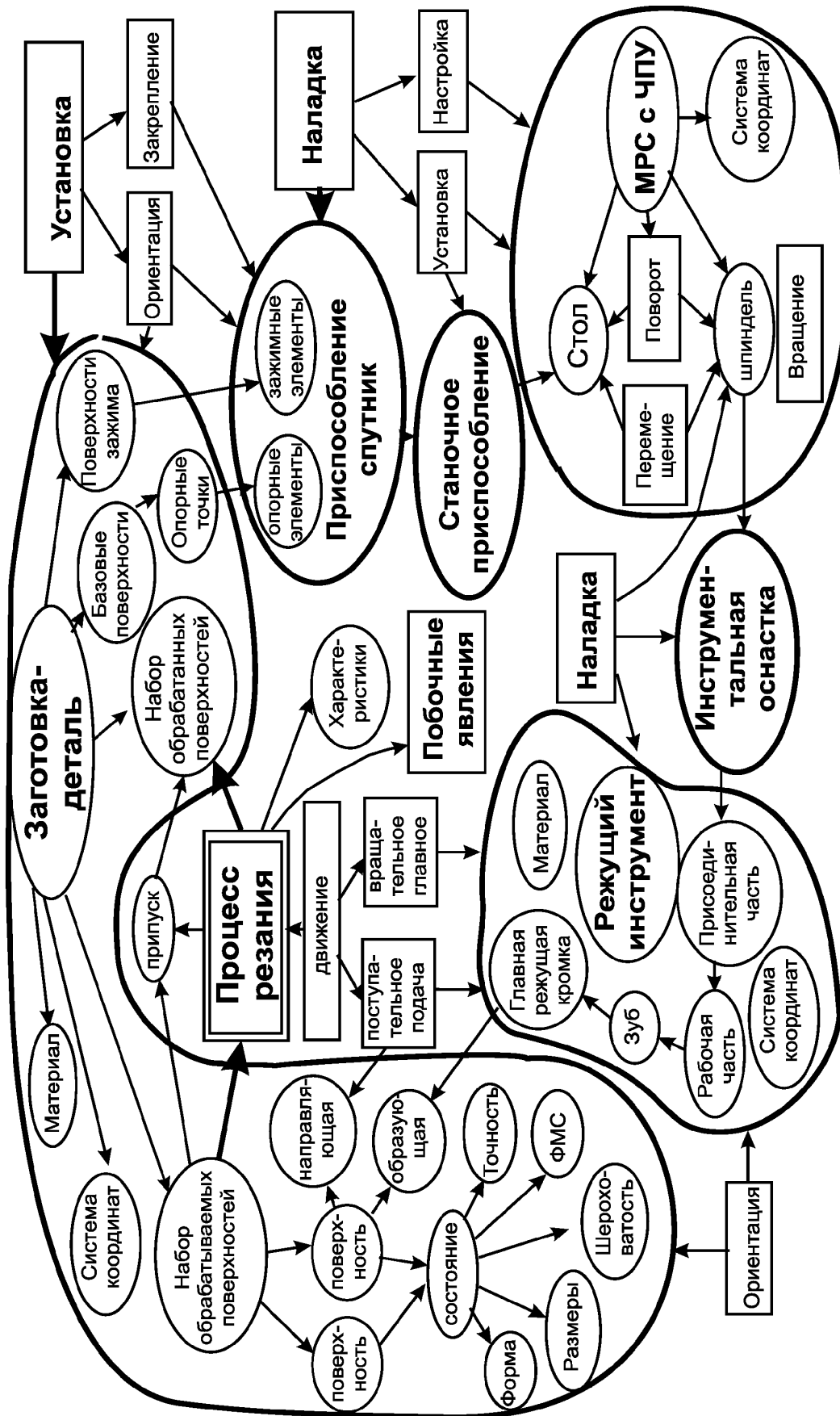


Рисунок 1 – Семантическая сеть механообработки резанием

Графическая структура отражает все сущности технологического процесса, т.е. объекты и процессы: станок, станочное приспособление, приспособление спутник, режущий инструмент, деталь–заготовка, установка заготовки со спутником в станочное приспособление и зажим, наладка операции, процесс резания. Каждый объект содержит множество элементов и характеристик. Кроме этого установлены взаимосвязи объектов и процессов на всех уровнях структуры.

Управление точно осуществляется на основе имитационного моделирования обработки деталей, которое отражает физический процесс. Например, производится установка и наладка приспособления для станка и в системе управления геометрически моделируется ориентация и перевод базовых элементов приспособления в систему координат станка. По полученной геометрической модели станок–приспособление производится измерение контрольных точек приспособления в системе координат станка, на основе которых оцениваются погрешности наладки и определяются отклонения от фактических для внесения изменения в координаты траекторий управляющей программы.

Для осуществления технологических операций в производстве производят наладку (настройку) станков для всех операций технологического маршрута, т.е. устанавливается станочное зажимное приспособление и режущий инструмент на станок. Инструмент предварительно настроен на оптическом приборе и устанавливается в шпиндель автоматически из инструментального магазина. В результате размерной настройки станка определяется положение режущих кромок инструмента в системе координат станка относительно установочной плоскости позиционного приспособления.

Каждая операция выполняется в следующей последовательности: устанавливается и зажимается заготовка (или заготовка с приспособлением спутником) в станочном приспособлении, а затем производится обработка по управляющей программе. После обработки заготовка снимается и передается на следующую операцию.

В процессе обработки осуществляется контроль параметров обрабатываемой заготовки и технологической системы, а также производится оценка отклонений параметров от запланированных. При возникновении отклонений осуществляется корректировка управляющих воздействий (параметрическая адаптация управляющей программы для станка с ЧПУ), а в случае превышения допустимых отклонений производится корректировка структуры техпроцесса (структурная адаптация техпроцесса).

Формирование операционных размеров поверхностей осуществляется при движении инструмента по траектории управляющей программы в системе координат станка. Технологическая система обработки на станках с ЧПУ представляет собой совокупность нескольких координатных систем (КС): станка (КСС), заготовки (КСЗ), детали (КСД), приспособления (КСП), инструмента (КСИ). Для осуществления процесса обработки с заданной точностью между указанными системами координат должны быть установлены требуемые размерные связи.

Процесс достижения точности при обработке состоит из трех отдельных связанных этапов:

- 1). Установка обрабатываемой заготовки.
- 2). Статическая настройка технологической системы.
- 3). Динамическая настройка технологической системы.

На каждом этапе формируются свои размерные связи, причем выдерживаемый при обработке окончательный размер A_{Δ} является замыкающим звеном размерной цепи:

$$\bar{A}_{\Delta} = \bar{A}_y + \bar{A}_c + \bar{A}_d, \quad (1)$$

где \bar{A}_y , \bar{A}_c , \bar{A}_d – соответственно размеры установки, статической и динамической настройки.

Для обеспечения требуемой точности при обработке детали в ГПС необходимые размерные связи устанавливаются системой управления.

Таким образом, система интеллектуального управления точно обработкой должна решать следующие основные задачи:

- Моделирование наладки приспособления и инструмента.
- Моделирование установки заготовки на станке, в приспособлении или на рабочем месте, заключающейся в координировании и закреплении заготовки относительно координатной системы станка.
- Моделирование статической настройки кинематических и размерных цепей технологической системы.
- Моделирование динамической настройки.
- Моделирование измерения элементов технологической системы
- Идентификация погрешностей.
- Анализ погрешностей и корректировка управляющей программы (траектория, режимы резания).
- Точностной размерный анализ технологического процесса.

Для уточнения информационных структур данных рассмотрим интегрированный автоматизированный комплекс проектирования – изготовления деталей (рисунок 2).

На этапе конструкторско–технологической подготовки производства формируются данные, необходимые для управления точностью обработки. С помощью систем автоматизированного проектирования конструкций (CAD) создаются геометрические 3D модели деталей (МД), которые поступают на вход системы автоматизированного проектирования техпроцессов (САРР) и системы автоматизированного программирования (САМ). В результате работы системы САРР формируются модели техпроцессов МТП, на основе которых проектируются управляющие программы (УП) для станков с ЧПУ с помощью САМ системы, а также модели заготовок (МЗ).

Интеллектуальная система управления (ИСУ) осуществляет управление точностью обработки деталей на основе информационных моделей МД, МТП, МЗ, УП и дополнительной информации. На схеме показан процесс получения готовой детали из заготовки в процессе обработки на всех операциях технологического процесса (материальный поток). Каждая операция выполняется на отдельном технологическом комплексе.

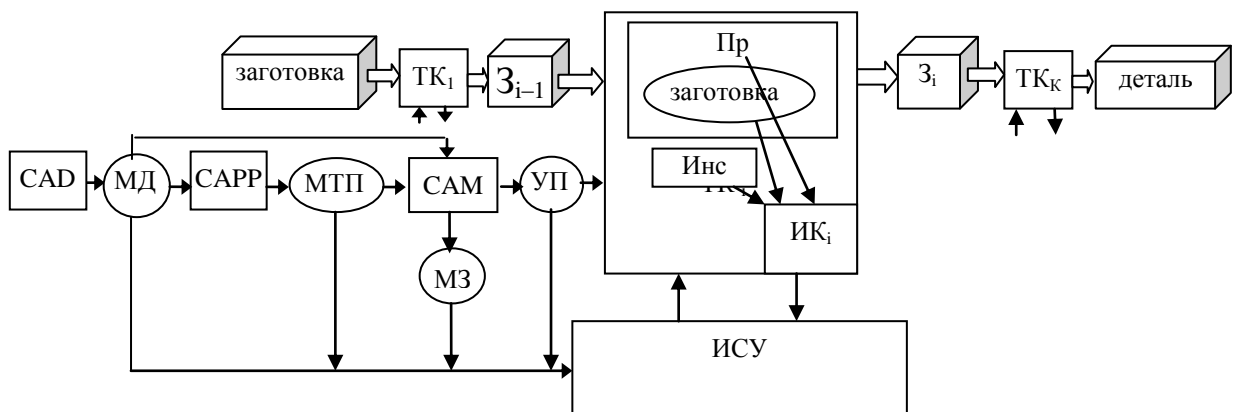


Рисунок 2 – Информационная схема интегрированного автоматизированного комплекса

Интеллектуальная система управления точностью обработки оперативно взаимодействует с технологическими комплексами (ТК) всех операций, которые состоят из технологической системы (станок с ЧПУ, приспособление (Пр), набор инструментов (Инс), заготовка) и измерительного комплекса. В свою очередь измерительный комплекс (ИК) включает:

- трехкоординатную телеметрическую головку или щуповую головку, которая представляет собой прецизионный датчик касания, находящуюся в инструментальном магазине станка. Головка по программе устанавливается в шпиндель станка и через каналы связи передает в систему управления параметры измерений установленных приспособлений, технологических баз детали, поверхностей заготовки до и после обработки на станке.

- трехкоординатную кабельную головку, установленную на столе станка. Посредством данной головки автоматизируется процесс размерной настройки каждого инструмента, хранимого в магазине станка, и автоматически настраивается положение исходной точки начала отсчета программных перемещений рабочих органов.

Измерительный комплекс работает по управляющей программе измерения, которая формируется ИСУ и передается для исполнения в систему ЧПУ станка. По результатам "обработки" сигналов, поступающих от головки, система управления вырабатывает управляющее воздействие на коррекцию управляющей программы движения рабочих органов станка.

Модель детали является информационным ядром для работы ИСУ, на основе которой выполняется моделирование основных задач по обработке детали. Модель детали имеет сложную логическую структуру (рисунок 1.) и включает множество поверхностей, каждая из которой имеет набор характеристик: форма, параметры шероховатости и точности формы (плоскостность, цилиндричность и т.п.). Между поверхностями установлены размерные связи (линейные, угловые, радиальные, диаметральные) с параметрами (номинал, отклонения, допуск), а также точностные пространственные отклонения (параллельность, соосность и т.п.) с параметрами. Размерные связи имеют одностороннюю направленность, вектор направления ориентирован от поверхности с меньшей координатой к поверхности с большей координатой в системе координат детали. Для каждой поверхности задается вектор направления расположения припуска и вектор расположения материала относительно поверхности (в материал положительный) в системе координат.

Модель заготовки является ссылочной моделью данных на модель детали, т.е. каждая поверхность заготовки связана двухсторонней ссылкой с поверхностью детали. Таким образом, каждая поверхность модели детали связана со стадиями ее обработки через модель заготовки.

Модель ТП содержит упорядоченное множество операций. Каждая операция содержит традиционные общие параметры по операции код и название операции, модель станка, приспособление, схему наладки, а также модель операционных размерных цепей, соединяющих технологические, настроечные и измерительные базы и обрабатываемые поверхности с операционными размерами припусками и допусками на них.

При моделировании наладки операции производится перевод системы координат приспособления в систему координат станка, а также процесс размерной настройки каждого инструмента. После установки спутника с заготовкой на станочное приспособление моделируется его ориентация и определяется положение технологических баз детали в системе координат станка.

Для оценки погрешностей (наладки, установки и т.п.) ИСУ осуществляет мониторинг технологических систем маршрутного техпроцесса путем измерения фактических параметров. Все измерения выполняются в системе координат станка по управляющим программам, синтезируемых ИСУ. На основе данных моделей приспособления, заготовки определяются параметры измерений: вид формы измеряемых поверхностей, количество и расположение ключевых точек и их координаты.

Результаты измерений используются для анализа погрешности установки, статической и динамической настройки, минимального припуска, износа режущего инструмента, температурных и упругих деформаций, фактического припуска и косвенно твердости материала заготовки. Для этого применяются такие параметры модели детали (заготовки), как векторы направления припуска и расположения материала. Упругие деформации и износ инструмента направлены от материала, а температурные деформации – в материал. При измерении координат поверхностей вектора определяют направление подхода измерительной головки. На основе измеренных координат система вычисляет размеры между поверхностями и оценивает погрешности. Логика информационных моделей применяются также для определения положения инструмента относительно обрабатываемой поверхности и направление коррекции координат перемещений инструмента по управляющей программе.

Моделирование в ИСУ производится над геометрическими моделями с использованием логических пространственных отношений, т.е. выполняется логико–геометрическое моделирование.

УП имеет модульную структуру, каждый модуль которой кроме кадров УП содержит структуру зоны обработки со ссылками на обрабатываемые поверхности, схему их обработки («зигзаг», «эквилибр» и т.п.), обозначение инструмента и параметры режимов резания.

На этапе проектирования ТП когда конструкторские базы не совпадали с технологическими и измерительными базами производился расчет технологических размерных цепей и устанавливались технологические операционные размеры и производился пересчет допусков, обычно сопровождающийся их ужесточением. На этапе обработки деталей СИУ решает задачи размерного анализа сквозного технологического процесса на основе конструкторских и технологических размерных цепей. Для этого производится проверка размерной корректности технологического процесса на основе плана операций и размерных технологических цепей и заключается в том, чтобы ТП обеспечивал получение годных деталей в соответствии с чертежом, как по допустимым отклонениям размеров, так и по допускаемым величинам пространственных отклонений. Чертежные размеры и технические требования, которые не выполнялись непосредственно в ходе ТП, а являлись результатом выполнения других размеров, будут иметь колебания (поле рассеяния) равное алгебраической сумме допусков составляющих звеньев. Поэтому проверку таких звеньев ИСУ выполняет по следующим условиям:

$$TA_{\text{черт}} \geq \omega A_{\Delta} = \sum TA_{\text{он}}, \quad (2)$$

где $TA_{\text{черт}}$ – допуск на контролируемый размер детали из чертежа; ωA_{Δ} – поле рассеяния замыкающего звена; $TA_{\text{он}}$ – допуски составляющих звеньев технологической размерной цепи. В случае выявления запаса точности СИУ увеличивает технологические допуски на некоторые особо сложные операции. Если не выполняются условие, то СИУ повышает точность отдельных операций за счет средств активного контроля системы управления.

Выводы. Приведенная система интеллектуального управления на основе информационно–логических схем объектов технологической системы обеспечит повышение эффективности механообработки в условиях ГПС за счет сокращения припусков, общего времени изготовления всей партии выпуска изделий за счет:

1) уменьшения погрешности размеров для партии обрабатываемых деталей по сравнению с обычной обработкой с учетом запаса точности;

2) обработки на рациональных режимах резания с учетом индивидуальных особенностей каждой заготовки (фактические данные о припусках и твердости), использованием всех возможностей технологической системы, т.е. обработка с большей производительностью по сравнению с традиционным подходом.

Библиографический список использованной литературы

1. Алиев Р.А. Производственные системы с искусственным интеллектом / Р.А.Алиев, Н.М. Абдикеев, М.М. Шахназаров. — М.: Радио и связь, 1990. — 264 с.
2. Новоселов Ю.К. Логические модели распределенных технологических баз знаний при комплексной автоматизации технологических систем / Ю.К.Новоселов, В.И.Куля // Высокие технологии в машиностроении: Сб.науч. тр. НТУ «ХПУ». — Харьков, 2002.— Вып. 1(5) — С. 282 – 287
3. Куля В.И. Обобщенный алгоритм интеллектуального управления точностью механообработки в условиях ГПС / В.И. Куля, В.А.Титков // Машиноприборостроение и транспорт: Сб. науч. тр. Севастоп. Нац. Техн. Ун-т. — Севастополь , 2012. — Вып. 129 — С.203 – 208.

Поступила в редакцию 22.03.2013 г.

Куля В.І. Інформаційно–логічні схеми інтелектуального управління точністю механообробки в умовах ГВС

Розроблені узагальнені інформаційно–логічні структури механічної обробки різанням і інформаційно–функціональна схема інтегрованого автоматизованого комплексу на основі інтелектуальної системи управління наскрізними технологічними процесами для автоматизованого виробництва.

Ключові слова: інтелектуальні системи, управління, вимірювання, керуючі програми, верстати з ЧПК.

Kulia V.I. Information–logical schemes of intellectual control of machining accuracy in the FMS conditions

The generalized information–logical structures of the mechanical machining and information–functional scheme of the integrated automated complex based on the intellectual control system of crossing technological processes for automated manufacture are developed.

Keywords: intelligent systems, control, measuring, control program, CNC machines.

УДК 621.178.16.004

С.В. Кюрчев, доцент, канд. техн. наук,**В.Б. Юдовинский, доцент, канд. техн. наук,****О.В. Певев, доцент, канд. техн. наук,***Таврический государственный агротехнологический университет,**пр. Б.Хмельницкого, 18, г. Мелитополь, Украина, 72316**http://www.tsaa.org.ua***ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА РАБОТЫ ДЕТАЛЕЙ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКОЙ**

Оптимизируются параметры обкатки для деформации поверхностных слоев металла с целью повышения износостойкости деталей, снижения периода приработки и повышения ресурса.

Ключевые слова: деформация поверхности, обкатка, период приработки, ресурс.

Общепринятые показатели процесса изнашивания – линейный износ и интенсивность изнашивания. Однако эти параметры не уточняют процессы, происходящие в период приработки деталей сопряжения.

В отличие от изменения линейного износа U во времени, коэффициента износа K_U имеет на один период больше – период накопления деформаций в поверхностных слоях металла деталей, подвергающихся изнашиванию [1]. Зависимость коэффициента износа K_U от пути трения представлена на рисунке 1.

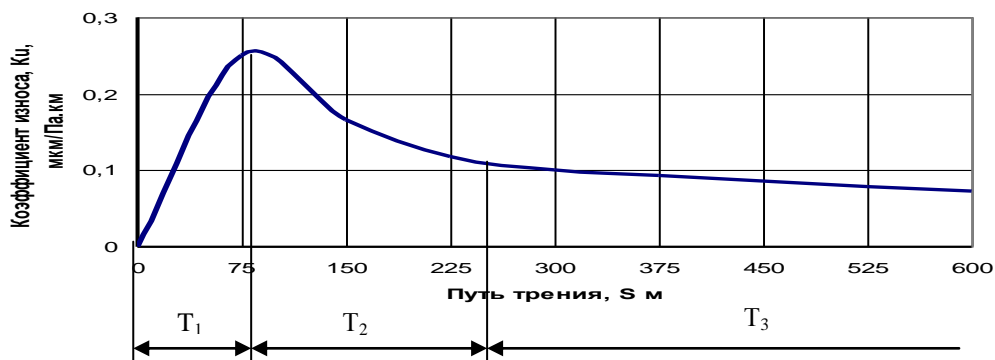


Рисунок 1 – Зависимость коэффициента износа K_U от пути трения

Из этой зависимости видно, что период приработки делится на две части – период накопления деформаций в поверхностных слоях материала T_1 и период приработки деталей сопряжения (ускоренный износ).

3 период – период нормального изнашивания будет зависеть от свойств материалов, а также от силовых, скоростных параметров и среды изнашивания.

Сумма первого и второго периодов приработки – это период полной приработки сопрягаемых деталей

Сократить общий период приработки можно за счет первого периода – периода накопления деформаций, перенеся его на финишную операцию изготовления деталей.

Такой операцией является поверхностная деформация, получаемая обкаткой или раскаткой.

Сущность этих методов состоит в том, что в результате внешнего давления поверхностные слои металла, контактируя с инструментом высокой твердости, оказываются в состоянии всестороннего сжатия и пластически деформируются. Инструментом являются ролики и шарики, перемещающиеся относительно заготовки. Микронеровности обрабатываемой поверхности сглаживаются путем смятия микровыступов и заполнения микровпадин.

Обкатывание и раскатывание следует проводить так, чтобы заданные результаты достигались за один проход. Не следует использовать обратный ход в качестве рабочего хода, так как повторные проходы в противоположных направлениях могут привести к излишнему деформированию поверхностного слоя. Кроме того, рабочий профиль роликов обычно предназначен для работы только в одну сторону.

Скорость не оказывает заметного влияния на результаты обработки и выбирается с учетом требуемой производительности, конструктивных особенностей детали и оборудования. Обычно скорость составляет 30–150 м/мин.

Значение усилия обкатывания выбираются в зависимости от цели обработки. Оптимальное усилие P (Н), соответствующее максимальному пределу выносливости и определяется по формуле

$$P = 10 \left(50 + \frac{D_d^2}{6} \right)$$

где D_d – диаметр упрочняемой поверхности детали.

При упрочняющей обработке необходимо повысить поверхностную твердость детали на 25 – 40%. Глубина h_n деформированного слоя для крупных деталей должна находиться в пределах

$$0,02R_d \leq h_n \leq 0,10R_d,$$

где R_d – радиус упрочняемой поверхности детали.

Зависимость глубины деформированного слоя от диаметра обкатываемой поверхности представлена на рисунке 2.

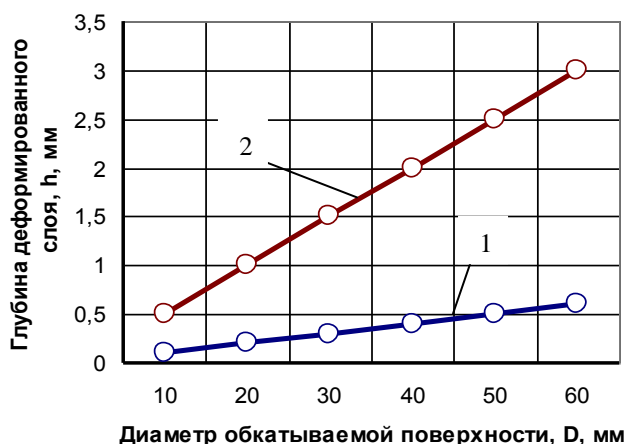


Рисунок 2 – Диапазон глубины возможного деформированного слоя в зависимости от диаметра обкатываемой поверхности: 1 – минимальная глубина, 2 – максимальная глубина.

Усилие P_n , обеспечивающее получение наклепанного слоя глубиной h_n , определяют по формуле

$$P_n = 2h_n^2 \sigma_m m^2,$$

где σ_m – предел текучести материала детали; m – поправочный коэффициент, учитывающий кривизну контактирующих поверхностей;

$$m = 1 + 0,07 \left(\frac{1}{\frac{1}{R_{np}} + \frac{2}{D_p} + \frac{1}{R_d} - \frac{1}{R}} \right),$$

где R_{np} – профильный радиус ролика; D_p – диаметр ролика; R – радиус профиля детали в осевом сечении; для цилиндрической поверхности $R = \infty$.

Профильный радиус ролика принимается наименьшим, при этом не должно происходить шелушения обрабатываемой поверхности детали.

Рабочее усилие обкатывания обычно принимают $1,5P_{0,05} \leq P \leq 3,0P_{0,05}$, где $P_{0,05}$ – усилие, обеспечивающее получение наклепанного слоя глубиной $h_n = 0,05R_d$.

Подачу при обкатывании назначают не более 0,2–0,6 мм/об. При упрочнении переходных поверхностей тяжелых валов используют ролики с профильным радиусом на 0,5–2,0 мм меньше радиуса R переходной поверхности; усилие обкатывания $P_z \approx (1000R \pm 1000)$ Н.

Рекомендуемые режимы упрочняющей обработки предполагают возможной последующую механическую обработку деталей для получения заданной точности и шероховатости поверхности. Эффект обработки при снятии малых припусков снижается незначительно.

При высоких требованиях к качеству поверхности и нецелесообразности снижения эффекта упрочнения в результате снятия части упрочненного слоя обработку ведут двумя роликами – упрочняющим и сглаживающим или применяют один или несколько одинаковых роликов с большим профильным радиусом. При известных D_p , D_d и R_{np} находят значение усилия, которое следует умножить на коэффициент, зависящий от твердости материала:

$$K_p = 0,01HB - 0,4,$$

где HB – число твердости по Бринеллю; $120 \leq HB \leq 340$.

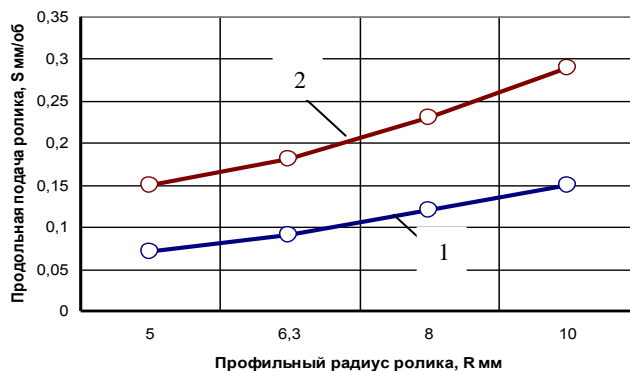


Рисунок 3– Зависимость усилия обкатывания P от диаметра обкатываемой поверхности D .

С учетом требований шероховатости поверхности и профильного радиуса ролика находят величину подачи (рисунок 4).

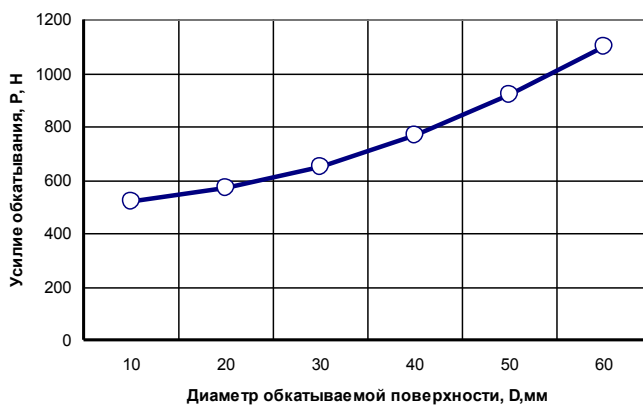


Рисунок 4 – Зависимость продольной подачи ролика S от профильного радиуса ролика R при шероховатости после обкатки

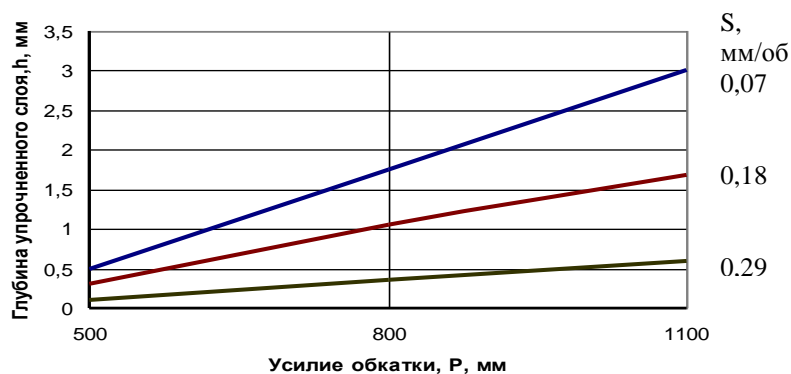


Рисунок 5 – Влияние глубины упрочненного слоя вала h от усилия обкатки P и величины подачи S при диаметре ролика $D=60$ мм

Для многоэлементных инструментов принимают подачу $S = 0,1 \div 3,0$ мм/об. Оптимальная подача S_s на один оборот ролика не должна превышать $0,1-0,5$ мм/об, на один оборот шарика – $0,01 - 0,05$

мм/об. Обычно при раскатывании и обкатывании натяг $i \leq 0,03 \div 0,30$ мм с учетом исходной и требуемой шероховатости, точности и диаметра обрабатываемой поверхности, а также жесткости инструмента.

Таким образом, основным параметром, определяющим качество упрочняющей обкатки цилиндрических поверхностей, являются усилие обкатывания P , которое, в свою очередь, зависит от диаметра ролика – D_p , профильного радиуса ролика – R_{np} и величины продольной подачи – S .

Влияние глубины упрочненного слоя от усилия обкатки и величины осевой подачи представлено на рисунке 5.

Из этого рисунка видно, что с увеличением усилия обкатки и снижением осевой подачи, увеличивается глубина деформированного слоя.

Выводы:

1. Создание деформации поверхностного слоя детали обкаткой (раскаткой) позволяет сократить период приработки деталей сопряжения и тем самым увеличить ресурс работы сопряжения.

2. Твердость поверхности после обкатки повышается на 25–40%.

3. Максимальная глубина деформации (наклепанного слоя) до 3 мм наблюдается при минимальной продольной подачи инструмента и максимальном усилии обкатки.

Бібліографічний список використовуваної літератури

1. Ковалев И.Т. Коэффициент износа — показатель надежности деталей сопряжений / И.Т.Ковалев, В.Б. Юдовинский. — М.: «Надежность и качество» №2, 1974. — С.36 – 48.

2. Юдовинський В.Б. Деференсація коефіцієнта зносу матеріалів пар тертя мобільної техніки, що працює на біотопливі / В.Б.Юдовинський, Д.П.Журавель // Науковий вісник Тврійського державного агротехнологічного університету. — Мелітополь, 2011. — Вип. 1. — Т.1.

Поступила в редакцію 01.03.2013 г.

Кюрчев С.В., Юдовинский В.Б., Пенев О.В. Підвищення ресурсу роботи деталей фінішною механічною обробкою

Оптимізуються параметри обкатки для деформації поверхневих шарів металу з метою підвищення зносостійкості деталей, зниження періоду прироблення і підвищення ресурсу.

Ключові слова: деформація поверхні, обкатка, період прироблення, ресурс.

Kyurchev S.V., Yudovinsky V.B., Penev O.V. Increase of workability of parts by final machining

The parameters of rolling are optimized for deformation of superficial layers of metal with the purpose of increase of wearproofness of parts, declination of period of earning extra money and increase of workability.

Keywords: deformation of surface, rolling, period of earning extra money, workability.

УДК 621.9.01

В.П. Ларшин, профессор, д-р техн. наук,

*Одесский национальный политехнический университет,
пр. Шевченко, 1, г. Одесса, Украина, 65044*

VPLarshin@rambler.ru

Н.В. Лищенко, доцент, канд. техн. наук

*Одесская национальная академия пищевых технологий,
ул. Канатная, 112, г. Одесса, Украина, 65039*

odmny@rambler.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ НЕСТАЦИОНАРНОГО И ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ

Разработана математическая модель для определения температуры при непрерывном и дискретном представлении источников теплоты в зоне контакта для нестационарного и стационарного шлифования.

Ключевые слова: прерывистое шлифование, температура, геометрические параметры прерывистых шлифовальных кругов.

Введение. Многообразие конструктивных форм деталей машин определяется видом их отдельных поверхностей и комбинациями этих поверхностей. При механической обработке указанных поверхностей даже на одном технологическом переходе изменяются геометрические, теплофизические и технологические параметры обработки. Например, при плоском шлифовании заготовок в многоместном приспособлении при обработке каждой очередной заготовки изменяется величина припуска на обработку, твердость обрабатываемого материала, геометрия зоны контакта и, кроме того, имеет место изменение режущей способности шлифовального круга по мере его износа. Рассматривая изменение во времени геометрических, технологических и теплофизических параметров механической обработки можно сделать вывод, что не существует абсолютно неизменных во времени (стационарных) процессов обработки [1]. С другой стороны теплофизические расчётные схемы обработки, как правило, просты, имеют постоянные параметры и не соответствуют фактическим сложным нестационарным явлениям, протекающим при лезвийной и абразивной обработке. Например, теплофизическая схема подвижного теплового источника, на основе которой выполняются расчеты температуры шлифования, является упрощенной схемой обработки, которая имеет место на отдельных коротких по времени ее этапах, например, при плоском и круглом шлифовании. Однако, даже в этом случае имеет место переходный процесс установления температурного поля вокруг подвижного теплового источника. Время этого переходного процесса – время теплового насыщения – отсчитывается от момента начала движения полосового теплового источника до момента установления температурного поля вокруг этого источника в подвижной системе координат.

Задача разработки теории тепловых явлений при шлифовании актуальна, например, для прерывистого, композиционного и высокопористого шлифования, которые отличаются от традиционных теплофизических задач с непрерывным тепловым потоком дискретным (импульсным) представлением источников теплоты – зерен. Особенностью этих процессов шлифования является неопределенность их перехода из нестационарного в стационарный режим, что проявляется в переменной скорости изменения температуры шлифования на переходном этапе времени действия теплового источника и последующем этапе охлаждения обработанной поверхности. Учет фактора дискретности тепловыделения важен при расчете поверхностных и приповерхностных мгновенных температур, т.к. с увеличением расстояния от обрабатываемой поверхности дискретный характер тепловых потоков на поверхности преобразуется в более сглаженный непрерывный.

Материал и результаты исследования. Теплофизическая схема, на основе которой выполняют расчеты температуры шлифования, содержит подвижный полосовой источник, протяженностью $2h$, который движется со скоростью V (рисунок 1). Формирование температурного поля обычно рассматривают в двух системах координат: подвижной системе координат (ПСК), которая связана с тепловым источником, и неподвижной (НСК), принадлежащей отдельным точкам обрабатываемой поверхности.

Имеющиеся в литературе расчетные формулы для определения температуры в ПСК получены для стационарного (не зависящего от времени) теплового поля этого источника. Это стационарное поле формируется в течение некоторого времени переходного периода $\tau_{t.p.}$, получившего название «время теплового насыщения».

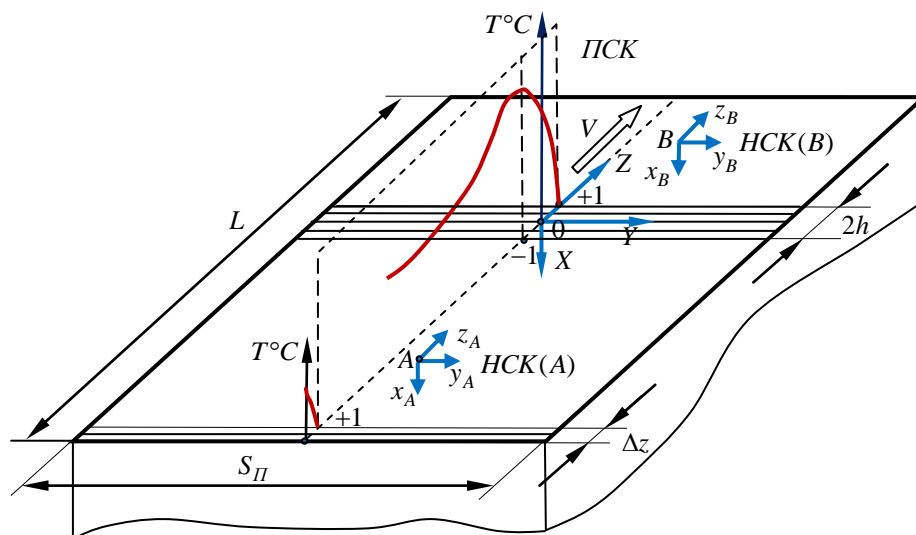


Рисунок 1 – Теплофизическая схема теплового процесса при шлифовании

Следует различать два подвижных тепловых источника: практический источник (близкий к реальному источнику) и теоретический (существующий в математической трактовке). Можно дать следующую поэтапную характеристику переходного процесса становления температурного поля для практического подвижного теплового источника (рисунок 2,а).

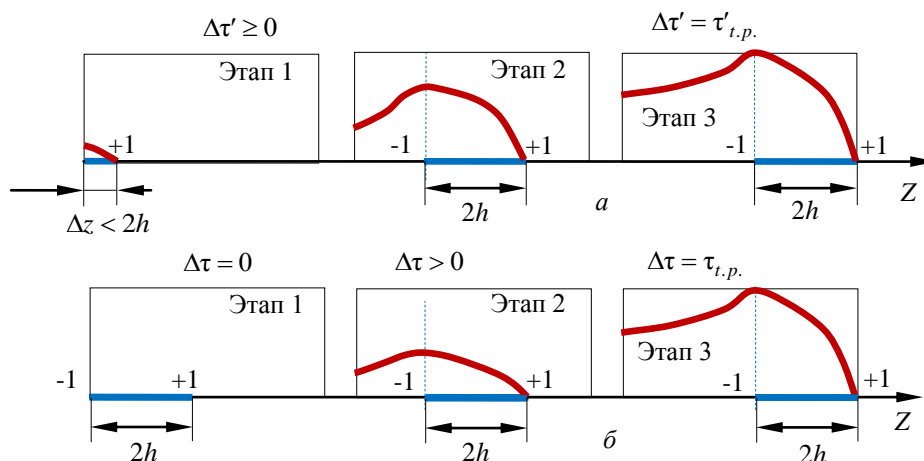


Рисунок 2 – Этапы формирования температурного поля вокруг практического (а) и теоретического (б) подвижных тепловых источников

1. Начало переходного процесса практического источника отсчитывается от первоначального касания круга и обрабатываемой детали (этап 1 на рисунке 2,а). Затем формируется переменная по протяженности полоса контакта с текущей протяженностью $\Delta z = V\Delta\tau'$, где $0 \leq \Delta\tau' \leq \tau'_{t.p.}$ – текущее время на интервале переходного, т.е. нестационарного периода. Протяженность Δz этой полосы на нестационарном интервале времени $0 \leq \Delta\tau' \leq \tau'_{t.p.}$ меньше $2h$, т.е. $\Delta z < 2h$ (этап 1 на рисунке 2,а).

2. Через некоторое время протяженность полосы достигает своего установившегося значения $2h$ (этап 2 на рисунке 2,а).

3. По завершении некоторого дополнительного времени температурное поле в ПСК перестает изменяться как по координатам X, Y, Z (см. рисунок 1), так и по времени, которое отсчитывается после окончания интервала переходного процесса $0 \leq \Delta\tau' \leq \tau'_{t.p.}$ (этап 3 на рисунке 2,а).

Аналогичная поэтапная характеристика становления *теоретического подвижного теплового источника* следующая.

1. Источник протяженностью (шириной) $2h$ в момент времени $\Delta\tau = 0$ коснулся обрабатываемой поверхности и одновременно начал двигаться со скоростью V в направлении оси Z (этап 1 на рисунке 2,б).

2. Через некоторое время $\Delta\tau > 0$ вокруг движущегося источника, формируется промежуточное нестационарное температурное поле (этап 2 на рисунке 2,б).

3. При достижении условия $\Delta t = \tau_{t,p}$ температурное поле перестает изменяться как по координатам X, Y, Z в ПСК (см. рисунок 1), так и по времени (этап 3 на рисунке 2, б).

Таким образом, в момент касания шлифовального круга и заготовки начинается первый переходный процесс формирования температурного поля от движущегося теплового источника. После окончания первого переходного процесса, во время которого имеет место нестационарный режим (температурное поле является нестационарным), наступает тепловое насыщение, после которого температурное поле подвижного теплового источника становится стационарным (квазистационарным), т.е. не зависящим от времени (график на вертикальной плоскости на рисунке 1). Термин «стационарность (квазистационарность) относится к температурному полю, которое формируется в ПСК (эта ПСК движется вместе с тепловым источником). После окончания первого переходного процесса при наличии встроенных в шлифовальный круг термопар можно зафиксировать максимальную поверхностную температуру шлифования (выходной сигнал термопар), имеющую место в районе задней кромки источника в ПСК. Установившуюся температуру шлифования в любой точке с координатами Z и X находят по известному уравнению двумерной математической модели квазистационарного температурного поля [2].

В дальнейшем время переходного процесса в ПСК для теоретического подвижного теплового источника будем называть временем первого переходного процесса в отличие от времени второго переходного процесса в неподвижной системе координат (НСК).

Отметим также, что достигнутая стационарность теплового поля подвижного теплового источника соответствует исключительно мгновенным параметрам состояния этого источника и в любой момент времени может быть нарушена. Действительно, достаточно, например, изменить только скорость V источника при прочих равных условиях, и достигнутая стабильность температуры $T(X_i, Y_i, Z_i, V)$ в ПСК нарушается и начинается новый переходный процесс формирования установившейся температуры. Этот новый переходный процесс заканчивается формированием новых установившихся значений температур в тех же самых рассматриваемых точках ПСК. Например, для той же самой i -ой точки новое установившееся значение температур составит $T'(X_i, Y_i, Z_i, V')$, причем $T(X_i, Y_i, Z_i, V) \neq T'(X_i, Y_i, Z_i, V')$, т.е. при изменении скорости от значения V до значения V' стационарная температура изменится от значения T до T' .

Таким образом, имеющиеся в литературе двумерные математические модели формирования температурного поля описывают стационарный тепловой процесс, т.е. после того как температурное поле в ПСК стабилизировалось. Многие исследователи неоправданно пользуются этими моделями, не сопоставляя время первого переходного процесса с реальным машинным временем шлифования отдельно рассматриваемой обрабатываемой детали, в том числе при многоместной обработке, когда обрабатываемые детали уложены «в стык», например, на столе плоскошлифовального станка. Однако, температурное поле в течение времени одного продольного хода стола станка «не перескакивает» с одной обрабатываемой детали на другую из-за наличия адиабатических стенок даже соприкасающихся друг с другом торцов этих деталей. В каждой из обрабатываемых деталей имеет место первый переходный процесс изменения температуры. Если протяженность детали незначительна (не более 5 мм), то время первого переходного процесса (время теплового насыщения) сопоставимо с машинным временем обработки отдельной детали.

В прикладных задачах определения температуры шлифования температурное поле определяют в различных точках НСК, центр которой совмещают с рассматриваемой точкой поверхности (см. точку А или точку В на рисунке 1). Температурное поле в этих точках появляется после того, как сформировавшийся подвижный полосовой источник при своем движении оказывается над рассматриваемой точкой поверхности. Этапы этого процесса следующие.

1. Первоначально с рассматриваемой точкой совмещается передняя кромка теплового источника, расположенная в координате $Z = +1$ (рисунок 1).

2. Через время нагрева, равное $\tau_H = \frac{2h}{V}$, над этой точкой окажется задняя кромка подвижного источника ($Z = -1$).

Как следствие, температура в рассматриваемой точке будет увеличиваться до некоторого максимального уровня, определяемого временем нагрева. В связи с этим изменением температуры имеет место второй переходный процесс в НСК, отличный от описанного выше первого переходного процесса в ПСК. Механизм второго переходного процесса заключается в последовательном увеличении температуры рассматриваемой точки (например, точки А на рисунке 1), а также всех нижележащих точек поверхностного слоя по координате x_A (см. рисунок 1). При этом считается, что к данному моменту подвижный тепловой источник уже сформировался и время шлифования превышает время теплового

насыщения, т.е. первый переходный процесс уже закончился. Следует отметить, что если бы первый переходный процесс не закончился, то вокруг подвижного теплового источника не было бы квазистационарного теплового поля. Соответственно не было бы распределения температуры по координате x_A (см. рисунок 1). Поэтому, прежде чем оценивать температуру в точке А и по координате x_A (см. рисунок 1) необходимо убедиться, что первый переходный процесс закончился, т.е. машинное время текущего шлифования превышает время теплового насыщения $\tau_{t.p.}$ (указано время насыщения для теоретического теплового источника, т.к. для практического теплового источника задача до сих пор не только не решена, но даже не поставлена).

Наблюдаемое изменение температуры в рассматриваемой точке (например, точки В на рисунке 1), а также в других точках по глубине поверхностного слоя является реакцией или функцией отклика на скачкообразное изменение плотности теплового потока в этой точке (граничное условие второго рода).

Особенностью описанных переходных процессов (первого и второго) является стабилизация (по уровню) температурного поля в первом переходном процессе (квазистационарное температурное поле) и отсутствие такой стабилизации (по уровню) температурного поля во втором переходном процессе: при наличии граничного условия второго рода температура поверхности и по глубине поверхностного слоя на интервале нагрева всегда увеличивается. При этом во втором переходном процессе имеется участок относительно быстрого изменения температуры, который можно назвать квазипереходным процессом, в течение которого температура относительно быстро достигает высокого уровня, близкого к максимальному уровню.

Применительно к прерывистому шлифованию температура шлифования складывается из двух составляющих: аperiodической составляющей и периодической. При этом амплитуда периодической составляющей также подвержена переходному процессу, в течение которого она относительно быстро стабилизируется. Установлено, что результаты расчетов максимальных температур шлифования по уравнениям дву – и одномерной математической модели (для стационарного и нестационарного процессов, соответственно) отличаются не более, чем на 10 % [2] при условии, что первый переходный процесс закончился. Поэтому целесообразно при технологическом проектировании и технологической диагностике процесса шлифования пользоваться одномерной теплофизической схемой с линейным тепловым потоком. В соответствии с этой схемой тепловое поле создается вследствие движения по координате x теплового потока, векторы плотности которого являются параллельными.

Температуру в зоне шлифования можно регулировать, если шлифование производить с определенными многократными на временном интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$ перерывами во времени. Это позволяет изменить характер температурного поля и максимальную величину температуры в зоне контакта, когда прерывистый периодический нагрев обрабатываемой поверхности чередуется с его периодическим отсутствием. Такой процесс можно осуществить при шлифовании специальными кругами, имеющими на рабочей поверхности ряд чередующихся выступов и впадин определенной протяженности, которые попарно образуют циклы нагрева (выступ) и охлаждения (впадина). Например, если длина режущего выступа шлифовального круга l_1 , а впадины l_2 , то интервал времени нагрева зоны

контакта $T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}}$ ($V_{кр}$ – линейная скорость вращения круга) каждый раз чередуется с соответствующим

интервалом времени охлаждения $T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}}$, где T – период микроцикла, с.

Во время работы режущего выступа (нагрев) в зоне контакта действует тепловой поток $q(\tau) = q_{\max}$, а во время отсутствия резания (охлаждение) – $q(\tau) = 0$. Таким образом, тепловой поток, воздействующий на обрабатываемую поверхность, можно представить в виде следующей ступенчатой функции [3]

$$q(\tau) = q_{\max}, \text{ при } nT < \tau < nT + T_1, \quad n = 0, 1, \dots$$

$$q(\tau) = 0, \text{ при } nT + T_1 < \tau < (n+1)T, \quad n = 0, 1, \dots$$

Непрерывная последовательность циклов «нагрев-охлаждение» располагается на участке нагрева, длительность которого как для сплошного, так и для прерывистого круга определяется временем

$\tau_H = \frac{2h}{V}$. Для оптимизации процесса тепловыделения необходимо получить зависимость температуры

прерывистого шлифования от геометрических параметров круга, к числу которых относятся количество N режущих выступов на круге и коэффициент заполнения S на окружном шаге. Необходимо также учитывать, что при нахождении впадины прерывистого круга в зоне контакта отсутствие теплового потока сопровождается отсутствием съема материала, а это приводит к соответствующей

дополнительной нагрузке на последующий режущий выступ круга и, как следствие, к дополнительной добавке (т.е. возрастанию) теплового потока на этом режущем выступе. В соответствии с предлагаемой методикой сформулировано условие постоянства интенсивности шлифования (работы резания), которое необходимо обеспечивать для всех сравниваемых между собой конструкций прерывистых кругов. Это условие постоянства должно сопровождаться постоянством мощности, затрачиваемой на резание. Постоянство мощности при фиксированных режимных параметрах и диаметре шлифовального круга сопровождается постоянством плотности теплового потока. Поэтому указанное выше условие постоянства интенсивности шлифования обеспечивается при постоянстве удельного параметра q_{ave} – средней плотности теплового потока.

Предлагается следующий подход к определению температурного поля при прерывистом периодическом воздействии теплового потока. Известно, что при отсутствии принудительного охлаждения обрабатываемой поверхности к температурным полям от действия смещенных во времени тепловых источников применим принцип суперпозиции: смещенные по времени температурные поля можно суммировать путем сложения температур в одних и тех же пространственных координатах. Сущность принципа суперпозиции применительно к прерывистому шлифованию заключается в следующем. Температурное поле от отдельного прямоугольного импульса теплового потока, действующего на интервале времени $0 \leq \tau \leq T_1$, может быть заменено суммой температурных полей от действия двух непрерывных по времени источников. Первый тепловой источник является положительным ($+q_{max}$). Он непрерывно действует на интервале времени $0 \leq \tau \leq \infty$. Второй тепловой источник (сопрягаемый с первым источником) является отрицательным источником ($-q_{max}$). Он действует непрерывно на интервале времени $T_1 \leq \tau \leq \infty$. Такая методика представления одиночного импульса теплового потока известна применительно к одиночному интервалу времени действия теплового потока при обычном шлифовании сплошным кругом [2]. Длительность τ_H этого интервала характеризует макроцикл шлифования (рисунок1). Применительно к прерывистому кругу такой способ представления одиночного импульса теплового потока сохраняется, только вместо времени макроцикла нагрева τ_H используется время микроцикла нагрева T_1 .

Применяя принцип суперпозиции для любого числа n микроциклов нагрева и охлаждения, получим следующую рекуррентную формулу для определения температуры прерывистого шлифования на участке нагрева

$$T = \frac{2q}{\lambda} \left(\sum_{i=1}^n \sqrt{a[\tau - (i-1)T]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T]}} - \sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]}} \right) \quad (1)$$

где λ и a – теплопроводность (Вт/(м·°C)) и температуропроводность (м²/с) обрабатываемого материала.

Для построения графика зависимости температуры шлифования от времени (рисунок3) по формуле (1) в среде MathCAD принимаем следующие исходные данные: $D = 390$ мм (из возможного интервала 300...400 мм), $l_1 = 20$ мм, $l_2 = 15$ мм, $V_{кр} = 35$ м/с, $V = 2$ м/мин, $t = 0,028$ мм, $q_{max} = 40 \cdot 10^6$ Вт/м², $\lambda = 42$ Вт/(м·°C), $a = 8 \cdot 10^6$ м²/с.

При этих условиях $l_1 + l_2 = 35$ мм, число режущих выступов на прерывистом круге $N = 35$, время одного полного оборота круга 35 мс, время воздействия неподвижного плоского теплового источника $\tau_H = 100$ мс, количество оборотов круга за время τ_H – 2,9. Таким образом, в состав одного интервала прерывистого шлифования длительностью $\tau_H = 100$ мс входит 100 микроциклов длительностью $T = 1$ мс, при этом за время одного оборота круга происходит 35 микроциклов шлифования.

Постоянную времени τ_t переходного процесса можно найти из следующего условия

$$\frac{2q_{max}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT_1}{\pi}} = \frac{2q_{ave}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_t}{\pi}}$$

Учитывая соотношение между параметрами q_{max} и q_{ave} , получаем

$$\tau_t = \frac{T}{S} = TQ \quad (2)$$

где Q – скважность прямоугольного импульса теплового потока.

Для рассматриваемого случая ($S = 0,5714$) постоянная времени переходного процесса составляет 1,75 мс.

Время экспоненциального переходного процесса T_t составит

$$T_t = 3\tau_t = 3\frac{T}{S} = 3TQ < \tau_H. \quad (3)$$

Для данного случая время переходного процесса $1,75 \cdot 3 = 5,25$ мс, что соответствует выбранному интервалу времени на рисунке 2.

В программе MatLAB выполнен расчет температуры шлифования по формуле (1) на всём интервале нагрева $0 \leq \tau \leq \tau_H$ при шлифовании (рисунок 3).

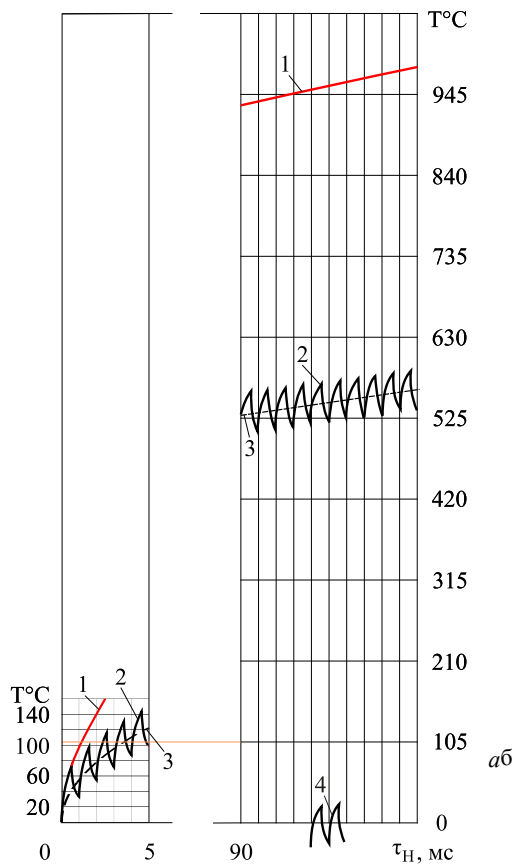


Рисунок 3 – Температура прерывистого

шлифования ($N = 35$) на интервале времени переходного процесса (а) и установившейся температуры (б)

На рисунок 3 обозначено: 1 — непрерывно возрастающая температура от воздействия максимального теплового потока q_{\max} ; 2 — суммарная температура прерывистого шлифования; 3 — непрерывно возрастающая температура прерывистого шлифования от воздействия среднего

теплового потока $q(\tau) = q_{ave} = \frac{q_{\max} T_1}{T}$ при 0,5714; 4 — фрагмент периодической (установившейся) составляющей температуры.

Видно, что температура прерывистого шлифования (кривая 2 на рисунке 3) может быть представлена суммой двух компонент: непрерывно возрастающей компоненты 3 и периодической компоненты 4.

Полученная математическая модель (1) для определения температуры шлифования может быть использована для исследования температурного поля при любой частоте воздействия периодического теплового потока, в том числе при частоте, характерной для тепловых источников — зерен шлифовального круга. Для этого необходимо иметь соответствующую геометрическую модель шлифовального круга, и соответствующую ей теплофизическую схему теплового процесса. В этом случае сплошной шлифовальный круг может быть представлен моделью микропрерывистого круга, у которого режущим выступом является отдельное активное зерно круга, а впадиной — воздушный промежуток, характерный, например, для высокопористого шлифовального круга.

Выводы.

1. Необходимым условием адекватности стационарного решения двумерного дифференциального уравнения теплопроводности является окончание переходного процесса изменения температуры в подвижной системе координат; длительность этого переходного процесса равна времени теплового насыщения.

2. Достаточным условием применения стационарного двумерного и нестационарного одномерного решений (после того как выполнено необходимое условие) для описания непрерывно и импульсно возрастающей температуры является окончание второго переходного процесса изменения температуры в неподвижной системе координат, в течение которого, например, применительно к прерывистому шлифованию, стабилизируется амплитуда температурных импульсов в этой системе координат.

3. Получена формула (1) для определения температуры шлифования при импульсном тепловом потоке для любой частоты его воздействия. Установлены формулы (2) и (3) для определения постоянной времени и общего времени переходного процесса изменения температуры прерывистого шлифования.

Библиографический список использованной литературы

1. Постнов В.В. Термодинамика и технология нестационарной обработки металлов резанием / В.В. Постнов, В.Л. Юрьев. — М.: Машиностроение, 2009. — 269 с.
2. Лищенко Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко // Тр. Одес. политехн. ун-та. — Одесса, 2011. — Вып. 2(36). — С. 80 – 86.
3. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. — М.: Наука, 1964. — 487 с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Ларшин В.П., Лищенко Н.В. Визначення температури нестационарного і переривчастого шліфування

Розроблена математична модель для визначення температури при безперервному і дискретному представленні джерел теплоти в зоні контакту для нестационарного і стаціонарного шліфування.

Ключові слова: переривчасте шліфування, температура, геометричні параметри переривчастих шліфувальних кругів.

Larshin V.P., Lishchenko N.V. Non-stationary and discontinued grinding temperature determination

A mathematical model for determination of temperature at continuous and discrete presentation of heat sources in the contact zone for the non-stationary and stationary grinding is worked out.

Keywords: discontinued grinding, temperature, geometrical parameters of discontinued grinding wheels.

УДК 621.9.025

Е.А. Левченко, ассистент

*Севастопольский национальный технический университет,
ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053
tm@sevntu.com.ua*

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ РАДИАЛЬНОГО ИЗНОСА ОТРЕЗНОГО КРУГА ПРИ АБРАЗИВНОЙ РАЗРЕЗКЕ ТРУБ

Получены результаты экспериментальных исследований радиального износа рабочей поверхности отрезного круга, которые позволяют качественно и количественно описать причины изменения микрорельефа рабочей поверхности инструмента во время обработки в зависимости от режимов резания и его характеристики.

Ключевые слова: *радиальный износ, механическое разрушение, прочность связки, циклическая стойкость, площадки затупления, качество поверхности, самозаточиваемость.*

Развитие машиностроения ставит перед металлообработкой все более высокие требования к качеству обработанных деталей, причем понятие качества включает в себя состояние тончайших поверхностных слоев металла, формирование которых происходит в процессе обработки.

Основным фактором, влияющим на качество поверхности разрезаемой детали, является состояние режущей поверхности отрезного круга, что, в свою очередь, определяется характером и интенсивностью износа. Износ круга в значительной мере определяет также экономичность процесса резки.

Исследования износа абразивного круга, проведенные отечественными и зарубежными авторами, в основном посвящены изучению качественной стороны процесса. При этом рассматривался, главным образом, износ за счет механического разрушения поверхности круга и зерна [1]. В более поздней работе [2] показано, что при абразивной резке за счет чрезвычайно больших мгновенных температур и давлений в зоне резки происходят процессы химического взаимодействия между абразивными зёрнами и разрезаемым материалом, что создает условия для адгезионного и диффузионного износов.

Динамика процесса износа до настоящего времени не нашла достаточно полного описания. Согласно Е.Н. Маслову [3], схема износа круга во времени включает два периода. Первый период характеризуется, главным образом, откальванием (обламыванием) и даже вырыванием из связки отдельных непровочных абразивных зёрен; второй период характеризуется расщеплением и округлением зёрен, а также забиванием пор круга металлической стружкой и абразивной пылью, что приводит к полной потере режущих свойств круга.

Описанная схема, хотя и правильно раскрывает сущность механизма износа, но носит слишком общий характер. Так, совершенно не ясно, как происходит переход от одного периода износа круга к другому.

Целью данной статьи является анализ результатов экспериментальных исследований, направленный на изучение формирования рабочей поверхности инструмента с учетом его радиального износа в процессе обработки.

Работоспособность абразивного отрезного инструмента, прежде всего, определяется следующими основными факторами: прочностью связи абразивного зерна со связкой; разрушением и истиранием абразивных зёрен; налипанием (схватыванием) стружки с абразивным зерном; циклической стойкостью и длиной резания зёрен. Изучение расхода абразива необходимо для разработки мер повышения стойкости абразивного инструмента и улучшения качества разрезаемой поверхности.

В зависимости от природы износа абразивных материалов многие авторы [1–4] склонны рассматривать понятие «прочность зерна» с позиции пластической и хрупкой прочности. Зерно при снятии стружки должно обладать большей сопротивляемостью пластической деформации, чем разрезаемый материал. В определенных условиях даже относительно хрупкие абразивные материалы подвержены пластическому течению, особенно при высоких контактных температурах.

Способность абразивного инструмента сопротивляться нарушению сцепления между зёрнами и связкой (т.е. вырыву зерна из связки) характеризуется его твердостью. При оптимальной твердости, затупившиеся зерна имеют возможность покинуть связку и, тем самым, дают возможность новому слою зёрен вступить в работу. При высокой твердости отрезного круга зерно, находящееся в его структуре, блокируется связкой, что приводит к появлению прижогов. Прочность удержания абразивного зерна связкой можно определить посредством измерения существующими методами твердости абразивного инструмента. Усилие вырыва существенно зависит от выступа зерна над поверхностью связки. По оценке разных авторов зерна не удерживаются в связке при заделке в нее на глубину менее 12 – 30% номинального размера зерна.

В качестве примера (рисунок 1) приведем результаты испытаний зерен размером 1250 – 1000 мкм. Из полученных данных видно, что с увеличением вылета зерна из связки с 0,3 до 0,9 мм усилие вырыва уменьшается в 1,5 – 2 раза.

Вырыв зерна из бакелитовой связки происходит не по причине ее разрушения, а из-за превышения предела сцепления зерен со связкой. Этот процесс усиливается с увеличением номера структуры круга, так как в более открытых структурах количество зерен в рабочем слое уменьшается, и соответственно возрастают усилия резания на одном зерне.

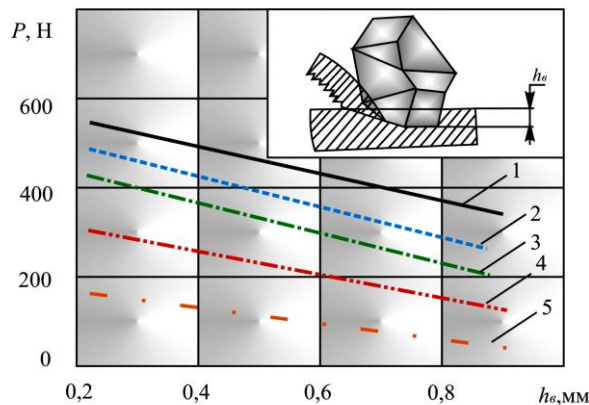


Рисунок 1 – Зависимость усилия вырыва зерна (P) из связки от высоты вылета (h_B):
 1 – зерна размером 1000 мкм; 2 – 1100 мкм; 3 – 1150 мкм; 4 – 1200 мкм; 5 – 1250 мкм

Текущее состояние рабочей поверхности абразивного инструмента может быть охарактеризовано соответствующими статистическими характеристиками его формы, которая определяет вторичные статистические характеристики формы обрабатываемой детали. В свою очередь статистические характеристики формы абразивного инструмента определяются формой режущих кромок, их числом, распределением, исходной формой инструмента, материалом детали, наличием на режущих кромках и в порах круга частичек обрабатываемого материала и т.д.

Одним из наиболее существенных факторов, влияющих на процесс абразивной резки, является форма режущих кромок и их ориентация. Исходная форма вершины зерна может быть представлена параболоидом вращения. В процессе обработки режущие кромки притупляются, и на вершинах зерен появляются площадки затупления, образующие усеченную вершину. При этом форма площадок затупления определяется как исходной формой каждого из зерен, так и общими характеристиками формы абразивного отрезного круга. При этом в плоскости вектора скорости резания вершина зерна имеет площадку с радиусом закругления, равным радиусу круга.

Число режущих кромок на рабочей поверхности инструмента за период его стойкости может изменяться – увеличиваться и уменьшаться в процессе резки вследствие того, что часть зерен с режущими кромками разрушается и вырывается из связки круга.

Разрушение режущей кромки происходит либо в случае превышения силы резания этой кромкой предела прочности материала зерна, либо при превышении предела прочности связки, удерживающей зерно с работающей кромкой.

В реальных процессах обработки деталей абразивными кругами характеристика инструмента подбирается таким образом, чтобы обеспечивалась его частичная или полная самозатачиваемость. Условием для такого самовосстановления режущей способности инструмента является соизмеримость прочности абразивного зерна и прочности его закрепления в инструменте с силами, возникающими при микрорезании.

Зависимость силы закрепления абразивных зерен связкой от зернистости и твердости кругов представлена на рисунке 2. При этом с ростом зернистости N от 25 до 80 и твердости от C1 до T2 сила удержания связкой $P_{св}$ неизношенных зерен для кругов средних структур растет от 15 до 50 Н.

Для практической реализации и разработки мер по повышению стойкости абразивного инструмента и улучшения качества разрезаемой поверхности были проведены экспериментальные исследования.

При измерении радиального износа отрезных кругов использовалось устройство (рисунок 3), состоящее из рычага 1 с твердосплавным наконечником, имеющим возможность перемещаться в направляющей 2, закрепленной на кожухе 3 испытательного комплекса.

Для получения результатов по измерению величины износа рычаг 1 необходимо прижать до соприкосновения с периферийной частью круга 4. При этом плечо рычага воздействует на ножку индикатора 5, по которому снимается отсчет. После измерения пружина 6 возвращает рычаг в исходное положение. Износ круга определяется как разность отсчетов индикатора до и после разрезки трубы и как среднеарифметическое 4-х измерений в различных точках периферии круга.

Полученные при проведении экспериментов данные свидетельствуют о том, что рассматривать интенсивность съема металла Q_M в отрыве от износа инструмента нецелесообразно.

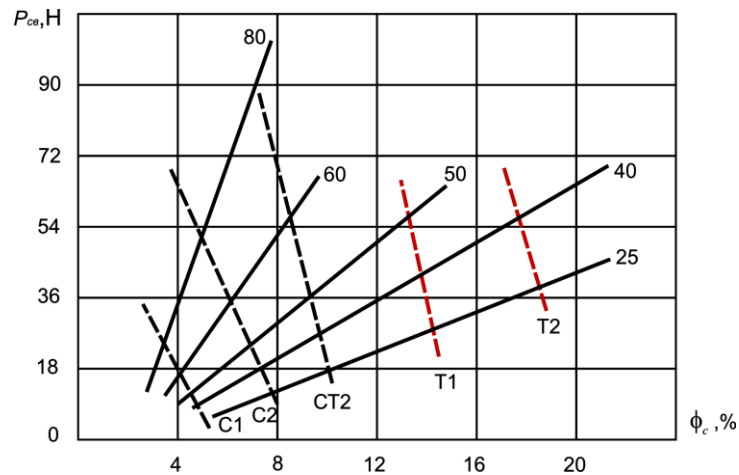


Рисунок 2 – Зависимость силы удержания зерен $P_{св}$ от удельного объема связки V_c при различной зернистости и твердости круга

Вид износа зерна и износ круга в целом достаточно ощутимо влияют на интенсивность съема металла.

Исследование износа режущего инструмента оценивалась по таким его основным эксплуатационным характеристикам, как время одного реза τ и съём металла в единицу времени Q_M .

Исследования проводились на сталях 1пс и 08кп при скорости резания 80 м/с.



Рисунок 3 – Схема устройства для измерения радиального износа отрезных кругов

Для получения данных, описывающих изменение радиального износа отрезного круга, количество резов k , выполненное одним кругом, составляло 25. Графики зависимости: $Q_M = f(k)$, $Q_M = f(V_k)$ и $\tau = f(k)$ представлены на рисунках 4 – 7.

При работе отрезными кругами после выполнения первых 5 резов наблюдается наиболее низкая, по отношению ко всем испытуемым отрезным кругам, интенсивность съема металла Q_M и, соответственно, более продолжительное время одного прохода τ .

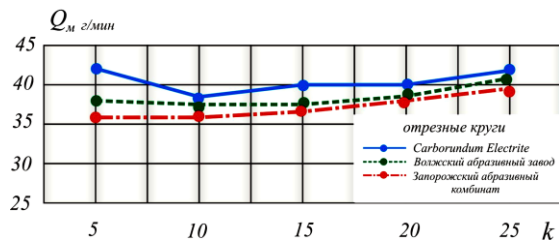


Рисунок 4 – График зависимости интенсивности съема металла Q_M от количества резов k : труба диаметром 26,9 мм из стали 1пс

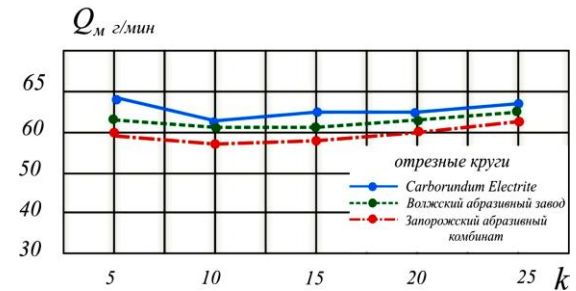


Рисунок 5 – График зависимости интенсивности съема металла Q_M от количества резов k : труба диаметром 42,4 мм из стали 08кп

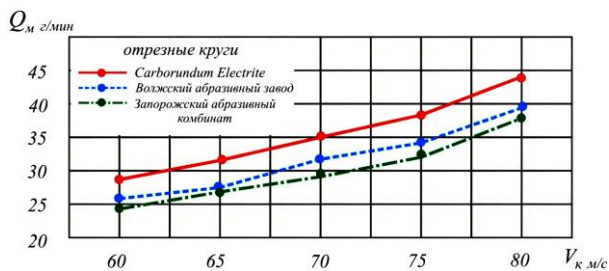


Рисунок 6 – График зависимости интенсивности съема металла Q_M от скорости резания V_K : труба диаметром 26,9 мм из стали 1пс

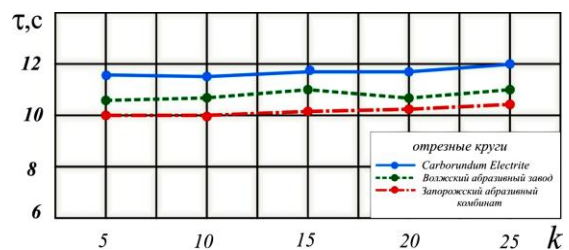


Рисунок 7 – График зависимости времени одного реза τ от количества резов k : труба диаметром 42,4 мм из стали 08кп

Данная тенденция, в большей или меньшей степени, наблюдается при обработке всех видов сталей. После выполнения 10 резов наблюдается резкий рост интенсивности съема металла Q_M , очевидно объясняющийся переходом работы отрезного круга из режима затупления в режим частичного самозатачивания за счёт образования на шлифовальных зёрнах площадок износа различной формы, а также вследствие удаления с периферии круга в процессе работы слоя бакелита, образовавшегося при спекании инструмента. В течение последующих 5 резов, интенсивность съема металла Q_M , снижается, но не существенно.

Это обуславливается, прежде всего, тем, что, во-первых, за счёт циклического перехода работы круга из режима частичного самозатачивания в режим затупления и обратно, периодически повышается время одного прохода τ и соответственно снижается съём металла в единицу времени. Во-вторых, вследствие износа рабочей поверхности отрезного круга происходит соответствующее уменьшение диаметра последнего, что приводит к снижению окружной скорости вращения инструмента и, как следствие, скорости резания.

Результаты качественной и количественной оценки процесса износа зерен периферии отрезного круга в процессе резки представлены на рисунках 8 – 9. Как следует из рисунка 8, наибольший износ происходит в первые секунды работы круга. Зона 1, соответствующая работе круга в период 0 – 3 реза, по своим размерам не уступает, а иногда и превосходит последующие зоны, соответствующие значительно большему числу резов. По мере удаления от первоначального профиля круга границы зон износа образуют все менее рельефную поверхность зерен, которая к концу эксперимента сильно сглаживается.

Таким образом, как показывают эксперименты, основной износ круга происходит в первоначальный период его работы. В процессе резки материал зерна, находящийся на режущей поверхности абразивного круга, формирует его поверхностный слой. По своим размерам, и особенно по геометрии, зерна этого слоя значительно отличаются от исходных, что и обуславливает отличие их физико-механических свойств. В первый момент работы круга происходит удаление с его поверхности всех плохо закрепленных зерен. Этот момент характеризуется интенсивным износом круга (осыпанием). Но первый период износа по общепринятой схеме на этом не прекращается. Сформированный поверхностный слой круга продолжает работать, а более острые (по сравнению с исходными) зерна продолжают интенсивно изнашиваться за счет микровыкрашивания. Если считать, как это принято, что период стабильного износа наступает со вступлением в работу очередного слоя зерен, то первый период износа следует разбить на две качественно различные фазы.

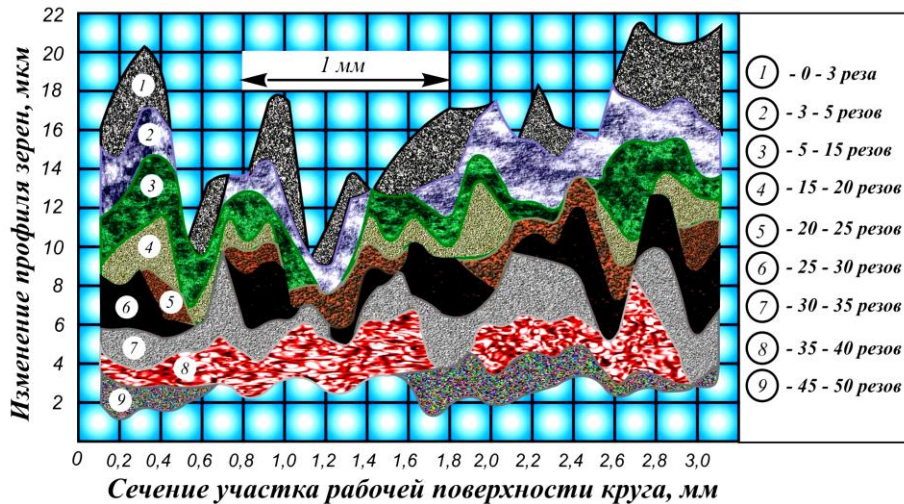


Рисунок 8 – Изменение рельефа рабочей поверхности отрезного круга 14А/40–125 в процессе его износа

Первая фаза – фаза осыпания или приработки круга – характеризуется интенсивным износом за счет удаления с поверхности круга неработоспособных зерен; ее продолжительность в зависимости от условий резки может составлять от нескольких секунд до нескольких десятков секунд.

Вторая фаза – фаза перехода от осыпания круга к его стабильному износу – также характеризуется повышенным износом, но это уже износ работающих, более острых, а поэтому и менее прочных (по сравнению с исходными) зерен. По мере работы круга интенсивность износа падает, так как на данной фазе происходит качественное изменение механизма износа.

Если в первый момент износ происходит преимущественно за счет микровыкрашивания зерен, а доля износа от истирания незначительна, то в дальнейшем доля механического истирания в износе круга растет. При достижении определенного соотношения двух видов износа, зависящего от режима абразивной резки, характеристики круга и разрезаемого материала, наступает момент, когда зерна становятся близки по своей геометрии к исходному зерну, и наступает период стабильного износа круга.

Если переход от первой фазы износа ко второй довольно резкий, то переход от второй фазы первого периода ко второму периоду износа отличается плавностью. Продолжительность второй фазы зависит от условий резки и может составлять от 1 до 10 – 15 с.

Увеличение зернистости круга от 24 до 40, как показывают экспериментальные данные (рисунок 9), ведет к росту его износа на 25 – 28%. Износ крупнозернистых отрезных кругов проходит с большим самозатачиванием, что объясняется большими удельными нагрузками на каждое зерно. Кроме того, электрокорунд нормальный 14А зернистостью 40, наряду с монокристаллами, имеет в своем составе значительное количество агрегатных сростков, которые имеют более низкую механическую прочность.

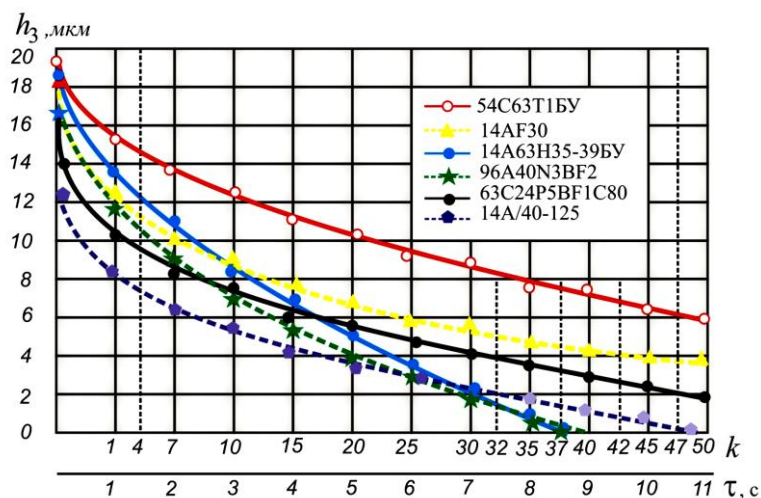


Рисунок 9 – Радиальный износ отрезных кругов h_3 в зависимости от числа резов k и времени работы τ

Увеличение номера структуры от 6 до 10 несколько повышает износ круга (на 15–18%), что объясняется увеличением в общем износе доли микровыкрашивания также за счет повышения удельной нагрузки на каждое работающее зерно.

Значительное влияние на износ круга оказывает сам абразивный материал. Различие в износе кругов из разных абразивных материалов сказывается в основном в первый период и носит качественный характер.

При установившемся процессе радиальный износ кругов из электрокорунда белого и монокорунда примерно одинаков, а износ кругов из карбида кремния зеленого в 2 раза меньше.

Особенность радиального износа кругов из карбида кремния зеленого объясняется геометрией зерен и более слабым закреплением их в круге; кроме того, круги из карбида кремния зеленого содержат значительно меньшее число зерен на своей режущей поверхности, вследствие чего на долю каждого из зерен приходится большее усилие. Все это способствует быстрому осыпанию зерен с режущей поверхности круга в первый момент его работы, что особенно характерно при обработке материалов с высоким сопротивлением разрыву, к которым относятся и исследуемые стали. Пониженный радиальный износ кругов из карбида кремния зеленого при установившемся процессе обусловлен быстрой засаливаемостью.

Более интенсивный радиальный износ монокорундового круга по сравнению с кругом из электрокорунда белого труднообъясним. Можно предположить, что при нарушении целостности монокристаллов их механические свойства снижаются больше, чем при разрушении сростков. Однако это предположение требует дополнительной проверки.

Выводы. Как показывает анализ экспериментальных исследований, полученных при изучении радиального износа круга, прочность закрепления единичных абразивных зерен R_3 не одинакова и является величиной случайной. Повышение твердости на 3–4 степени, по сравнению с оптимальной, не уменьшает (а иногда и увеличивает) износ рабочей поверхности круга, причем основной износ происходит в первый период работы инструмента. При этом значения и дисперсия сил закрепления абразивных зерен увеличиваются. При увеличении твердости на одну степень прочность закрепления зерна в круге увеличивается, примерно, в 1,35 раза. Повышенный износ твердых кругов в начальный период объясняется уменьшением количества работающих зерен на поверхности круга и увеличением в связи с этим нагрузки на каждое зерно.

Библиографический список использованной литературы

1. Новосёлов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. — Саратов. : изд-во Саратов. ун-та, 1979. — 232 с.
2. Богомолов Н.И. О работе трения в абразивных процессах / Н.И. Богомолов. — Труды ВНИИАШ. — М. – Л.: Машиностроение, 1965. — №1. — С. 72–78.
3. Маслов Е.И. Теория шлифования материалов / Е.И. Маслов. — М.: Машиностроение, 1974. — 320 с.
4. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. — Л.: Машиностроение, 1979. — 248 с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Левченко О.О. Экспериментальні дослідження радіального зносу відрізного круга при абразивній розрізці труб

Отримано результати експериментальних досліджень радіального зносу робочої поверхні відрізного круга, які дозволяють якісно та кількісно описати причини зміни мікрорельєфу робочої поверхні інструменту під час обробки в залежності від режимів різання і його характеристики.

Ключові слова: радіальний знос, механічне руйнування, міцність зв'язки, циклічна стійкість, площадки затуплення, якість поверхні, самозаточування.

Levchenko E.A. Experimental investigation of the radial wear of cutoff wheel by abrasive pipes' cutting

Experimental results of radial wear of the working surface of the cutting wheel that allow qualitatively and quantitatively to describe the reasons for changing the micro-relief of the working surface of the tool during the machining, depending on the cutting conditions and its characteristics are obtained.

Keywords: radial wear, mechanical failure, bond strength, cyclic resistance, blunting site, surface quality, self-sharpening.

УДК 621.822.082

В.М. Липка, магистр,

В.Я. Копп, профессор, д-р техн. наук,

Ю.Л. Рапацкий, доцент, канд. техн. наук

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Университетская, 33, г. Севастополь, Украина, 99053

u.l.rapatskiy@mail.ru

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА И НАДЁЖНОСТИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ В УСЛОВИЯХ СЕРИЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА СИЛОВЫХ АГРЕГАТОВ ДЛЯ ЛЕГКОВЫХ АВТОМОБИЛЕЙ

Исследуется совместное влияние факторов, снижающих качество и надежность резьбовых соединений в серийно выпускаемых силовых агрегатах для легковых автомобилей. Классифицированы возможные отказы резьбовых соединений, проанализированы причины возникновения и предложены меры по их предотвращению. Предлагаются мероприятия по комплексному повышению надежности резьбовых соединений с учетом специфики их работы в силовых агрегатах автомобилей.

Ключевые слова: *резьбовое соединение, силовой агрегат автомобиля, автоматизированная сборка, качество и надежность резьбовых соединений*

Предотвращение отказов резьбовых соединений (РС) является одной из важнейших задач по обеспечению надежности силовых агрегатов автомобилей (САА), что позволяет предотвратить значительные материальные потери. В результате экспериментальных исследований, проведенных в Севастопольском национальном техническом университете (СевНТУ, г. Севастополь, Украина) и на Мелитопольском моторном заводе (МеМЗ, г. Мелитополь, Украина), который серийно производит силовые агрегаты (СА) для легковых автомобилей «Сенс», «Ланос» и ведет сборку двигателей для моделей «Форзе», выпускаемых на ОАО «Запорожский автомобильный завод» совместно с КНР, было установлено, что в САА более 70% отказов РС вызваны технологическими причинами, имеющими место при изготовлении резьбовых деталей (РД) и сборке изделий.

При автоматизированной сборке САА контроль параметров РД осуществляется выборочно, что не исключает попадания на сборочную линию до 10÷12% бракованных деталей. Кроме того, существующее автоматизированное резьбосборочное оборудование не обеспечивает стабильность и равномерность момента затяжки групповых РС, что в совокупности с невозможностью контроля величины натяжения стержней болтов и шпилек создаёт условия для появления недотянутых либо перетянутых соединений [1, 2].

Проблемам обеспечения прочности и надёжности РС при изготовлении и последующей эксплуатации посвящены работы [3] и др. Вместе с тем, в большинстве публикаций недостаточно внимания уделено влиянию технологии изготовления деталей с резьбой и сборки РС на их надёжность при эксплуатации САА. До настоящего времени не решен в полной мере вопрос, как предотвратить релаксацию и раскрытие стыков в наиболее нагруженных РС в САА. Не всегда удается однозначно установить причины возникновения отказов некоторых РС в САА в процессе эксплуатации, в том числе в гарантийный период, при условии, что другие соединения, собранные из идентичных РД по одинаковой технологии, на одном и том же автоматизированном оборудовании, работают в таких же условиях безотказно.

Целью данной статьи является: 1) Проанализировать совместное влияние комплекса технологических факторов на надёжность РС при изготовлении РД и автоматизированной сборке изделий, учитывая при этом специфику условий эксплуатации САА. 2) По результатам анализа предложить мероприятия по повышению надёжности РС в САА.

Проанализируем подробнее условия работы РС в САА, который включает в себя бензиновый двигатель рабочим объемом 1,3л или 1,4л в сборе с коробкой передач, системой впрыска топлива и навесными агрегатами, его общая масса более 130 кг. Всего в САА более 50 РС, 19 наиболее ответственных из них являются групповыми и содержат от 2 до 10 болтов М8...М14, стопорение от самоотвинчивания обеспечивается усилием затяжки. Основным показателем надежности РС в САА является статическая и усталостная прочность, в том числе отсутствие релаксации, самоотвинчивания и повреждений соединяемых деталей в течение срока эксплуатации. Кроме того, для РС в САА существенное значение имеет такая составляющая надежности, как ремонтпригодность, в т.ч. возможность многократной сборки и разборки РС без потери его прочности и замены соединяемых деталей. Специфика работы РС в САА состоит в совместном действии ряда факторов, способных вызвать ослабление затяжки, таких, как перепады температуры в пределах до 150 °С, а в отдельных узлах

до 400÷500 °С, знакопеременные нагрузки и вибрации, действующие в течение длительного времени, а также пиковые нагрузки при нештатных и аварийных режимах работы (перегрев, детонация, калильное зажигание и т.д.). Классификация отказов РС в САА приведена на рисунке 1.

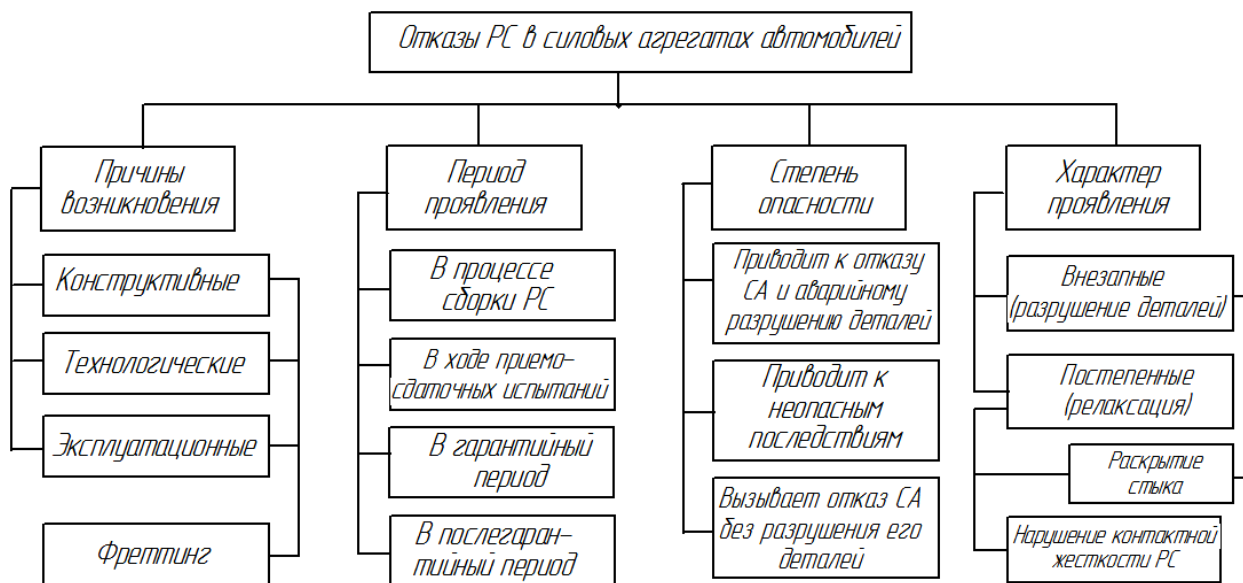


Рисунок 1 — Классификация отказов резьбовых соединений в САА

Экспериментальные исследования надежности РС были проведены на МеМЗе и в СевНТУ, на десяти САА МеМЗ—307, в момент начала наблюдений находившихся на гарантии. Конструкция рассматриваемого РС содержит чугунный блок цилиндров, головку цилиндров из алюминиевого сплава, металлизированную прокладку между ними и 10 специальных болтов М10х1,25-5g, в которых при затяжке создаются напряжения растяжения, близкие к пределу текучести материала болта. В ходе эксперимента за 1500 часов наработки момент затяжки каждого из десяти болтов крепления головки цилиндров к блоку цилиндров двигателя уменьшился в среднем на 3,5 Н·м, или на 4% от первоначальной номинальной величины. Такое ослабление затяжки не представляет опасности, если при сборке РС обеспечено требуемое натяжение стержня каждого из десяти болтов с необходимым запасом, однако, в течение длительного времени наработки, может произойти раскрытие стыка, что приводит к выходу САА и дорогостоящему ремонту. Вместе с тем на двух САА в ходе эксперимента произошли два случая ослабления затяжки болтов более, чем на 30% от номинальной величины, что привело к раскрытию стыка и отказу двигателей. Экспериментально подтверждено существенное влияние на надежность РС приведенного среднего диаметра и конусности резьбового отверстия, в совокупности характеризующих его точность [4]. В указанных случаях причинами отказа были завышенные зазоры между РД в РС, совместно с температурными и силовыми воздействиями.

Как показано в [2], затяжка групповых РС при автоматизированной сборке двигателя вносит существенные искажения в первоначально заданную форму рабочих поверхностей цилиндров. Экспериментами, проведенными на МеМЗ в ходе конструкторско – технологических мероприятий по увеличению рабочего объема серийного двигателя МеМЗ—307 с 1,3л до 1,4л подтверждено, что существующие технологические приемы автоматизированной сборки РС не гарантируют оптимального характера крепления головки к блоку цилиндров. Конструкторской документацией моменты затяжки всех болтов в рассматриваемом РС установлены равными, несмотря на явные различия локальной жесткости головки и блока цилиндров в различных зонах расположения крепежных элементов. Фактические значения моментов затяжки РС, как показали исследования на МеМЗе и в СевНТУ, из-за погрешностей изготовления РД и несовершенства технологии сборки могут отличаться на 25% и более. Эксперименты [2], позволили установить, что при затяжке болтов головки цилиндров происходит значительное изменение пространственного положения осей РД. Вместе с тем, после сборки двигателя, неперпендикулярность оси цилиндра плоскости разъема блока цилиндров не должна превышать 0,025 мм, нецилиндричность не более 0,01 мм, номинальный зазор между поршнем и цилиндром должен составлять 0,05 мм, а шероховатость зеркала цилиндра — не более 0,8 мкм. При отклонениях от указанных параметров возникает прорыв газов в картер, снижается компрессия, ускоряется износ деталей цилиндра-поршневой группы и кривошипно-шатунного механизма, падает мощность двигателя и уменьшается его надежность.

Анализ деформации блока цилиндров от затяжки РС показал, что незначительное изменение положения оси резьбового отверстия по отношению к стенке блока цилиндров существенно изменяет величину и характер деформирующих усилий в последнем. [2] Среди причин такого явления следует отметить неточности литья и обработки резьбовых отверстий, наличие неперпендикулярности опорной поверхности головки болта его оси, изгиб стержня и другие погрешности изготовления РД. Подобные деформации блока цилиндров в большинстве случаев не угрожают непосредственно работоспособности двигателя, но существенно снижают его надёжность. Таким образом, даже незначительные отклонения зон расположения крепежа головки и блока цилиндров, неравномерность затяжки и изгиб осей болтов могут вызывать отказы РС.

Анализ влияния вибраций на надёжность РС в САА. При различных режимах работы в САА одновременно действуют несколько источников вибраций различной частоты. Например, на холостом ходу, распределительный вал двигателя, вращаясь с частотой 450 с^{-1} , является источником низкочастотных вибраций, которые ускоряют явление ползучести в гладкой части болтов и в несвинченной части резьбы, способствуя более интенсивной релаксации напряжений в РС головки и блока цилиндров. При этом на каждый болт действует суммарный отвинчивающий момент [1]:

$$M_{\Sigma} = M_{омв} + M_{мз} + M_p, \quad (1)$$

где $M_{омв} = 0,5F_0d_2 \frac{f_p}{\cos\psi}$; F_0 — сила затяжки, Н; f_p — коэффициент трения в резьбе; d_2 — средний диаметр резьбы, м; ψ — угол подъёма резьбы, $\psi = \arctg \frac{P}{\pi d_2}$, где P — шаг резьбы, м (для однозаходной резьбы), $M_{мз}$ — остаточный торсионный момент, возникающий в результате затяжки; M_p — момент трения в резьбе. При отсутствии вибрации отвинчивающий момент существенно меньше суммы моментов трения в резьбе M_p и по торцу болта (гайки) M_T :

$$M_{омв} \ll M_p + M_T, \quad (2)$$

где $M_p = Q_0 \frac{d_2}{2} \text{tg}\beta$; $M_T = Q_0 R_T \mu_T$; β — угол между стороной профиля резьбы и перпендикуляром к оси резьбы, для метрической резьбы $\beta = 30^\circ$; R_T — радиус опорной поверхности гайки (головки болта); μ_T — коэффициент трения по торцу гайки (болта). Вибрационные и другие воздействия значительно усиливают действие отвинчивающего момента.

На рисунке 2 представлен график изменения отвинчивающего момента $M_{омв}$ от силы F_0 затяжки РС и коэффициента трения в резьбе f_p (при отсутствии вибраций), из которого виден сложный, нелинейный характер исследуемой зависимости.

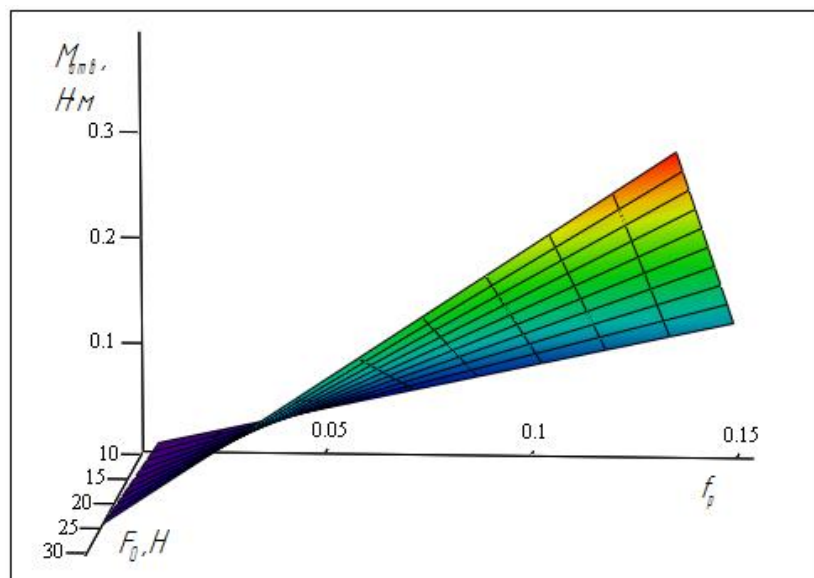


Рисунок 2 – График зависимости отвинчивающего момента от силы затяжки РС и коэффициента трения в резьбе

В результате совместного действия вибраций, силовых нагрузок и температурных деформаций, действующие значения силы натяжения стержня каждого болта в групповом РС и коэффициента трения в резьбах случайным образом изменяются, что может приводить к релаксации и раскрытию стыка.

Анализ влияния жесткости болтов и соединяемых деталей на эксплуатационную надёжность РС в САА. Используя известный подход, предложенный Г.Н. Кошкаряном и Г.Г. Шекином, рассмотрим влияние жесткости болтов и соединяемых деталей на надёжность РС головки блока цилиндров с блоком цилиндров при эксплуатации САА. Расчетная схема показана на рисунке 3, где РС заменено колебательной системой с одной степенью свободы. В качестве допущения примем, что расстояние между болтами крепления головки цилиндров достаточно велико и их взаимным влиянием можно пренебречь. Такое допущение основано на том, что ослабление затяжки любого из болтов в рассматриваемом РС вызывает его отказ.

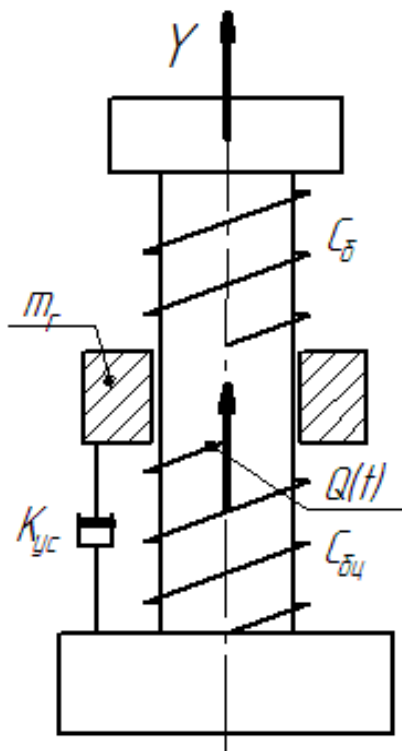


Рисунок 3 – Расчетная схема для моделирования РС под воздействием периодических нагрузок при работе САА

Пусть m , в данном случае, для группового РС, – часть массы присоединенной детали (головки цилиндров массой m_f), приходящаяся на один болт, $m = 0,1m_f$, совершает колебания вдоль оси Y под действием периодической возмущающей силы $Q(t) = Q_m \sin \omega t$, с амплитудой Q_m и частотой ω . Дифференциальное уравнение, приближенно описывающее движение в соединении «блок — головка цилиндров — болт», в комплексном виде можно записать следующим образом:

$$m y'' + (K_{yc} i + 1)(C_{bc} + C_b) y = Q(t), \tag{3}$$

где y — смещение головки цилиндров вдоль оси Y ; K_{yc} — коэффициент упругого сопротивления; i — мнимая единица; C_{bc} , C_b — жесткость, соответственно, блока цилиндров и болта.

После разложения функции $Q(t)$ в ряд Фурье, решение уравнения (3) будет:

$$y = \frac{1}{C_b + C_{bc}} \left[\frac{G_0}{2} + \sum_{n=1}^{\infty} \frac{G_n \cos(n\omega t - \gamma_n) - H_n \sin(n\omega t - \gamma_n)}{\sqrt{(1 - \frac{n^2 \omega^2}{p^2})^2 + \frac{K_{yc}^2 n^2 \omega^2}{p^2}}}, \tag{4}$$

где $p = \sqrt{\frac{C_{\delta} + C_{\delta u}}{m}}$ — частота собственных колебаний системы; $n=1,2,\dots$; γ_n — коэффициент характеризующий динамичность системы, равный:

$$\gamma_n = \frac{1}{\sqrt{\left[1 - \left(\frac{\omega^2}{p^2}\right)\right]^2 + \left(\frac{\nu}{\pi}\right)^2 \cdot \left(\frac{\omega}{p}\right)^2}},$$

где ν — логарифмический декремент затухания колебаний; G_0, G_n, H_n — коэффициенты разложения:

$$G_n = \frac{2}{T} \int_0^T Q(t) \cos n\omega t dt; \quad H_n = \frac{2}{T} \int_0^T Q(t) \sin n\omega t dt,$$

где T — преобладающий период изменений внешней силы. Выражение для G_0 найдем из следующих соображений. Из (4) видно, что, если частота собственных колебаний системы совпадает с частотой одной из гармоник возмущающей силы, то в РС возникает резонанс. В этом случае амплитуда вынужденных упругих колебаний головки цилиндров превысит величину деформации от предварительного сжатия деталей, что приведет к падению давления на поверхностях стыка до нуля и отказу РС.

Превышение вынужденных упругих деформаций в РС над предварительными (т. е. раскрытие стыка) имеет место при определенных соотношениях $\frac{\omega}{p}$ к $\frac{Q_{\max}}{Q_0}$, где Q_{\max} — максимальное значение возмущающей силы, Q_0 — усилие предварительной затяжки болта. Для нахождения зависимости между указанными величинами, рассмотрим пульсирующую нагрузку по оси y как преобладающую и наиболее опасную в рассматриваемом РС:

$$0 \leq Q(t) \leq Q_{\max}$$

Значения соответствующих коэффициентов разложения функции $Q(t)$ в ряде Фурье будут:

$$G_0 = \frac{Q_{\max}}{2}; G_1 = -\frac{Q_{\max}}{2}; G_2 = G_3 = \dots = 0; \quad H_1 = H_2 = \dots = 0.$$

Пренебрегая демпфированием, после соответствующих преобразований получим уравнение вынужденных колебаний головки цилиндров:

$$y = y_{2y} - y_0 \cos \omega t.$$

Амплитуда вынужденных колебаний y_0 головки цилиндров будет равна:

$$y_0 = \mu \cdot y_{2y}, \quad (5)$$

где y_{2y} — статическое смещение головки цилиндров, соответствующее среднему значению возмущающей силы, равно:

$$y_{2y} = \frac{Q_{\max}}{2m \cdot p^2},$$

а μ — динамический коэффициент: $\mu = \frac{1}{1 - \frac{\omega^2}{p^2}}$.

Из выражений (3—5), следует, что условие раскрытия стыка в РС головки с блоком цилиндров, при известных значениях отношений $\frac{\omega}{p}$ и $\frac{Q_{\max}}{Q_0}$, для рассмотренного вида пульсирующей нагрузки по оси y , может быть представлено следующим образом:

$$\frac{Q_{\max}}{Q_0} \geq \frac{2(C_{\bar{\sigma}} + C_{\bar{\sigma}_{\text{ц}}})}{C_{\bar{\sigma}}} \cdot \frac{\frac{\omega^2}{p^2} - 1}{\frac{\omega^2}{p^2}}. \quad (6)$$

Для различных случаев действия внешней нагрузки, путем подбора значений коэффициентов $C_{\bar{\sigma}}$ и $C_{\bar{\sigma}_{\text{ц}}}$, можно предотвратить возникновение резонанса и отказа РС.

Таким образом, периодические силы произвольного характера вызывают в РС полигармонические колебания, состоящие из ряда гармоник. Одной из важнейших причин раскрытия стыка в рассматриваемом случае является резонанс из-за совпадения частоты собственных колебаний РС с одной из гармоник возмущающей силы. Вероятность такого раскрытия пропорциональна амплитуде колебаний и массе присоединяемой детали.

Анализ выражения (6) показывает, что путем увеличения жесткости болта $C_{\bar{\sigma}}$ и блока цилиндров $C_{\bar{\sigma}_{\text{ц}}}$, возможно уменьшить амплитуду колебаний системы «блок — головка цилиндров», чем гарантировать нераскрытие стыка и обеспечить уменьшение величины динамического усилия, передаваемого на болт. Поскольку жесткость блока цилиндров увеличить сложно, целесообразно применять болты повышенной жесткости, способные выдержать более высокие моменты затяжки.

Влияние фреттинга на надежность РС. Результаты экспериментов позволяют сделать вывод о том, что большинство ответственных РС в САА в процессе эксплуатации подвержены фреттингу, который является одной из важных причин износа, внезапных разрушений РД и раскрытия стыков. Наличие вибраций, значительные тепловые и силовые нагрузки на элементы САА, связанные между собой с помощью РД, приводят к взаимному перемещению деталей, образующих РС, что в совокупности вызывает фреттинг. Недостаточная затяжка и постепенная релаксация РС являются одними из главных факторов, провоцирующих возникновение фреттинга, в том числе при небольших сроках эксплуатации САА. Обобщенную фреттингостойкость различных РС можно приближенно оценить следующим образом:

$$t_{\text{ф}} = k_1 \cdot R_a \cdot \exp\left(-\frac{k_2 \cdot A \cdot P_n \cdot f_{\text{в}}}{R_a}\right),$$

где $t_{\text{ф}}$ — критерий фреттингостойкости - время, соответствующее моменту повышения силы трения в РС; R_a — среднее отклонение микропрофиля; A — амплитуда микропроскальзываний; P_n — номинал нагрузки; $f_{\text{в}}$ — частота вибраций; k_1, k_2 — эмпирические коэффициенты, зависящие от состава и физико-механических свойств материала образцов, а также свойств среды [4]. Проникновение смазки в отдельные РС в САА, как показали исследования, не может гарантировать отсутствие фреттинга. Проблема обеспечения фреттингостойкости РС в полной мере еще не решена.

Выводы и рекомендации: 1) Отказы РС при эксплуатации САА возникают в результате совместного действия ряда стохастических факторов, таких, как: силовые, температурные и вибрационные воздействия, технологические погрешности изготовления РД и сборки РС, недостаточная жесткость болтов, фреттинг. Кроме того, раскрытие стыка нередко бывает вызвано ошибками в конструировании и расчете РС из-за пренебрежения влиянием вибраций, температурных деформаций и т.д. 2) Расчетным путем установлено и экспериментально подтверждено, что для увеличения резонансной частоты колебаний ω в рассматриваемом РС головки и блока цилиндров в 2 раза, достаточно увеличить жесткость болтов примерно в 4 раза, что позволяет существенно снизить вероятность раскрытия стыка. 3) Эффективным средством повышения надежности РС в САА является применение более прочных и жестких РД совместно с увеличением моментов затяжки, при условии обеспечения расчетных величин натяжения стержня болта и зазора между резьбовыми поверхностями. 4) Для предотвращения получения бракованных РС, имеющих пониженную прочность, при автоматизированной сборке САА эффективно применение винтовертов и гайковертов, позволяющих в ходе свинчивания и затяжки оперативно диагностировать значения силовых и динамических параметров и останавливать сборочный процесс, не допуская повреждения деталей и выпуска негодных изделий. 5) Целесообразно шире применять режущо-деформирующий инструмент и раскатники для повышения точности и качества внутренних резьб. 6) Применяемая технология изготовления РД с НР должна обеспечивать соответствие всего комплекса ее геометрических параметров, механических характеристик и свойств поверхностного слоя заданным значениям. 7) При изготовлении РД с НР и внутренних резьб необходимо учитывать технологическую наследственность. 8) Необходимо применять конструктивные и технологические приемы по предотвращению фреттинга, в том числе использовать резьбонакатывание для получения деталей с

наружної різьбою і раскатывание для різьбових отворстий, спеціальні смазки, захисні покриття, прокладки із полімерних матеріалів і т.д.

Предлагаемые технологические мероприятия позволяют повысить надежность РС и снизить потери от отказов САА на 6-7%.

Направление дальнейших исследований связано с разработкой технологических мероприятий по обеспечению автоматизированной сборки качественных и надежных РС в САА и предотвращению возникновения в них фреттинга.

Библиографический список использованной литературы

1. Рапацкий Ю.Л. Исследование влияния параметров резьбовых крепежных деталей на качество сборки изделий машиностроения / Ю.Л. Рапацкий, В.М.Липка. // Сборка в машиностроении, приборостроении. — 2010. — №11(124). — С.20 – 27.

2. Кесарийский А.Г. Исследование деформирования резьбового соединения головки и блока цилиндра поршневого двигателя / А.Г. Кесарийский, Ю.А. Постол, В.В. Сатокин // Двигатели внутреннего сгорания. — 2010. — №1. — С.51 – 53.

3. Биргер И.А. Резьбовые и фланцевые соединения / И.А. Биргер, Г.Б. Иосилевич. — М.:Машиностроение, 1990. — 368 с.

4. Шевеля В.В. Трибохимия и реология износостойкости: Монография / В.В. Шевеля, В.П. Олександренко. — Хмельницкий. ХНУ, 2006. — 378 с.

Поступила в редакцию 25.03.2013 г.

Липка В.М., Копп В.Я., Рапацкий Ю.Л., Підвищення якості та надійності різьбових з'єднань в умовах серійного виробництва силових агрегатів для легкових автомобілів

Досліджується спільний вплив чинників, що знижують якість і надійність різьбових з'єднань в силових агрегатах, які серійно випускаються для легкових автомобілів. Класифіковані можливі відмови різьбових з'єднань, проаналізовано причини виникнення та запропоновано заходи щодо їх запобігання. Пропонуються заходи щодо комплексного підвищення надійності різьбових з'єднань з урахуванням специфіки їх роботи в силових агрегатах автомобілів.

Ключові слова: різьбове з'єднання, силовий агрегат автомобіля, автоматизована складання, якість і надійність різьбових з'єднань.

Lipka V.M., Kopp V.Ya., Rapatskiy Yu.L. Improved quality and reliability of threaded connections in mass-produced of power units for cars

The combined effect of factors that reduce the quality and reliability of the threaded connections in the mass-produced power units for cars are considered. The possible failures of threaded connections are classified, the causes are analyzed and measures to prevent them are proposed. Some measures to improve the reliability of the threaded connections specific to their work in the power units of cars are proposed.

Keywords: fitting, powertrain vehicle, automated assembly, quality and reliability of threaded connections.

УДК 621.923

Ф.В. Новиков, профессор, д-р техн. наук,

*Харьковский национальный экономический университет,
пр. Ленина 9а, г. Харьков, Украина, 61001
novikov.fv@mail.ru*

И.Е. Иванов, канд. техн. наук

*ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет»,
ул. Университетская, 7, г. Мариуполь, Украина, 87500
Ivanov-EI@yandex.ru*

ОСОБЕННОСТИ ФОРМИРОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ ОБРАБОТКИ ПРИ РАСТАЧИВАНИИ И РАССВЕРЛИВАНИИ ОТВЕРСТИЙ

Приведены результаты теоретических исследований особенностей формирования погрешностей обработки при растачивании и рассверливании отверстий. Показана эффективность применения процесса растачивания при обработке высокоточных отверстий. Даны практические рекомендации.

Ключевые слова: растачивание отверстия, точность обработки, сверло, технологическая система.

Введение и постановка проблемы. Изготовление отверстий методами механической обработки является наиболее трудоемкими операциями в технологии машиностроения. Несмотря на большой практический опыт в этом направлении, проблема механической обработки высокоточных отверстий по-прежнему остается актуальной, требующей новых технологических решений. В особой мере это относится к обработке деталей гидравлических систем, где трудоемкость изготовления высокоточных отверстий составляет 50% и более от общей трудоемкости изготовления деталей. Проблема усугубляется еще и тем, что детали гидравлических систем изготавливаются, как правило, из материалов с повышенными физико-механическими свойствами, характеризующимися относительно низкой обрабатываемостью резанием. Поэтому обеспечение высокой точности обработки отверстий требует снижения режимов резания и соответственно производительности обработки, что неэффективно. В связи с этим в работе решается актуальная задача выбора наиболее эффективных методов и условий механической обработки высокоточных отверстий на основе анализа закономерностей формирования погрешностей обработки отверстий и путей их уменьшения при растачивании и рассверливании. Исследования проводились в рамках тематического плана работ ГП Харьковский машиностроительный завод «ФЭД».

Анализ последних достижений и публикаций. В научно-технической литературе [1, 2] приведены теоретические решения о закономерностях образования погрешностей обработки отверстий. Однако они в основном базируются на эмпирических зависимостях, справедливых для частных условий обработки, что ограничивает возможности поиска новых более эффективных решений. Поэтому настоящая статья посвящена установлению общих аналитических решений на основе описания погрешностей обработки отверстий при их растачивании и рассверливании, что позволит научно обоснованно подойти к выбору эффективных методов и условий механической обработки высокоточных отверстий.

Целью данной статьи является теоретическое определение условий повышения точности механической обработки отверстий на основе аналитического описания погрешностей обработки отверстий при их растачивании и рассверливании.

Результаты исследований. Как известно [3], основным фактором, влияющим на погрешности обработки отверстий, является образование упругих перемещений в технологической системе. Поэтому произведем анализ возможностей уменьшения погрешности обработки отверстия при растачивании за счет регулирования упругими перемещениями, возникающими в технологической системе. В общем виде величина упругого перемещения y определяется по известной зависимости [4]:

$$y = \frac{P_y}{c} = \frac{P_z}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S_{срез}}{c \cdot K_{рез}} = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t - y)}{c \cdot K_{рез}}, \quad (1)$$

где P_y , P_z – соответственно радиальная и тангенциальная составляющие силы резания, Н; $K_{рез} = P_z / P_y$; c – жесткость технологической системы, Н/м; σ – условное напряжение резания (энергоемкость обработки), Н/м²; $S_{срез} = S \cdot (t - y)$ – площадь поперечного сечения среза, м²; S – подача, м/об.; t – глубина резания, м.

Разрешая уравнение (1) относительно неизвестной величины y , имеем

$$y = \frac{t}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)}. \quad (2)$$

Как видно, уменьшить величину y можно уменьшением параметров σ , S , t и увеличением c и $K_{рез}$. Очевидно, уменьшение подачи S и глубины резания t ведет к снижению производительности обработки, что неэффективно. Поэтому целесообразно уменьшать отношение $\sigma / K_{рез}$ (определяющее, по сути, энергоемкость обработки) и увеличивать жесткость технологической системы c . Уменьшить отношение $\sigma / K_{рез}$ можно повышением режущей способности инструмента (применением более твердых и износостойких инструментальных материалов, а также износостойких покрытий инструментов) и снижением интенсивности трения в зоне резания.

При условии $\frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S} > 1$ зависимость (2) примет упрощенный вид

$$y = \frac{\sigma \cdot Q}{c \cdot K_{рез} \cdot V}, \quad (3)$$

где $Q = S \cdot t \cdot V$ – производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$; V – скорость резания, $\text{м}/\text{с}$.

Как следует из зависимости (3), добиться увеличения производительности обработки Q при заданной погрешности обработки, определяемой величиной упругого перемещения y , можно в первую очередь за счет увеличения скорости резания V , т.е. перехода в область высокоскоростного резания. При этом также эффективно уменьшать отношение $\sigma / K_{рез}$ и увеличивать жесткость технологической системы c .

При условии $\frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S} < 1$ фактически справедливо соотношение $y \approx t$. В этом случае сьем металла практически отсутствует, а в технологической системе образуются упругие перемещения, близкие к глубине резания, что связано или с низкой жесткостью технологической системы c или со значительным затуплением инструмента и соответственно увеличением отношения $\sigma / K_{рез}$. В результате происходит своего рода копирование исходной погрешности обрабатываемой поверхности, т.е. исходная погрешность обработки отверстий не устраняется.

В данном случае величина упругого перемещения y определяет точность размера обрабатываемой поверхности: чем меньше y , тем выше точность обрабатываемого отверстия. Наряду с обеспечением точности размера обрабатываемой поверхности, при обработке отверстия важно выполнить требования по точности формы обрабатываемой поверхности. В связи с этим, представляет интерес аналитическое определение погрешности обработки отверстия в виде его несоосности, которая является одним из основных параметров точности обработки отверстия (рисунок 1).

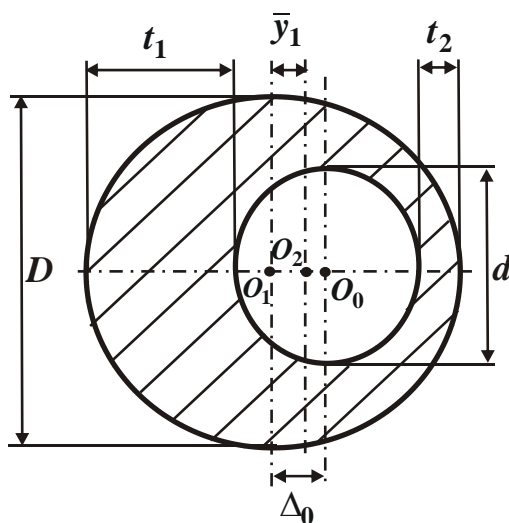


Рисунок 1 – Расчетная схема определения несоосности обрабатываемого отверстия при растачивании

Предположим, что исходная несоосность обрабатываемого отверстия равна величине Δ_0 (расстоянию между центром исходной окружности отверстия O_0 и положением оси инструмента до обработки O_1). Тогда величины упругих перемещений y_1 и y_2 , возникающих в технологической системе в моменты резания с наибольшей глубиной резания $(t + \Delta_0)$ и наименьшей глубиной резания $(t - \Delta_0)$, соответственно равны:

$$y_1 = \frac{(t + \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)}; \tag{4}$$

$$y_2 = \frac{(t - \Delta_0)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)}, \tag{5}$$

где $t = (D - d)/2$; D , d – соответственно диаметры обработанного и обрабатываемого отверстий, м.

Несоосность обрабатываемого отверстия, равная расстоянию между положениями оси инструмента до обработки O_1 и при первом проходе O_2 , определится

$$\bar{y}_1 = y_1 - y_2 = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)}. \tag{6}$$

Из зависимости (6) следует, что основным путем уменьшения величины \bar{y}_1 является уменьшение величины Δ_0 . Остальные параметры, входящие в зависимость (6), оказывают влияние на величину \bar{y}_1 такое же, как и на величина упругого перемещения y в зависимости (2). Следовательно, закономерности формирования величин y и \bar{y}_1 одни и те же. Отличие состоит лишь в количественных значениях глубины резания t и величины $2\Delta_0$, входящей в зависимости (2) и (6). При условии $t > 2\Delta_0$ точность обработки отверстия будет обусловлена точностью размера, а при условии $t < 2\Delta_0$, наоборот, точностью формы обрабатываемого отверстия.

Определим, на сколько уменьшится несоосность отверстия при втором проходе инструмента. В этом случае наибольшая и наименьшая глубины резания соответственно выразятся: $(t + y_1)$ и $(t + y_2)$, где y_1 , y_2 – величины упругих перемещений, возникающих в технологической системе, определяемые зависимостями (4) и (5). Тогда несоосность обрабатываемого отверстия при втором проходе инструмента определится по зависимости, аналогичной зависимости (6):

$$\bar{y}_2 = \frac{(t + y_1)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)} - \frac{(t + y_2)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{\bar{y}_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)} = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)^2}. \tag{7}$$

Сравнивая зависимости (6) и (7) видно, что величина \bar{y}_2 всегда меньше величины \bar{y}_1 , поскольку знаменатель зависимости (7) больше знаменателя зависимости (6). Следовательно, увеличение количества проходов инструмента приводит к уменьшению несоосности обрабатываемого отверстия.

Аналогично зависимости (7), можно определить несоосность обрабатываемого отверстия (т.е. величину \bar{y}_n после n -го прохода инструмента):

$$\bar{y}_n = \frac{2 \cdot \Delta_0}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S}\right)^n}. \tag{8}$$

Из зависимости (8) следует, что величина \bar{y}_n с увеличением количества проходов инструмента n уменьшается по закону геометрической прогрессии, т.е. достаточно интенсивно. Поэтому заданную величину \bar{y}_n можно достичь за относительно небольшое количество проходов инструмента. Однако это справедливо при условии $\frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S} > 1$. При условии $\frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S} < 1$ добиться снижения несоосности

отверстия с увеличением количества проходов инструмента n значительно сложнее, т.к. сьем металла

фактически отсутствует и исправление погрешности формы отверстия не происходит – имеет место копирование исходной погрешности обработки.

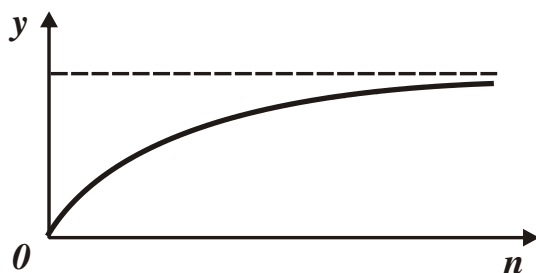


Рисунок 2 – Зависимость величины упругого перемещения y от количества проходов инструмента n

Необходимо отметить, что величина упругого перемещения y (определяющая точность размера обрабатываемого отверстия) с увеличением количества проходов инструмента n , как показано в работе [3], непрерывно увеличивается, асимптотически приближаясь к определенному значению (рисунок 2). Следовательно, с точки зрения повышения точности размера обрабатываемого отверстия целесообразно съём припуска производить за один или несколько проходов инструмента, а с точки зрения повышения соосности отверстия, наоборот, необходимо увеличивать количество проходов инструмента n . Очевидно, существует оптимальное количество проходов инструмента n , при котором одновременно обеспечиваются требуемые показатели точности размера и формы обрабатываемого отверстия.

Рассмотрим закономерности образования погрешности обрабатываемого отверстия в виде несоосности при его рассверливании. Принципиально расчет величины \bar{y}_n остается прежним (рисунок 1) при условии, что с каждым последующим проходом радиус сверла необходимо увеличивать на величину глубины резания t . В противном случае, т.е. при рассверливании отверстия сверлом одного размера, с каждым последующим его проходом (в связи с уменьшением величины \bar{y}_n) будет увеличиваться диаметр обрабатываемого отверстия и соответственно ухудшаться точность размера обрабатываемого отверстия. Из этого вытекает, что при рассверливании отверстия целесообразно съём припуска производить за один проход сверла или с использованием сверл различного диаметра – за несколько проходов. При растачивании отверстия, как показано выше, можно осуществить несколько проходов инструмента по схеме “выхаживания”, т.е. без поперечной подачи, и это положительно отразится на точности обработки отверстия.

Следовательно, процесс растачивания по сравнению с процессом рассверливания отверстия располагает большими возможностями в плане повышения точности обработки, т.е. обработка мерным инструментом (каким является сверло) может быть эффективно использована на предварительных операциях, где не требуется достижения высоких показателей точности обработки. С этой точки зрения процесс внутреннего шлифования, аналогично процессу растачивания отверстия, также располагает значительными технологическими возможностями в плане повышения точности обработки, что подтверждается многолетней практикой механической обработки.

Выводы. Аналитически описаны параметры точности размера и формы обрабатываемого отверстия при его растачивании и рассверливании. Обоснованы закономерности формирования погрешностей обработки отверстий при многопроходном съеме припуска для различных методов обработки. Установлено, что с увеличением количества проходов инструмента несоосность обрабатываемого отверстия уменьшается по геометрической прогрессии, погрешность размера обработки, наоборот, увеличивается. Исходя из этого, доказана целесообразность съема припуска при растачивании за несколько проходов инструмента. В работе также обоснованы условия повышения точности обработки отверстий. Выявлены отличительные особенности образования погрешностей обработки при растачивании и рассверливании отверстий и показана эффективность применения процесса растачивания для высокоточной обработки отверстий.

Библиографический список использованной литературы

1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А.А. Маталин. — М.: Машиностроение, 1970. — 390 с.
2. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения / Б.С. Балакшин. — М.: Машиностроение, 1969. — 359 с.

3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. — Одесса: ОНПУ, 2002. — Т. 1. "Механика резания материалов". — 580 с.

4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. — Одесса: ОГПУ, 1999. — 450 с.

Поступила в редакцию 19.03.2013 г.

Новіков Ф.В., Іванов І.Є. Особливості формування похибок обробки при розточуванні й розсвердлюванні отворів

Наведено результати теоретичних досліджень особливостей формування похибок обробки при розточуванні й розсвердлюванні отворів. Показано ефективність застосування процесу розточування при обробці високоточних отворів. Дано практичні рекомендації.

Ключові слова: розточування отвору, точність обробки, свердло, технологічна система.

Novikov F.V., Ivanov I.E. Features of the formation of machining errors in boring and drilling holes

The results of theoretical investigations of the features of formation of error handling in boring and drilling holes are given. The efficiency of the process in the processing of high precision boring of holes is shown. Practical recommendations are offered.

Keywords: boring holes, precision machining, drill, technological system.

УДК 621.952.

А.А. Оргиян, профессор, д-р техн. наук,

В.А. Ореховский, инженер

Одесская государственная академия строительства и архитектуры,

ул. Дидрихсона, 4, г. Одесса, Украина

bib@ogasa.org.ua

ДИНАМИЧЕСКИЕ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ В СТАНКАХ ПРИ ГАШЕНИИ КОЛЕБАНИЙ РАЗНЫХ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ ФОРМ

Проанализированы условия гашения колебаний нормальных к обрабатываемой поверхности при взаимодействии с колебаниями другой пространственной формы.

Ключевые слова: формы колебаний, амплитуда, частота автоколебания, гашение колебаний.

Результаты исследований связанности форм колебаний, возникающих при растачивании и при фрезеровании, создают возможность управления колебаниями, нормальными к обрабатываемой поверхности, путём возбуждений колебаний, направленных по касательной к этой поверхности и не порождающих погрешности обработки. Из работ В.Н. Подураева [1] с сотрудниками известны положительный эффект осевых вибраций и возможность гашения автоколебаний вынужденными колебаниями, однако рассмотрена лишь одномерная модель взаимодействующих колебаний, и характер взаимодействия различных пространственных форм колебаний остаётся не изученным. Неясно, например, при каких характеристиках гасящих колебаний возможно возбуждение колебаний, нормальных к обрабатываемой поверхности. Для решения этих вопросов выполнен ряд экспериментов.

На стенде (рисунок 1) исследовано влияние колебаний приспособления 2 (x -колебаний) в направлении подачи на нормальные к обрабатываемой поверхности y -колебания борштанги 6. Блок питания БПВ вибровозбудителя 1 позволяет изменять частоту f_x вынужденных колебаний. Индуктивные датчики 3 и 4 колебаний приспособления и борштанги через усилитель ТУ подключены к осциллографу ШО, на котором регистрируются также импульсы от индукционного датчика 5 оборотов шпинделя. Образцы из стали 45 растачивались при глубине резания 0,1 мм и подаче 0,02 мм/об твёрдосплавным резцом, вершина которого была притуплена с целью обеспечения самовозбуждения в системе стабильных y -колебаний борштанги. Частота вращения варьировалась в пределах 1200...1800 об/мин с шагом 50 об/мин. Частота f_x варьировалась в широком диапазоне, включающем частоту автоколебаний f_y .

Интенсивные автоколебания с амплитудой 10...15 мкм, сопровождавшиеся характерным звуком, наблюдались в системе при выполнении одного из следующих условий: а) при амплитуде вынужденных колебаний приспособления $a_x = 0$ либо достаточно малой ($a_x < 2$ мкм); б) при совпадении частоты f_x вынужденных колебаний приспособления с собственной частотой f_y колебаний борштанги; в) при частоте f_x кратной частоте вращения шпинделя, т. е. при достижении равенства $60f_x/n=1,2,3,\dots$ Эти результаты иллюстрируются диаграммой (рисунок 2), на которой в кружках приведены значения амплитуд a_y при различных сочетаниях частот вынужденных колебаний и вращения.

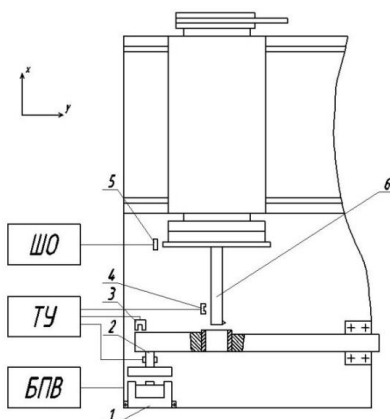


Рисунок 1 – Схема стенда для исследования гашения автоколебаний колебаниями в направлении подачи

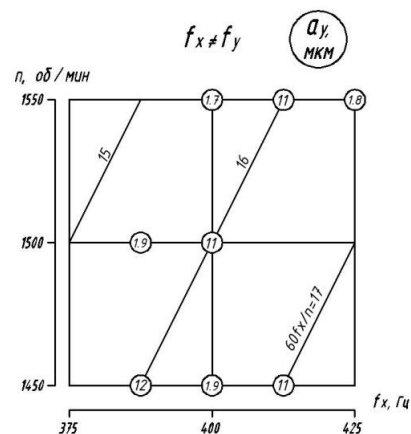


Рисунок 2 – Анализ условий гашения автоколебаний

Условие (а) можно объяснить, рассматривая уравнение автоколебаний в приближении статистической характеристики резания

$$\ddot{v} + (\mu - \beta)\dot{v} + \mu\dot{v}^3 + [1 + \gamma(1 + 2\varepsilon \sin V_x \tau)]v = 0, \quad (1)$$

где $\mu, \mu\dot{v}$ – экспериментальные параметры; γ – коэффициент связанности упругой системы с процессом резания.

Переменность коэффициента связанности УС с процессом резания вызывается x -колебаниями, изменяющими сечение срезаемого слоя, причём V_x -безразмерное представление частоты f_x , а коэффициент возбуждения ε пропорционален амплитуде a_x . Н. Н. Боголюбов и Ю. А. Митропольский [2], применяя асимптотический метод для исследования уравнений с медленно меняющимися коэффициентами, каковым является и уравнение (1), показали, что переменность коэффициентов порождает дополнительные «силы трения», пропорциональные ε . Поэтому подавление автоколебаний может достигаться лишь при достаточно больших ε , т. е. при достаточно больших a_x .

Условие (б) исключает из числа допустимых частот вынужденных колебаний такие, которые соответствуют резонансу борштанги, а условие (в) показывает, что полезное действие вынужденных колебаний зависит от переменности сечения срезаемого слоя.

Если же амплитуда вынужденных осевых колебаний превышает некоторые значения (для исследованной системы-2мкм), $f_x \neq f_y$ и $60f_x/n = K + 1/2$ (K -целое), то амплитуды автоколебаний уменьшаются в 6...7 раз. Таким образом, колебания в направлениях, касательных к обрабатываемой поверхности, способны расстраивать и подавлять не только колебания, возбуждаемые регенерацией следа, но и «первичные» автоколебания, порождаемые нелинейностью элементов замкнутой динамической системы станка.

Полезный эффект способности системы к развитию тангенциальных колебаний, вызванных повышенной крутильной податливостью, обнаружен и в условиях обработки прерывистых поверхностей [3].

Растачивались образцы из стали 45 с шестью равномерно расположенными пазами борштангой диаметром $d_1 = 25$ мм, $l_1/d_1 = 3$. Резцы из твёрдого сплава ТЗОК4 имели следующие параметры режущей части: $\phi = 60^\circ, \phi_1 = 10^\circ, L = 8^\circ, L_1 = 12^\circ, \gamma = -3^\circ, \lambda = 15^\circ, t = 0,1$ мм. Обработка выполнялась при глубине резания 0,05...0,07 мм, подаче 0,025 мм/об и скорости резания, изменявшейся в пределах 1,66...3,33 м/с с шагом 0,083 м/с.

Сопоставлялись результаты экспериментов при растачивании нормальной борштангой, крутильная жёсткость которой $C_{кр} = 34 \frac{H \cdot м}{рад}$, и борштангой с повышенной крутильной податливостью,

для которой $C_{кр} = 1...6 \frac{H \cdot м}{рад}$. Кроме амплитуд колебаний, по осциллограммам определялось

отношение максимального упругого перемещения к среднему его назначению: $K_{dy} = y_{max}/\bar{y}$, $K_{dz} = z_{max}/\bar{z}$.

Значения $C_{кр}$ в диапазоне $2,5...5 \frac{H \cdot м}{рад}$ обеспечивают снижение уровня колебаний по сравнению с нормальной борштангой, а уменьшение крутильной жёсткости до $1 \frac{H \cdot м}{рад}$ приводят к значительному возрастанию уровня изгибных колебаний борштанги. На рисунок 3 показано, какое снижение амплитуд колебаний и K_{dy} , K_{dz} достигается при различных скоростях резания для борштанги с $C_{кр} = 4 \frac{H \cdot м}{рад}$ по сравнению с нормальной борштангой.

С целью применения при торцовом фрезеровании средств, эффективность которых проверена в условиях прерывистого растачивания, изучены колебания фрезерного станка мод. 6Б75В в зависимости от крутильной жёсткости привода вращения шпинделя. Изменения крутильной жесткости достигались протачиванием промежуточного вала вертикальной шпиндельной головки (рисунок 4а), диаметр которого изменялся от значения 35 мм, принятого в выпускаемых станках, до 10 мм. Измерения крутильной жёсткости выполнялись при нагружении шпинделя моментом с помощью рычага, закреплённого на оправке, и при застопоренном роторе электродвигателя. Крутильная жёсткость изменялась в пределах 350...250 Н.м/рад (рисунок 4б).

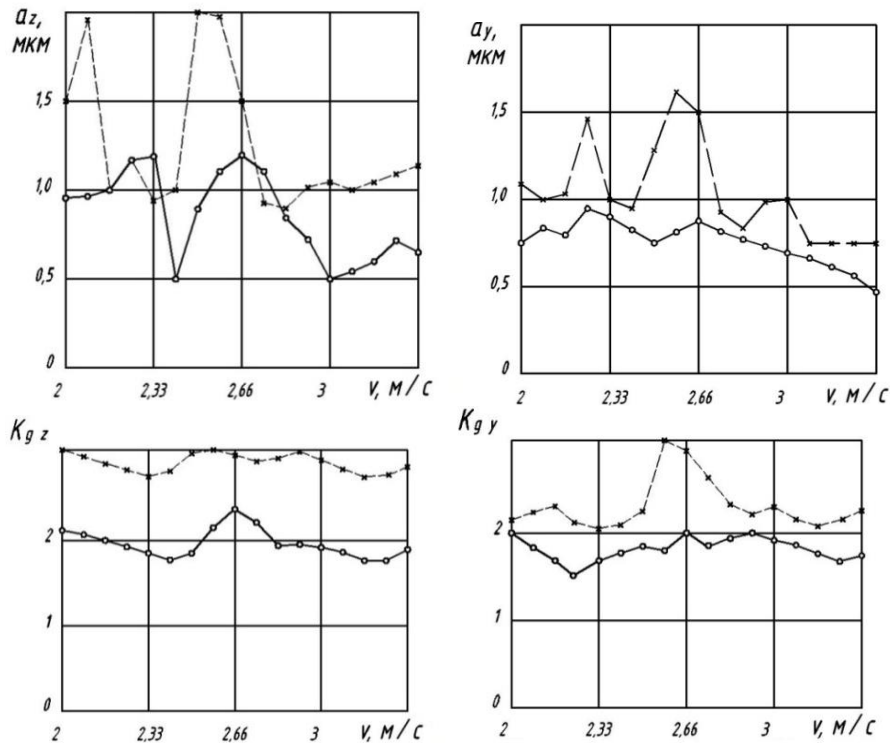


Рисунок 3 – Амплитуды колебаний и коэффициенты динамичности при растачивании прерывистой поверхности борштангой: —×—×— — нормальной; —○—○— — с повышенной крутильной податливостью.

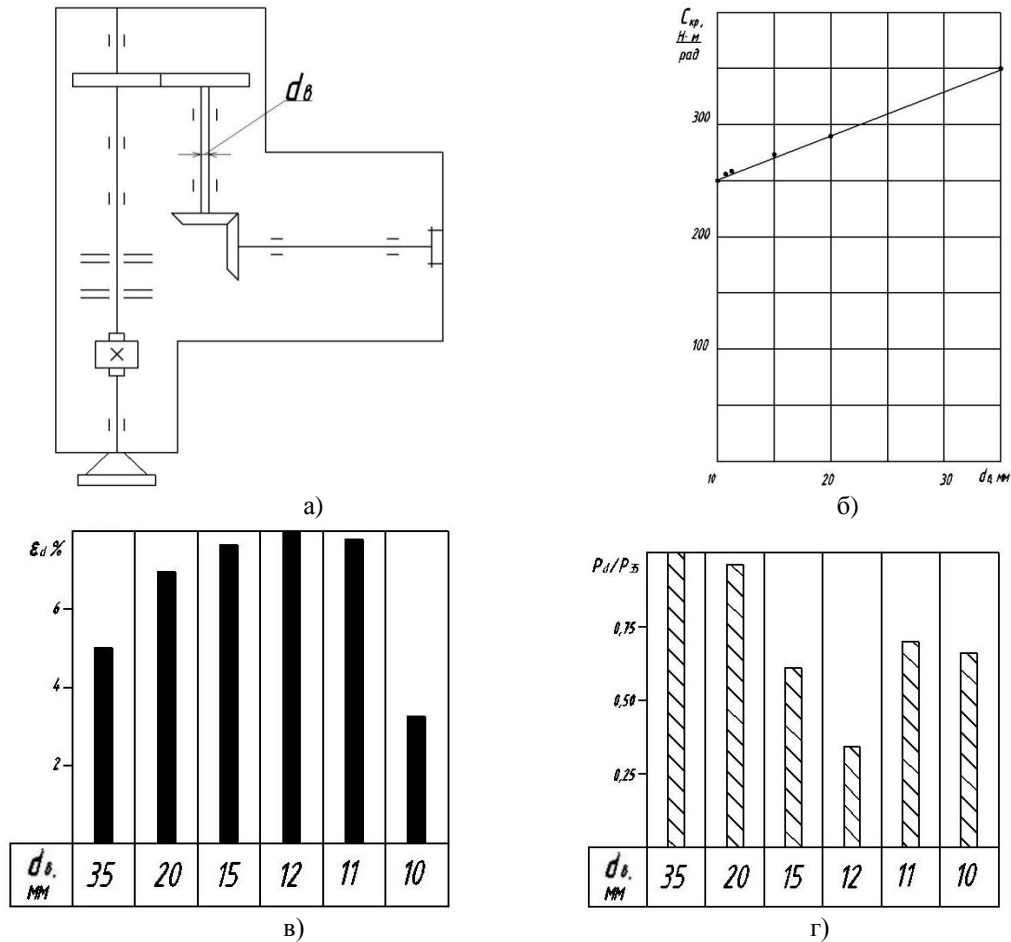


Рисунок 4 – Влияние изменений диаметра d_c промежуточного вала вертикальной головки, отмеченной на кинематической схеме а), на крутильную жесткость б) и на уровень колебаний; в) – крутильных; г) – поступательных.

Обработка образцов из чугуна СЧ5 выполнялась торцовой фрезой ($D=48$ мм, $z=6$) с зубьями из твёрдого сплава ВК8, установленной на шпинделе вертикальной головки, при глубине резания 0,2 мм, частоте вращения шпинделя 900 об/мин, подаче на зуб 0,016 мм и ширине фрезерования 35 мм. Уровень линейных и крутильных колебаний измерялся по осциллограммам.

При всех значениях d_g амплитуда крутильных колебаний фрезы оставалась в пределах $(9...35) \cdot 10^{-3}$ рад. Сопоставление уровней крутильных (рисунок 4в) и линейных P_d / P_{35} (рисунок 4г) колебаний, где Δ - относительное изменение частоты вращения, вызванное крутильными колебаниями, а P_d - размах линейных колебаний при заданном значении d_g , приводит к выводу о существовании оптимального значения крутильной жёсткости. Уровень линейных колебаний при переходе от $d_g = 35$ мм к $d_g = 12$ мм уменьшается примерно втрое.

Выводы. По результатам исследований колебаний, касательных к обрабатываемой поверхности, использованы при проектировании систем привода вращения инструмента отделочно-расточных и фрезерных станков.

Библиографический список использованной литературы

1. Подураев В. Н. Обработка резанием с вибрациями / В. Н. Подураев. — М.: Машиностроение, 1970. — 350 с.
2. Боголюбов Н. Н. Асимптотические методы в теории нелинейных колебаний / Н. Н. Боголюбов, Ю. А. Митропольский. — М.: Физматгиз, 1963. — 412 с.
3. Копелев Ю. Ф. Применение алмазных резцов для тонкого растачивания прерывистых поверхностей / Ю. Ф. Копелев, А. А. Оргян // Алмазы. — 1973. — № 4. — С. 19 – 22.

Поступила в редакцию 22.03.2013г.

Оргян О.А., Ореховський В.О. Динамічні взаємодії в верстатах при збудженні коливань, дотичних до оброблювальної поверхні

Проаналізовано умови гасіння коливань нормальних до оброблювальної поверхні при взаємодії з коливаннями другої просторової форми.

Ключові слова: форми коливань, амплітуда, частота автоколивань, гасіння коливань.

Orgiyan O. A., Orechovskiy V. A. Dynamic interactions in machine tools at excitation of fluctuations tangents to the processed surface

Conditions of dumping of fluctuations normal to a processed surface are analysed at interaction with fluctuations of other spatial form.

Keywords: forms of fluctuations, amplitude, self-oscillation frequency, dumping of fluctuations.

УДК 621.9.02:004.9

В.А. Пасічник, професор, д-р техн. наук,

В.М. Юхимчук, аспірант

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»,

пр. Перемоги, 37, м. Київ, Україна, 03056

itm@kpi.ua

ІНФОРМАЦІЙНІ ЗВ'ЯЗКИ ДЛЯ РЕАЛІЗАЦІЇ САПР ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МАШИНОБУДІВНОГО ВИРОБНИЦТВА

В статті показані можливості побудови формалізованих інформаційних взаємозв'язків між математичною моделлю виробу та системою інструментального забезпечення. Розглядається задача синтезу інструментального забезпечення та вибору варіанту технологічного процесу оброблення відповідно до визначених елементарних оброблюваних поверхонь та їх параметрів якості.

Ключові слова: *інструментальне забезпечення, різальний інструмент, система автоматизованого проектування, машинобудівне виробництво, інформаційні зв'язки.*

Сучасний напрям розвитку машинобудування пов'язаний зі створенням комп'ютерно-інтегрованого виробництва шляхом комплексної автоматизації процесів виробництва виробу на всьому етапі його життєвого циклу.

Одною з головних задач проектування технологічних процесів оброблення є вибір інструментального забезпечення, що забезпечить виготовлення заданої партії виробів з необхідними параметрами якості, а також буде спрямований на зниження собівартості виготовлення виробів. Автоматизація цього вибору дозволить скоротити терміни технологічного підготовки виробництва.

Актуальність вибору оптимального (за критерієм найнижчої собівартості виготовлення виробу) інструментального забезпечення є складною задачею і пов'язана з такими факторами: одночасна присутність широкої номенклатури типорозмірів різального інструменту та комбінованих РІ широкого застосування від різних виробників; відсутність у САПР ТП математичного апарату вибору інструментального забезпечення з врахуванням особливостей конструкції виробу та експлуатаційними можливостями самого інструменту; необхідність розроблення методів реальної економічної оцінки використання інструментального забезпечення в процесі механічної оброблення.

Аналіз останніх досліджень та публікацій. На сьогоднішній час інструментальні компанії пропонують необхідну інформацію про свій різальний інструмент та режими різання у вигляді текстових каталогів та онлайн-каталогів, доступ до яких забезпечується мережею Інтернет. Так в роботі [1] проаналізовані найпоширеніші форми представлення каталогів: текстові каталоги у форматі PDF, HTML-каталоги, FTP-каталоги. Про переваги і недоліки кожного можна говорити лише з точки зору користування ними людиною. У загальному ж ручний вибір по цим каталогам не є ефективним і має ряд вагомих недоліків: високу трудомісткість, високу ймовірність помилкового вибору та необхідність орієнтуватися в великій кількості каталогів інструментального забезпечення і їх структурі.

Також існують і більш прогресивні засоби, зокрема, програмне забезпечення для ПК та онлайн-каталоги у вигляді веб-застосунків. Наприклад, компанія *Seco Tools* пропонує програмне забезпечення (ПЗ) *Secocut*, що здатне надавати рекомендації по режимам різання вибраними інструментами, містить бібліотеку матеріалів, розраховує шорсткість поверхні та ін. Крім того, компанія пропонує конкретне ПЗ для окремих областей оброблення: фрезерування - додаток для підбору різних комбінацій хвостовиків і головок *Minimaster*, додаток для пошуку і вибору фрез *TURBO* та ін.; точіння - токарний калькулятор *Secolor* для розрахунку режимів різання, програма для підбору інструменту при обробленні торцевих канавок та ін. Компанія *Sandvik Coromant* пропонує онлайн-каталог *CoroGuide*, що реалізує пошук інструменту по області застосування, відображає його ескізи та містить веб-додаток по розрахунку режимів різання. Інструментальна компанія *Hoffmann Group* надає доступ до свого онлайн-каталогу *CarantToolscout*, який орієнтований на пошук суцільного і збірного інструменту, пошук і порівняння режимів різання, містить обширну базу даних конструкційних матеріалів та здатний порівнювати вартість інструменту.

САПР ТП *Omega Production* реалізована на основі алгоритмізації методик ручного вибору інструментів по інструментальним каталогам та теж потребує участі людини на кожному етапі вибору інструменту. Експертна система *OPTIS* здатна визначати режими різання для різних варіантів оброблення та визначати оптимальні режими з точки зору мінімальної вартості виготовлення виробу та враховуючи при цьому задані технологічні обмеження процесу [1].

Незважаючи на деяку ступінь автоматизації по розрахунку режимів різання, майже вся вищезгадані системи потребують ручного вибору різального інструменту з бази даних що підкреслює недосконалість цих систем.

У роботі [2] узагальнені недоліки сучасних САПР, зокрема в області автоматизованого вибору різального інструменту та пропонується розвиток концепції автоматизованого розпізнавання конструктивних елементів деталі з цілю автоматичної побудови не типових, а оптимальних технологічних процесів. Такий підхід дозволяє САПР працювати безпосередньо з 3D-моделлю виробу але потребує складання класифікації великої кількості конструктивних елементів та опису їх умовних ознак. Представлена програмна реалізація у вигляді *САПР ТПП ЧПУ* (що інтегрується з *САПР КОМПАС 3D*) для автоматизованого проектування ТП оброблення точних отворів на багатоопераційних станках з ЧПУ, вибирати інструментальне забезпечення з бази даних, проектувати карту налагодження верстата. До недоліків можна віднести необхідність ручного введення геометрії отвору.

У роботі [3] запропоновані підходи до розробки автоматизованих систем для вибору інструментальної (вибір варіанту PI) та кінематичної (визначення варіанту схеми різання) стратегій оброблення окремого конструкторсько-технологічного елемента на основі багатфакторної оптимізації.

Аналіз показує що питання автоматизованого вибору інструментального забезпечення в рамках складання ТП оброблення має вирішуватися більш повною формалізованим описом вхідних даних та має доповнюватися розробкою оптимальних алгоритмів вибору з метою мінімізації собівартості виготовлення готового виробу.

Основна частина. В тривимірних системах геометричного моделювання (*CATIA, ProEngineer*) широко використовується логіко-алгебраїчна мова опису виробів, якій властивий високий рівень абстрагування, що дозволяє виявляти всі геометричні властивості елементів деталі (елементарні поверхні, осі поверхонь обертання та ін.), необхідні як початкові дані для проектування технологічного процесу (ТП). Зручність такого опису полягає в тому, що примітиви співпадають з об'єктами оброблення.

В цьому випадку геометрична модель деталі може бути представлена в такому вигляді [4]:

$$\begin{aligned} M_G &= \langle S, R \rangle \\ S &= \{S^n\} \\ R &= \{R_1^{(k_1)}, \dots, R_n^{(k_n)}\} \end{aligned} \quad (1)$$

де S - множина поверхонь, що обмежують деталь; R - множина відношень на між елементами S ; k_n - степені відношень: $k_i = 1$ - унарні відношення, що описують властивості елемента, $k_i = 2$ - бінарні відношення між двома елементами, $k_i = 3$ - тернарні відношення між трьома елементами, $k_i = n$ - n -арні відношення між n елементами.

Для виробів середньої та високої складності їх логіко-алгебраїчне представлення стає занадто громіздким, тому зручно вводити проміжні просторові елементи - базові елементи форми, які попередньо формуються із вихідного набору поверхонь. В цьому випадку деталь будується з просторових елементів - паралелепіпедів, циліндрів, зрізаних конусів, сфер, торів, пірамід, призм та ін., кожен з яких характеризується геометричними параметрами та параметрами розташування.

Модель представлення логіко-алгебраїчного типу дозволяє автоматизувати процес передачі геометричної інформації від одного етапу проектування до іншого, а також встановлювати зворотні зв'язки від більш пізніх етапів проектування до ранніх. Така модель деталі дозволяє визначити необхідні властивості поверхонь, потрібні для проектування технологічного процесу механічного оброблення, а також всі геометричні властивості заготовки, необхідні для створення управляючої програми для системи ЧПК.

Поверхня деталі S_P формується або в результаті додавання до поверхонь заготовки S_W^i нових поверхонь, утворених в результаті технологічного впливу S_{PR}^i (рисунок 1, а), або шляхом віднімання декількох поверхонь заготовки S_W^i і заміну їх на оброблювану поверхню S_{PR}^i (рисунок 1, б).

На етапі технологічного підготовки виробництва не обов'язково у якості вихідної моделі приймати математичну модель заготовки, а використовувати 3D-модель деталі, створену в сучасній САД-системі.

Формування поверхонь готової деталі можна розглядати як процес перетворення множин вихідних поверхонь заготовки $\{S_W\}$ у множину поверхонь деталі $\{S_P\}$ під дією технологічного впливу, PR що формує множину оброблюваних поверхонь $\{S_{PR}\}$ (рисунок 2).

Множина оброблюваних поверхонь, відповідно (1), може бути знайдена:

$$S_{PR} - S_W \Rightarrow S_{PR}$$

$$S_W = \{S_W^1, S_W^2, \dots, S_W^n\} \quad (2)$$

$$S_{PR} = \{S_{PR}^1, S_{PR}^2, \dots, S_{PR}^n\}.$$

де S_W – множина поверхонь заготовки; S_P – множина поверхонь обробленої деталі; S_{PR} – множина поверхонь, утворених внаслідок технологічного впливу.

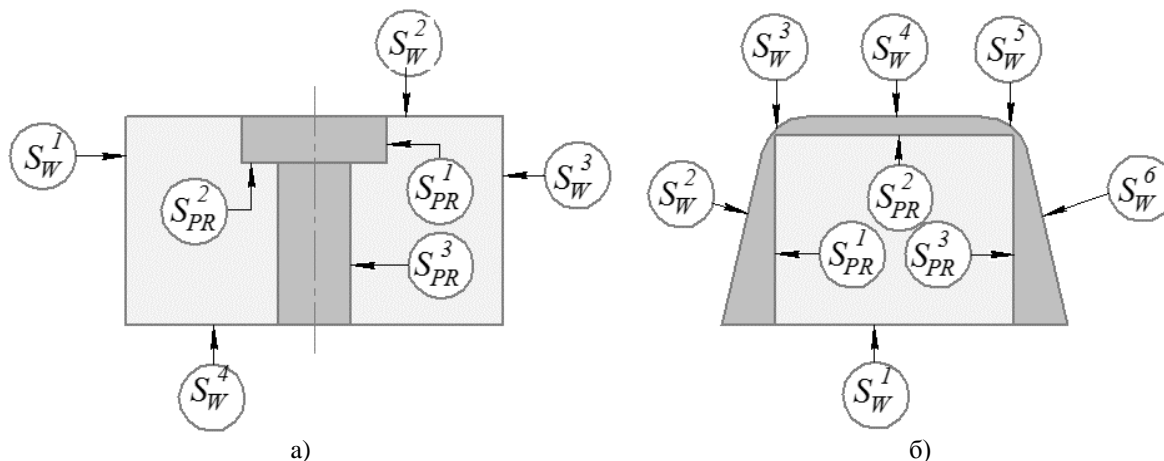


Рисунок 1 – Схеми утворення поверхонь деталі.

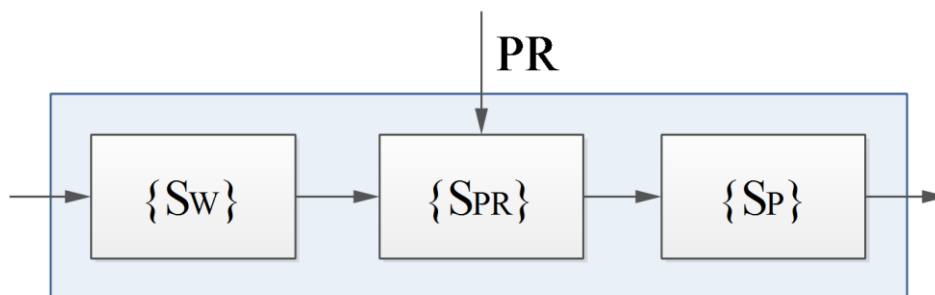


Рисунок 2 – Схема отримання поверхонь деталі.

Модель (2) потрібно трансформувати у технологічну модель у вигляді множини оброблюваних поверхонь, їх властивостей та відношень. Ці відношення можна розділити на унарні, тобто такі, що описують властивості самої поверхні без зв'язку з іншими та бінарні, тобто такі, що зв'язують відношеннями дві поверхні (таблиця 1).

Вирішення задачі синтезу інструментального забезпечення для реалізації технологічного впливу та автоматизації вирішення цієї задачі потребує, по-перше, ідентифікації поверхонь деталі, які мають оброблятися, а також отримання всієї інформації про якість таких поверхонь (множину відношень R). Оброблювані поверхні S_{PR} , що утворюються внаслідок технологічного впливу PR , можна отримати, аналізуючи 3D модель деталі та порівнюючи показники якості поверхонь з показниками, які можуть бути отримані з методом отримання заготовки, застосованим в конкретному випадку.

Значну кількість параметрів якості оброблюваних поверхонь сьогодні можна отримати безпосередньо з тривимірної моделі виробу, побудованої в CAD-системі. Така можливість вказання атрибутів якості поверхонь реалізована в таких потужних CAD-системах, як SolidWorks, CATIA, ProEngineer, російської САПР КОМПАС та інших. Це стало можливим завдяки розвитку «безпаперових» концепцій наскрізного проектування та PDM-систем (*Product Data Management*) – систем управління даними про виробу. Згідно стандарту опису електронних моделей виробів ISO 16792:2006 Technical product documentation – Digital product definition data practices, електронна модель виробу представляється у вигляді сукупності геометричних даних, атрибутів і технічних вимог. Даний стандарт дозволяє вказувати на моделі допуски розмірів, технологічні бази, допуски форми і розташування поверхонь, параметри шорсткості та інші у вигляді текстових анотацій.

Синтез множини переходів оброблення ЕП. На етапі синтезу технологічних переходів функція мети повинна бути мінімізація витрат на технологічне та інструментальне забезпечення. Даний критерій повинен бути комплексний, та враховувати вартість окремих видів інструментального забезпечення, його

період стійкості, ризику виходу з ладу, можливість синтезу інструменту, якого немає в базі даних, якщо це є рентабельно для даної партії деталей. Основою для цього повинна бути множина технологічних методів оброблення, що забезпечують необхідні параметри якості поверхонь деталі. Для отримання технологічних методів оброблення PM кожної поверхні S_{PR}^i потрібно сформувати матриці унарних (характеристика якості для даного методу оброблення) та бінарних відношень (зв'язок заданої оброблюваної поверхні та технологічного методу). Формально дані відношення можна представити у вигляді булевих функцій двох змінних:












$$f_1(m, q) = \begin{cases} 1, & \text{якщо метод } m \text{ забезпечує якість } q, q = q_{\min} \dots q_{\max} \\ 0, & \text{якщо не забезпечує} \end{cases}$$

$$f_2(m, S_{PR}) = \begin{cases} 1, & \text{якщо для оброблення поверхні } S_{PR} \text{ використовується метод } m \\ 0, & \text{якщо не використовується} \end{cases} \quad (3)$$

Сукупність технологічних переходів оброблення, що реалізують методи (3) поверхонь можна представити:

$$PM = \{m; f_1(m, q) = 1; f_2(m, S_{PR}) = 1\} \quad (4)$$

Таблиця 1 – Множина R відношень, що відображають параметри якості поверхонь

Відношення	Позначення	Параметр	
Унарні відношення $R_i^{(1)}$ Описують властивості поверхонь	$R_1^{(1)}$	Ra, Rz	Шорсткість поверхні
	$R_2^{(1)}$	H, h	Точність (квалітет)
	$R_3^{(1)}$	h_d	Глибина дефектного шару
	$R_4^{(1)}$	HRC, HB, HV	Твердість
	Параметри точності форми поверхонь:		
	$R_5^{(1)}$		прямолінійності
	$R_6^{(1)}$		площинності
	$R_7^{(1)}$		циліндричності
	$R_8^{(1)}$		круглості
	$R_9^{(1)}$		профіля поздовжнього перерізу
Бінарні відношення $R_i^{(2)}$ Описують параметри точності відносного розташування поверхонь	Параметри точності відносного розташування поверхонь:		
	$R_1^{(2)}$		паралельності
	$R_2^{(2)}$		перпендикулярності
	$R_3^{(2)}$		нахилу
	$R_4^{(2)}$		співвісності
	$R_5^{(2)}$		симетричності
	$R_6^{(2)}$		перетину осей

Аналіз можливості суміщення виконання технологічних переходів (4) в одній технологічній операції. За рахунок використання багатоінструментального оброблення, комбінованого та фасонного інструментального оснащення можливе об'єднання технологічних переходів для будь-якої їх послідовності $v_{ij} \dots v_{mn}$. Формалізований запис може бути представлений у вигляді матриці:

$$T^U = [t_{s_{k,l}}^U \in \{0,1\}], k, l \in S \quad (5)$$

де $t_{s_{k,l}}^U = 1$, якщо технологічні переходи k і l можуть бути суміщені і $t_{s_{k,l}}^U = 0$ при неможливості суміщення.

Для множини технологічних переходів з використанням осьового різального інструменту матриця сумісності може мати вигляд, представлений на рисунку 3.

	Свердління	Зенкерування	Розгортання	Нарізання різьби	Розкатування	Розточування	Зенкування
Свердління	1	1	1	1	1	1	1
Зенкерування	1	1	1	1	1	0	0
Розгортання	1	1	1	1	1	0	0
Нарізання різьби	1	1	1	1	0	0	0
Розкатування	1	1	1	0	1	1	0
Розточування	1	0	0	0	1	1	0
Зенкування	1	0	0	0	0	0	1

Рисунок 3 – Матриця сумісності технологічних переходів з використанням осьового РІ

Висновки. Підвищення ефективності машинобудівного виробництва потребує всебічного розвитку математичних моделей та поглиблення розуміння інформаційних зв'язків всіх етапів та складових елементів систем підтримки життєвого циклу виробів. Розвиток систем інструментального забезпечення не повною мірою відповідає вимогам сучасного машинобудування, а його розвиток ми вбачаємо у поглибленні інтеграції з етапом проектування виробу й технологій його виготовлення. Такий розвиток передбачає поділ множини поверхонь деталі та заготовки з виділенням множини поверхонь, що утворилися в результаті технологічного впливу.

Показано, що урахування вимог до якості поверхні може бути реалізовано через множину унарних та бінарних відношень, що охоплюють усі необхідні параметри та можуть бути інтегровані в інформаційну систему інструментального забезпечення. Це дозволяє автоматизувати вибір технологічних переходів, що можуть використовуватись для оброблення та вирішувати задачі суміщення технологічних переходів і, як наслідок, синтезу комбінованого різального інструменту.

Бібліографічний список використаної літератури

1. Mursec B. Use of electronic catalogues for planning of machining processes / B. Mursec, F. Cus // Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering, — 2006. — Vol.19, No.1. — P. 65 – 74.
2. Mikhalev O.N. Perfections of the automated systems of machine-building manufactures / O.N. Mikhalev, A.S. Yanyushkin // Journal of International Scientific Publications: Materials, Methods and Technologies, — 2010. — № 3. — С. 15 – 27.
3. Аверченков А.В. Автоматизация выбора стратегий обработки конструкторско-технологических элементов деталей в технологической подготовке производства изделий / А.В. Аверченков // Автоматизация и управление технологическими процессами и производствами. Вестник УГАТУ, — 2012. — № 3(48). — С. 76 – 80.
4. Кузьмин В.В. Математическое моделирование технологических процессов сборки и механической обработки изделий машиностроения [Текст] / В.В. Кузьмин, А.Г. Схиртладзе. — М.: Высшая школа, 2008. — 279 с. :ил.

Надійшла до редакції 24.03.2013 р.

Пасечник В.А., Юхимчук В.Н. Информационные связи для реализации САПР инструментального обеспечения машиностроительного производства

В статье показаны возможности построения формализованных информационных взаимосвязей между математической моделью изделия и системой инструментального обеспечения. Рассматривается задача синтеза инструментального обеспечения и выбора варианта технологического процесса обработки в соответствии с определенными элементарных обрабатываемых поверхностей и их параметров качества.

Ключевые слова: инструментальное обеспечение, режущий инструмент, система автоматизированного проектирования, машиностроительное производство, информационные связи.

Pasichnyk V.A., Yukhimchuk V.M. Information communication for the implementation of tool management CAPP in engineering production

The article shows the possibility of building a formalized information linkages between the mathematical model of the product and tool management system. Analyzed the problem of synthesis of tooling and selection of variant processing in accordance with elementary machined surfaces and their quality parameters.

Keywords: tool management, cutting tools, CAD, engineering manufacturing, information communication.

УДК 621.9.06

М.И. Подольский, ассистент,**С.А. Русанов, доцент, канд. техн. наук,****Д.А. Дмитриев, доцент, докт. техн. наук***Херсонский национальный технический университет,**Бериславское шоссе, 24, г. Херсон, Украина, 73008**dmitr_da@ukr.net***МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ДИНАМИКИ СУППОРТНОЙ СИСТЕМЫ
ТОКАРНОГО СТАНКА ТИПА «ГЕКСАГЛАЙД»**

Проведен конструктивный анализ особенностей станочного оборудования созданного на основе механизмов параллельной структуры (МПС), выполнен динамический анализ поведения суппортной системы при различных вариантах нагружения силами резания, разработана математическая модель, описывающая динамические процессы в станке.

Ключевые слова: механизмы параллельной структуры, токарный станок, суппортная система, динамика, математическая модель.

Введение. В современном машиностроении особое внимание уделяется размерной точности изготавливаемых деталей, а также качеству их поверхности. Вибрационные процессы при резании непосредственно связаны с величиной параметра шероховатости и оказывают преимущественно отрицательное воздействие. Однако известны способы обработки, при которых целенаправленно применяются вибрации, например, для дробления сливной стружки при резании пластичных материалов или для улучшения подвода смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) в зону резания. Таким образом, исследование динамики станка в целом и поведения его узлов является важной задачей при проектировании нового станочного оборудования.

Актуальность темы и анализ предыдущих публикаций. Станки, созданные на основе МПС имеют ряд преимуществ по сравнению со станками традиционной конструкции, которые заключаются в больших технологических возможностях, меньшей массе и инертности подвижных частей. Благодаря этому обеспечиваются высокие скорости перемещения рабочего органа на рабочих и холостых ходах, вследствие чего повышается точность и качество обработки. Характеристики жесткости имеют значительное влияние на нагрузочную способность станка, в особенности для станков с МПС. Недостаточная жесткость составляющих звеньев, направляющих и опор вызывает значительные линейные смещения рабочего органа под действием сил резания и внешних сил, приводит к снижению собственных частот колебаний системы, повышению вибраций в переходных режимах [1].

Основная часть. Для проведения математического анализа динамики суппортной системы токарного станка типа «гексаглайд» (рисунок 1) разработана математическая модель, созданная со следующими упрощениями:

1. Суппорт имеет сосредоточенную массу m .
2. Массы всех шести штанг значительно меньше массы суппорта, поэтому ими можно пренебречь.
3. Штанги характеризуются одинаковой и неизменной жесткостью C_i и коэффициентами демпфирования h_i , где $i = 1, 2, \dots, 6$, которые можно разложить на ортогональные составляющие.
4. На режущий инструмент действует сила $P=P(t)$, как функция времени, составляющие которой также можно разложить по трем ортогональным осям соответственно.

Тогда дифференциальные уравнения, описывающие линейные и крутильные колебания, согласно динамической схемы (рисунок 2), вдоль координатных осей будут иметь следующий вид:

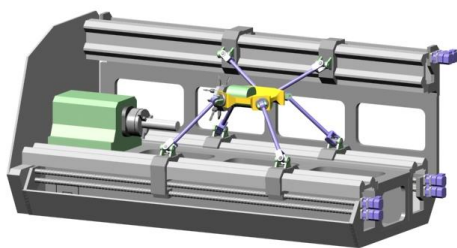
$$\begin{cases} m \cdot \ddot{x} + h_x \cdot \dot{x} + c_x \cdot x = P_x(t) \\ m \cdot \ddot{y} + h_y \cdot \dot{y} + c_y \cdot y = P_y(t) \\ m \cdot \ddot{z} + h_z \cdot \dot{z} + c_z \cdot z = P_z(t) \end{cases} \begin{cases} \ddot{\varphi}_x \cdot J_x + \xi_x \cdot \dot{\varphi}_x + \beta_x \cdot \varphi_x = M_x(t) \\ \ddot{\varphi}_y \cdot J_y + \xi_y \cdot \dot{\varphi}_y + \beta_y \cdot \varphi_y = M_y(t) \\ \ddot{\varphi}_z \cdot J_z + \xi_z \cdot \dot{\varphi}_z + \beta_z \cdot \varphi_z = M_z(t) \end{cases} \quad (1)$$

Рассматриваемые уравнения относятся к неоднородным линейным уравнениям второго порядка. В случае, если углы $\alpha_{ixy}, \alpha_{ixz}, \dots$ зафиксированы (либо меняются незначительно – что имеет место при незначительной линейной скорости подачи по отношению к частоте вращения рабочего органа), то система (1) может быть проинтегрирована.

Как известно [4], общее решение однородного дифференциального уравнения второго порядка вида $\ddot{y} + \bar{h}\dot{y} + \bar{c}y = f(t)$ при выполнении условия $\bar{h}^2 < 4\bar{c}$, имеет вид:

$$y_0(t) = C_1 Y_1(t) + C_2 Y_2(t),$$

где: $Y_1(t) = e^{-\frac{\bar{h}t}{2}} \sin(\omega t), Y_2(t) = e^{-\frac{\bar{h}t}{2}} \cos(\omega t), \omega = \frac{\sqrt{4\bar{c} - \bar{h}^2}}{2}$.



а)



б)

Рисунок 1 – Токарный станок с МПС:
а – трехмерная модель, б – экспериментальный стенд

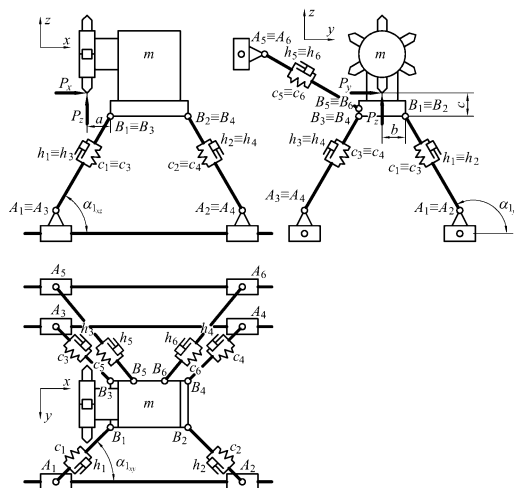


Рисунок 2 – Динамическая схема суппортной системы токарного станка с МПС

В соответствии с методом вариации постоянных (Лагранжа) [4], вместо C_1 и C_2 рассматриваются вспомогательные функции $C_1(t)$ и $C_2(t)$, которые определяются из следующей системы дифференциальных уравнений:

$$\begin{aligned} \dot{C}_1(t)Y_1(t) + \dot{C}_2(t)Y_2(t) &= 0, \\ \dot{C}_1(t)\dot{Y}_1(t) + \dot{C}_2(t)\dot{Y}_2(t) &= f(t). \end{aligned}$$

Решая систему, получим:

$$\begin{aligned} \dot{C}_1(t) &= -\frac{f(t)}{Y_1(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = \frac{1}{\omega} f(t)e^{\frac{\bar{h}t}{2}} \cos(\omega t), \\ \dot{C}_2(t) &= \frac{f(t)}{Y_2(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = -\frac{1}{\omega} f(t)e^{\frac{\bar{h}t}{2}} \sin(\omega t). \end{aligned}$$

Интегрируя и подставляя в общее решение, получим:

$$\begin{aligned} \dot{C}_1(t)Y_1(t) + \dot{C}_2(t)Y_2(t) &= 0, \\ \dot{C}_1(t)\dot{Y}_1(t) + \dot{C}_2(t)\dot{Y}_2(t) &= f(t). \end{aligned}$$

$$\text{где } \dot{C}_1(t) = -\frac{f(t)}{Y_1(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = \frac{1}{\omega} f(t)e^{\frac{\bar{h}t}{2}} \cos(\omega t), \dot{C}_2(t) = \frac{f(t)}{Y_2(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = -\frac{1}{\omega} f(t)e^{\frac{\bar{h}t}{2}} \sin(\omega t).$$

$$x = x_1(t), y = x_2(t), z = x_3(t), c_x = c_1, \dots, h_z = h_3,$$

Обозначая $\bar{c}_i = \frac{c_i}{m}, \bar{h}_i = \frac{h_i}{m}, \omega_i = \frac{\sqrt{4\bar{c}_i - \bar{h}_i^2}}{2}, i = 1, 2, 3$ получим решения дифференциальных уравнений колебаний рабочего органа в виде [2]:

$$x_i(t) = Z_1 e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \sin(\omega_i t) + Z_2 e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \cos(\omega_i t) + \frac{e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}}}{\omega_i} \left(\sin(\omega_i t) \int P_i(t) e^{\frac{\bar{h}_i t}{2}} \cos(\omega_i t) dt - \cos(\omega_i t) \int P_i(t) e^{\frac{\bar{h}_i t}{2}} \sin(\omega_i t) dt \right),$$

$i = 1, 2, 3.$

Также для крутильных колебаний системы

$$\varphi_i(t) = Z_{\varphi 1} e^{-\frac{\bar{\xi}_i t}{2}} \sin(\tilde{\omega}_i t) + Z_{\varphi 2} e^{-\frac{\bar{\xi}_i t}{2}} \cos(\tilde{\omega}_i t) + \frac{e^{-\frac{\bar{\xi}_i t}{2}}}{\tilde{\omega}_i} \times \left(\sin(\tilde{\omega}_i t) \int M_i(t) e^{\frac{\bar{\xi}_i t}{2}} \cos(\tilde{\omega}_i t) dt - \cos(\tilde{\omega}_i t) \int M_i(t) e^{\frac{\bar{\xi}_i t}{2}} \sin(\tilde{\omega}_i t) dt \right), \quad i = 1, 2, 3,$$

где $\bar{\beta}_i = \frac{\beta_i}{J_i}$, $\bar{\xi}_i = \frac{\xi_i}{J_i}$, $\tilde{\omega}_i = \frac{\sqrt{4\bar{\beta}_i - \bar{\xi}_i^2}}{2}$, $i = 1, 2, 3.$

Начальные условия для уравнений движения имеют вид:

$$x_i(0) = x_{i0},$$

$$\dot{x}_i(0) = v_{i0},$$

$$\varphi_i(0) = \varphi_{i0},$$

$$\dot{\varphi}_i(0) = w_{i0},$$

где x_{i0} – начальная позиция рабочего органа, v_{i0} – начальная скорость движения рабочего органа, φ_{i0} , w_{i0} – аналогично начальный угол и угловая скорость крутильных колебаний.

Рассмотрим поведение системы для различных видов $P_i(t)$. Наиболее простым является случай, когда $P_i(t) = \text{const}$ (что выполняется, например, для цилиндрических фрез с винтовыми зубьями [3]). В этом случае, решение системы имеет вид:

$$x_i(t) = e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \left(\left(x_{i0} - \frac{P_i}{\bar{c}_i} \right) \cos(\omega_i t) - \frac{2v_{i0} + \bar{h}_i x_{i0} - \frac{\bar{h}_i P_i}{\bar{c}_i}}{2\omega_i} \sin(\omega_i t) \right) + \frac{P_i}{\bar{c}_i}, \quad i = 1, 2, 3.$$

Это соответствует затухающим колебаниям режущего инструмента с постепенным выходом на постоянное смещение (относительно движения подачи) равное упругой деформации системы P_i / \bar{c}_i (рисунок 3):

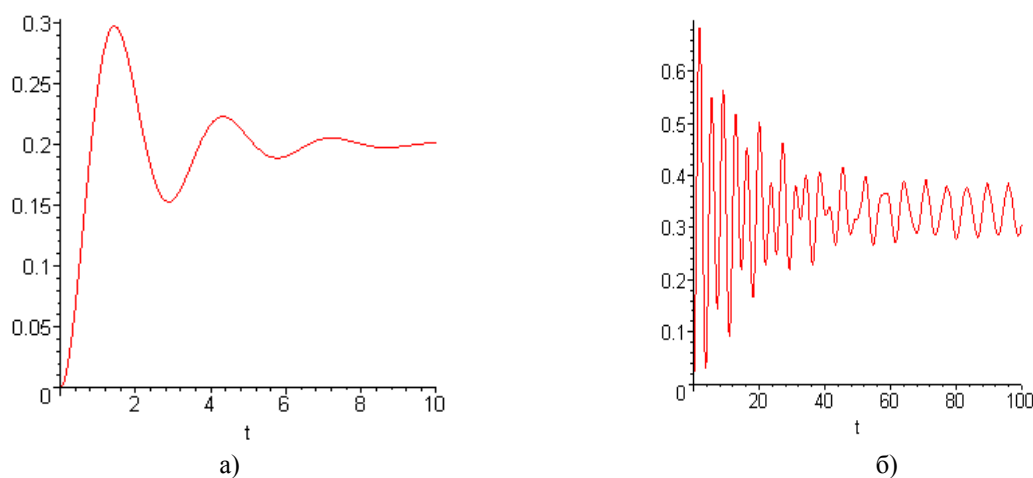


Рисунок 3 – Затухающие собственные колебания инструмента с выходом на постоянное смещение – а; и гармонические колебания усилия резания с частотой W – б

Аналогичным будет вид крутильных колебаний. Указанные зависимости можно аппроксимировать функцией $P_i(t) = P_{0i} + P_{1i} \sin(Wt)$.

Общий интеграл в этом случае примет вид:

$$x_i(t) = Z_1 e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \sin(\omega_i t) + Z_2 e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \cos(\omega_i t) + N_i \sin(Wt) + M_i \cos(Wt) + \frac{P_{0i}}{\bar{c}_i}, i=1,2,3,$$

где $N_i = \frac{\bar{c}_i - W^2}{(\bar{c}_i - W^2)^2 + \bar{h}_i^2 W^2} P_{1i}, M_i = -\frac{\bar{h}_i W}{(\bar{c}_i - W^2)^2 + \bar{h}_i^2 W^2} P_{1i}.$

Делая стандартные замены вида:

$$Z_1 = A_i \sin(\omega_i t), Z_2 = A_i \cos(\omega_i t), \theta_i = \text{tg}\left(\frac{Z_2}{Z_1}\right),$$

$$M_i = A_i^* \sin(Wt), N_i = A_i^* \cos(Wt), \theta_i^* = \text{tg}\left(\frac{M_i}{N_i}\right)$$

можно привести решение к форме:

$$x_i(t) = A_i e^{-\frac{\bar{h}_i t}{2}} \sin(\omega_i t + \theta_i) + \frac{P_{1i}}{\sqrt{(\bar{c}_i - W^2)^2 + \bar{h}_i^2 W^2}} \sin(Wt + \theta_i^*) + \frac{P_{0i}}{\bar{c}_i}, i=1,2,3,$$

При наличии значительной диссипации (особенно с учетом процессов в шарнирах), т.е. при выполнении условия $\bar{h}^2 > 4\bar{c}$, общее решение дифференциального уравнения имеет вид:

$$y_0(t) = C_1 Y_1(t) + C_2 Y_2(t),$$

где $Y_1(t) = e^{k_1 t}, Y_2(t) = e^{k_2 t}, k_{1,2} = -\frac{\bar{h}}{2} \pm \frac{\sqrt{\bar{h}^2 - 4\bar{c}}}{2}.$

Тогда:

$$\dot{C}_1(t) = -\frac{f(t)}{Y_1(t) \left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)} \right)} = \frac{f(t)e^{-k_1 t}}{k_2 - k_1},$$

$$\dot{C}_2(t) = \frac{f(t)}{Y_2(t) \left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)} \right)} = \frac{f(t)e^{-k_2 t}}{k_2 - k_1}.$$

Интегрируя и подставляя в общее решение, получим:

$$y(t) = Z_1 e^{k_1 t} + Z_2 e^{k_2 t} + \frac{1}{\sqrt{\bar{h}^2 - 4\bar{c}}} \left(e^{k_1 t} \int f(t) e^{-k_1 t} dt - e^{k_2 t} \int f(t) e^{-k_2 t} dt \right).$$

Переходя к числовым индексам, получим решения дифференциальных уравнений движения рабочего органа в виде:

$$x_i(t) = Z_1 e^{k_{1i} t} + Z_2 e^{k_{2i} t} + \frac{1}{\sqrt{\bar{h}_i^2 - 4\bar{c}_i}} \left(e^{k_{1i} t} \int P_i(t) e^{-k_{1i} t} dt - e^{k_{2i} t} \int P_i(t) e^{-k_{2i} t} dt \right),$$

$$i=1,2,3.$$

Для крутильных движений системы:

$$\varphi_i(t) = Z_1 e^{\tilde{k}_{1i} t} + Z_2 e^{\tilde{k}_{2i} t} + \frac{1}{\sqrt{\tilde{\zeta}_i^2 - 4\tilde{\beta}_i}} \left(e^{\tilde{k}_{1i} t} \int M_i(t) e^{-\tilde{k}_{1i} t} dt - e^{\tilde{k}_{2i} t} \int M_i(t) e^{-\tilde{k}_{2i} t} dt \right),$$

$$i=1,2,3.$$

где $\tilde{k}_{1,2i} = -\frac{\tilde{\zeta}_i}{2} \pm \frac{\sqrt{\tilde{\zeta}_i^2 - 4\tilde{\beta}_i}}{2}, i=1,2,3.$

Возможен случай, когда $\bar{h}^2 = 4\bar{c}$, тогда $Y_1(t) = e^{-\frac{\bar{h}}{2} t}, Y_2(t) = t e^{-\frac{\bar{h}}{2} t},$

$$\dot{C}_1(t) = -\frac{f(t)}{Y_1(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = f(t)te^{-\frac{\bar{h}}{2}t}, \dot{C}_2(t) = \frac{f(t)}{Y_2(t)\left(-\frac{\dot{Y}_1(t)}{Y_1(t)} + \frac{\dot{Y}_2(t)}{Y_2(t)}\right)} = f(t)e^{-\frac{\bar{h}}{2}t}.$$

$$y(t) = Z_1e^{-\frac{\bar{h}}{2}t} + Z_2te^{-\frac{\bar{h}}{2}t} + \left(e^{-\frac{\bar{h}}{2}t} \int f(t)te^{\frac{\bar{h}}{2}t} dt + te^{-\frac{\bar{h}}{2}t} \int f(t)e^{\frac{\bar{h}}{2}t} dt \right),$$

и окончательное решение будет иметь вид:

$$x_i(t) = Z_{1i}e^{-\frac{\bar{h}_i}{2}t} + Z_{2i}te^{-\frac{\bar{h}_i}{2}t} + \left(e^{-\frac{\bar{h}_i}{2}t} \int P_i(t)te^{\frac{\bar{h}_i}{2}t} dt + te^{-\frac{\bar{h}_i}{2}t} \int P_i(t)e^{\frac{\bar{h}_i}{2}t} dt \right), i=1,2,3.$$

График для $P_i=const$ показан на (рисунке 4). Аналогично для крутильных движений.

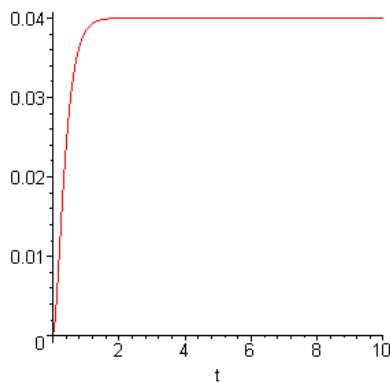


Рисунок 4 – График диссипации колебаний и выхода системы на стабильные показатели процесса резания

Потенциально возможны ситуации, когда, например, выполняется $\bar{h}^2 < 4\bar{c}$, но $\bar{\xi}^2 > 4\bar{\beta}$, либо $\bar{h}^2 > 4\bar{c}$, но $\bar{\xi}^2 < 4\bar{\beta}$, что, продолжая, дает $3^2=9$ возможных комбинаций линейных и крутильных движений рабочего органа.

Рассмотрим конкретный случай, для которого имеются экспериментальные данные по деформациям (рисунок 1). Углы, характеризующие положения штанг в пространстве, соответственно равны:

$$\alpha_{1xz} = 50^\circ; \alpha_{2xz} = 130^\circ; \alpha_{3xz} = 50^\circ; \alpha_{4xz} = 108^\circ; \alpha_{5xz} = 18^\circ; \alpha_{6xz} = 162^\circ;$$

$$\alpha_{1yz} = 108^\circ; \alpha_{2yz} = 108^\circ; \alpha_{3yz} = 72^\circ; \alpha_{4yz} = 72^\circ; \alpha_{5yz} = 15^\circ; \alpha_{6yz} = 15^\circ;$$

$$\alpha_{1xy} = 20^\circ; \alpha_{2xy} = 160^\circ; \alpha_{3xy} = 20^\circ; \alpha_{4xy} = 160^\circ; \alpha_{5xy} = 20^\circ; \alpha_{6xy} = 160^\circ.$$

Графические зависимости линейного смещения суппорта (исполнительного органа), а также изгибающего момента вокруг координатных осей под действием нагрузок (составляющих усилия резания) приведены на рисунке 5.

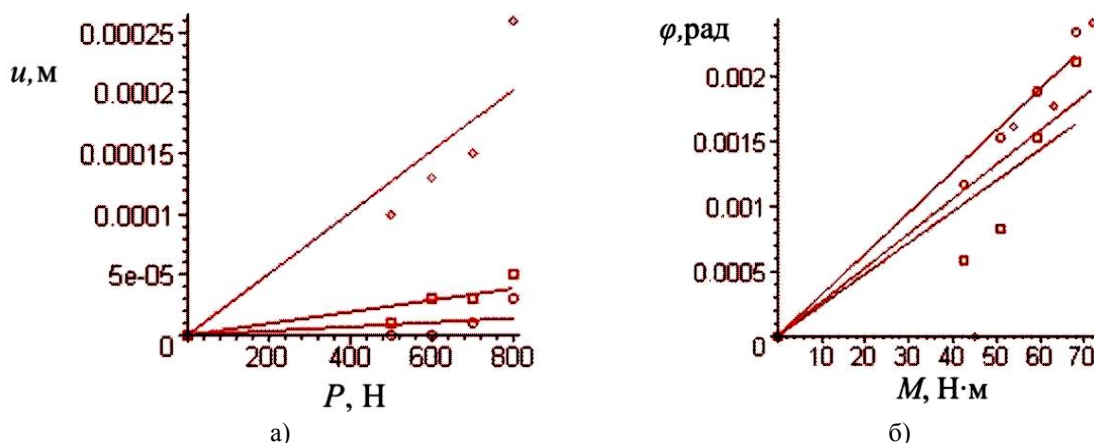


Рисунок 5 – Зависимость линейной деформации от соответствующих усилий – а, зависимость угловой деформации от соответствующих моментов – б

Соответствующие жесткости имеют следующие значения: $c_x = 0,04 \cdot 10^8$ Н/м; $c_y = 0,21 \cdot 10^8$ Н/м; $c_z = 0,56 \cdot 10^8$ Н/м; $\beta_x = 37,78 \cdot 10^3$ Н·м/рад; $\beta_y = 41,63 \cdot 10^3$ Н·м/рад; $\beta_z = 31,43 \cdot 10^3$ Н·м/рад. Моменты инерции $J_x = 1,61$ кг·м²; $J_y = 1,22$ кг·м²; $J_z = 1,51$ кг·м²; масса $m=40$ кг. Удельные величины тогда следующие:

$$\bar{c}_1 = \frac{c_x}{m} = \frac{0,04 \cdot 10^8}{40} = 1 \cdot 10^5 \quad \text{Н/м} \cdot \text{кг}, \quad \bar{c}_2 = \frac{0,21 \cdot 10^8}{40} = 5,25 \cdot 10^5 \quad \text{Н/м} \cdot \text{кг}, \quad \bar{c}_3 = \frac{0,56 \cdot 10^8}{40} = 1,4 \cdot 10^6 \quad \text{Н/м} \cdot \text{кг};$$

$$\bar{\beta}_1 = \frac{\beta_x}{J_x} = \frac{37,78 \cdot 10^3}{1,61} = 23,47 \cdot 10^3 \quad 1/(c^2 \cdot \text{рад}), \quad \bar{\beta}_2 = \frac{41,63 \cdot 10^3}{1,22} = 34,12 \cdot 10^3 \quad 1/(c^2 \cdot \text{рад}),$$

$$\bar{\beta}_3 = \frac{31,43 \cdot 10^3}{1,51} = 20,81 \cdot 10^3 \quad 1/(c^2 \cdot \text{рад}).$$

На основании экспериментальных результатов а также [2] можно утверждать, что оценка для коэффициентов демпфирования определяется из соотношения $\bar{h}^2 \approx 4\bar{c}$ и $\bar{\xi}^2 \approx 4\bar{\beta}$,

тогда $\bar{h}_1 \approx 2\sqrt{\bar{c}_1} = 633 \text{ c}^{-1}$; $\bar{h}_2 = 1450 \text{ c}^{-1}$; $\bar{h}_3 = 2367 \text{ c}^{-1}$;

$\bar{\xi}_1 = 2\sqrt{\bar{\beta}_1} = 307 \text{ (c} \cdot \text{рад} \cdot \text{м)}^{-1}$; $\bar{\xi}_2 = 370 \text{ (c} \cdot \text{рад} \cdot \text{м)}^{-1}$; $\bar{\xi}_3 = 289 \text{ (c} \cdot \text{рад} \cdot \text{м)}^{-1}$.

Сила резания задается вектором $P = \{200, 100, 350\}$; соответствующий момент $M = \{31, 40, 21.6\}$. Соответствующие удельные величины: $\bar{P} = \{5, 2.5, 8.75\}$; $\bar{M} = \{19.3, 32.8, 14.3\}$.

Подставляя данные в соответствующие интегралы, получим следующее поведение конструкции (рисунок б):

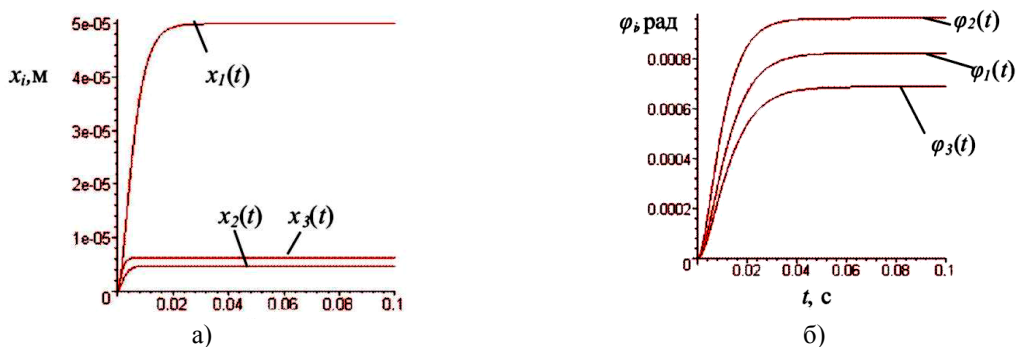


Рисунок 6 – Деформационное перемещение центра тяжести рабочего органа – а, и угловое деформационное перемещение рабочего органа – б в процессе работы

Выводы. Разработана математическая модель для анализа и прогнозирования динамического поведения суппортной системы токарного станка на основе МПС типа «гексаглайд». В математической модели заложена зависимость жесткости системы от влияния внешних нагрузок, жесткости и демпфирующих свойств составляющих элементов, а также их взаимного расположения в рабочем пространстве станка. Математическая модель решена в общем виде с учетом различных вариантов нагружения силами резаниями и амплитуд колебаний системы. Экспериментально определены жесткости составляющих элементов суппортной системы, на основании которых проведена апробация математической модели.

Направление дальнейших исследований. Исследование математической модели в рабочем диапазоне сервисных углов поворота рабочего органа. Провести экспериментальную проверку предложенной математической модели при различных положения платформы суппорта в рабочем пространстве станка.

Библиографический список использованной литературы

1. Агрегатно-модульне технологичне обладнання: Навч. пос. / Під заг. ред. Ю.М. Кузнецова в 3-х. Ч. 1 — Принципи побудови агрегатно-модульного технологичного обладнання. — Кіровоград, 2003. — 422 с.
2. Бидерман В.М. Прикладная теория механических колебаний / В.М. Бидерман. — М.: Высшая школа, 1972. — 416 с.
3. Дружинин В. С. и др. Руководящие технические материалы. Режимы резания фрезерно-обрезных станков / В. С. Дружинин, Г. В. Кудрявин. — Архангельск: ЦНИИМОД, 1986. — 99 с.
4. Курант Р. Курс дифференциального и интегрального исчислений. Том 2. / Р. Курант — М.: Наука, 1970. — 671 с.

Поступила в редакцию 23.03.2012 г.

Подольський М.И., Русанов С.А., Дмитрієв Д.А. Математичне моделювання динаміки супортної системи токарного верстата типу «гексаглайд»

Проведений конструктивний аналіз особливостей верстатного обладнання створеного на основі механізмів паралельної структури (МПС), виконаний динамічний аналіз поведінки супортної системи при різноманітних типах навантаження зусиллями різання, розроблено математичну модель, що описує динамічні процеси у верстаті.

Ключові слова: механізми паралельної структури, токарний верстат, супортна система, динаміка, математична модель.

Podolskiy M.I., Rusanov S.A., Dmitriev D.A. Mathematical design of dynamics of the suportnoy system of lathe of type of «geksaglayd»

The structural analysis of features of machine-tool equipment is conducted created on the basis of mechanisms of parallel structure (MPS), the dynamic analysis of conduct of the suportnoy system is executed at the various types of loading of cutting efforts, a mathematical model which describes dynamic processes in a machine-tool is developed.

Keywords: mechanisms of parallel structure, lathe, suportna system, dynamics, mathematical model.

УДК 621.914.02

М.І. Покінтелиця, доцент, канд. техн. наук,

*Севастопольський національний технічний університет,
вул. Університетська, 33, м. Севастополь, Україна, 99053
tm@sevntu.com.ua*

В.Б. Струтинський, професор, д-р техн. наук

*Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»,
пр. Перемоги, 37, м. Київ, Україна, 03056
kvm_tmi@mail.ru*

ОПИС ГЕОМЕТРИЧНИХ ТА ТЕПЛОФІЗИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТУ ДЛЯ ТЕРМОФРИКЦІЙНОЇ ОБРОБКИ ЗА ДОПОМОГОЮ ФУНКЦІОНАЛЬНИХ РЯДІВ

Наведений математичний опис геометричних та теплофізичних параметрів інструменту для термофрикційної обробки за допомогою функціональних рядів. Отримані функції відхилень реальної форми інструмента від номінальних показників, які дозволяють визначити детерміновані та випадкові похибки його геометричних параметрів.

Ключові слова: термофрикційна обробка, різальний диск, функція відхилень, контур, поверхня, функціональний ряд, тепловий потік, базисна функція, період, спектр.

Термофрикційна обробка (ТФО) металів різанням знайшла застосування завдяки властивим їй перевагам. Допускається зняття великих припусків при чорновій обробці. У якості інструменту використовують різальний диск. При виготовленні інструменту замість дорогих інструментальних матеріалів застосовуються конструкційні сталі. Спрощується геометрія різального інструменту. Зняття припуску виконується в нагрітому стані. Нагрівання заготовки здійснюється одним з простих способів – силами тертя. Передня поверхня різального диска – це поверхня його периферії. Задня поверхня – це кінцева поверхня нижнього торця диска.

В останніх дослідженнях і публікаціях розглянуті різноманітні методи ТФО деталей дисковим інструментом [1]. Підтверджена висока якість обробленої поверхні та розроблені новітні конструкції інструменту [2]. Запропонований комплексний метод термофрикційної та механічної обробки [3]. В основному автори використовують експериментальні методи досліджень.

Методики узагальнення геометричних параметрів інструменту для ТФО та їхнього зв'язку із показниками якості обробленої поверхні в літературних джерелах не виявлено.

Метою даної статті є визначення функції відхилень реальної форми інструмента від номінальних показників, яка дозволяє отримати детерміновані та випадкові похибки його геометричних параметрів.

Математичний опис мікро- і макрогеометрії інструменту і деталей, а також опис теплофізичних параметрів, здійснено з використанням функціональних рядів на базі спеціальних функцій [4]. Розроблені методи математичного опису параметрів обробки використовують різні функціональні ряди. Для циліндричних поверхонь використовуються ряди Фур'є та ряди, складені із гіперболічних функцій, а для торцевих поверхонь інструменту – ряди Фур'є–Бесселя.

В якості теплофізичних параметрів для опису взята температура по площині диска і температура рідкого металу, а також радіальна і тангенціальна проекції теплового потоку, який має місце в об'ємі різального диска.

Оцінка геометричних параметрів інструменту у циліндричній системі координат звичайно здійснюється за допомогою допусків на лінійні та діаметральні розміри, а також допусків форми і взаємного розташування поверхонь. При цьому вводяться деякі інтегральні показники відхилень розмірів, форми і розташування поверхонь. Для підвищення якості оцінки точності доцільно застосовувати більш досконалі детальні методи оцінки точності. Введення деталізації в методику оцінки потребує застосування відповідного математичного апарату і значного обсягу обчислень, але для наявних засобів обчислювальної техніки ці фактори не є суттєвими.

Розроблені методи оцінки геометрії інструменту різного виду. Найбільш ефективно ці методи застосовуються для плоских деталей та деталей типу тіл обертання складної форми.

Типовий різальний диск має циліндричні та торцеві поверхні (рисунок 1). Вісь інструмента з приймається за базу відліку координат реальної поверхні. Всі поверхні інструмента розділено на дві різні групи в залежності від їх розташування відносно осі. До першої групи віднесено поверхні, твірні лінії яких паралельні осі або нахилені до неї під деяким кутом $\alpha \ll 90^\circ$. На рисунку 1 це циліндричні поверхні різального диска та криволінійна поверхня його різальної кромки.

До другої групи віднесено поверхні, перпендикулярні осі, а також поверхні, твірні лінії яких нахилені до неї під кутом $\beta \approx 90^\circ$. На рисунку 1 це торцеві плоскі та конічні поверхні диска.

Номінальна форма інструмента задана кресленням, в якому визначено контур L , обертання якого навколо осі z утворює номінальну просторову форму інструмента. Контур L може бути заданий аналітично у вигляді різних залежностей для різних груп поверхонь.

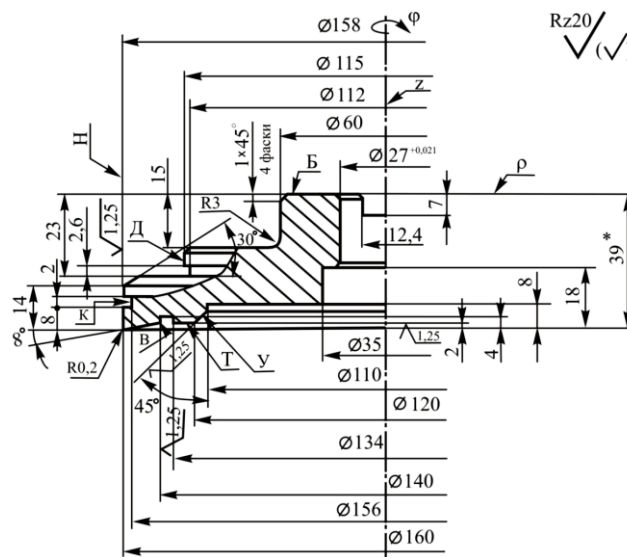


Рисунок 1 – Основні робочі поверхні інструменту у вигляді різального диска

Для поверхонь першої групи (циліндричних) контур задано у вигляді залежності від осьової координати z по ділянках i :

$$L_i = L_i(z), \quad \rho_i = \text{const.}$$

Для поверхонь другої групи (торцевих) контур задано у вигляді залежності від радіальної координати ρ по ділянках j , а саме:

$$L_j = L_j(\rho), \quad z_j = \text{const.}$$

Запропоновані методи опису параметрів застосовано для визначення:

- точності виготовлення інструменту та похибок його встановлення у шпиндельному вузлі верстата;
- фактичного положення інструменту відносно деталі у фіксований момент часу;
- розподілу температури в матеріалі інструмента і заготовки;
- визначення радіальних і тангенціальних проекцій теплового потоку в плоскому перетині інструменту.

Оцінка точності обробки інструмента здійснюється введенням функції відхилень U , що залежить від трьох просторових координат: осьової відстані z , радіуса ρ та полярного кута φ . Функція відхилень визначає відстань по нормалі від точки номінального контуру до точки реальної поверхні інструмента.

Прийнято, що функція відхилень для першої групи поверхонь (циліндричні ділянки контуру $L_i(z)$) залежить лише від координат z , φ і не залежить від радіуса ρ , тобто функція відхилень:

$$U_i = U_i(z, \varphi).$$

Для другої групи поверхонь (торцеві ділянки контуру $L_j(\rho)$) – функція відхилень залежить лише від координат ρ , φ . В цьому випадку:

$$U_j = U_j(\rho, \varphi).$$

Функцію відхилень запропоновано подати у вигляді добутку функціональних рядів, складених із універсальних базисних функцій однієї змінної:

$$Z_k(z), \quad \Phi_m(\varphi), \quad R_n(\rho).$$

Аналогічно описується фактичне положення інструменту відносно деталі у фіксований момент часу. При цьому вибирається нерухома система циліндричних координат, яка має вісь z на осі обертання інструмента. Функція відхилень визначає статичні або динамічні зміни відносно положення інструменту і деталі. Для опису параметрів вибираються поверхні типу 1, які є циліндричними або криволінійними. Теплофізичні параметри інструменту визначаються функціями відхилень температури навколо середовища. Для проекцій теплового потоку функція відхилень визначає власне тепловий потік. Для теплофізичних параметрів характерними є поверхні другого типу (торцеві).

Введені функції залежать від відповідних просторових координат. Число базисних функцій вибирається в залежності від необхідної точності математичного опису параметрів. Таким чином, функція відхилень для циліндричних поверхонь визначена у вигляді добутку:

$$U_i(z, \varphi) = Z(z) \cdot \Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^M \Phi_m(\varphi) \cdot \sum_{k=0}^K Z_k(z), \quad (1)$$

де M – число складових функціонального ряду, складеного із базисних функцій $\Phi_m(\varphi)$, які залежать від полярного кута φ ; K – число членів ряду, складеного із базисних функцій $Z_k(z)$.

Для торцевих поверхонь функція відхилень має вигляд:

$$U_j(\rho, \varphi) = R(\rho) \cdot \Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^M \Phi_m(\varphi) \cdot \sum_{n=0}^N R_n(\rho), \quad (2)$$

де N – число членів ряду, складеного із базисних функцій $R_n(\rho)$.

Така форма математичного опису реалізує розділення змінних по просторовим координатам ρ, φ, z .

Базисні функції під знаком сум (1) та (2) включають в себе довільні константи, тому вони можуть бути помножені на величини, що не залежить від аргументів. Відповідно, формули (1), (2) можна об'єднати і записати у загальному вигляді:

$$U(\rho, \varphi, z) = \Phi(\varphi) \cdot Z(z) \cdot R(\rho) = \sum_{m=0}^M \Phi_m(\varphi) \cdot \sum_{k=0}^K Z_k(z) \cdot \sum_{n=0}^N R_n(\rho). \quad (3)$$

Дана залежність буде мати місце для поверхонь як першої (циліндричних), так і другої (торцевих) групи, і відповідає кожній конкретній ділянці контуру інструмента L .

Функція відхилень визначена для полярного кута $\varphi = 0 \dots 2\pi$. Значення функції для кутів $\varphi = 0$ та $\varphi = 2\pi$ співпадають, тому функція відхилень U є періодичною з періодом 2π по змінній φ . Відповідно базисні функції $\Phi_m(\varphi)$ є періодичними з періодом 2π . Для опису таких залежностей найбільш доцільно взяти складові ряду Фур'є, і базисну функцію визначити як

$$\Phi_m(\varphi) = C_{1m} \cdot \cos(m\varphi) + C_{2m} \cdot \sin(m\varphi), \quad (4)$$

де C_{1m}, C_{2m} – постійні коефіцієнти базисної функції (в загальному вигляді можуть залежати від координат z і ρ).

Коефіцієнти ряду Фур'є зв'язані зі значенням функції залежностями:

$$C_{1m} = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Phi(\varphi) \cdot \cos(m\varphi) d\varphi;$$

$$C_{2m} = \frac{1}{\pi} \int_0^{2\pi} \Phi(\varphi) \cdot \sin(m\varphi) d\varphi, \quad m = 0, 1, 2, \dots$$

Визначення коефіцієнтів ряду C_{1m} та C_{2m} для реальних поверхонь інструмента проведено за спеціальною методикою, яка враховує некоректність постановки задачі знаходження коефіцієнтів ряду Фур'є функції, визначеної неточно, та здійснює регуляризацію некоректно поставленої задачі знаходження коефіцієнтів.

Базисні функції $Z_k(z)$ в загальному вигляді не є періодичними. Вони визначають залежність функції відхилень від осьової координати в перерізі інструмента чи деталі поздовжньою площиною, що проходить через вісь інструмента. На рисунку 2 показані можливі форми перерізу поздовжнього контура деталі для поверхонь першої групи.

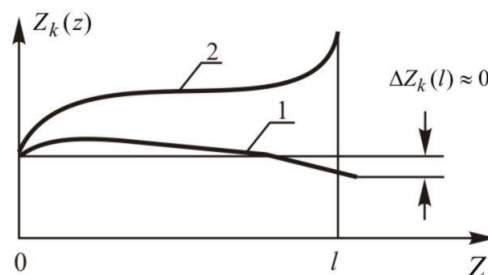


Рисунок 2 – Характерні функції відхилень, які мають місце для поздовжнього перерізу циліндричного виду:

- 1 – контур, близький до періодичної кривої, який відповідає тригонометричній базисній функції;
- 2 – контур у вигляді неперіодичної кривої з особливостями на межах (похідна залежності прямує до ∞), який доцільно описувати гіперболічною базисною функцією

Можливі два якісно відмінні випадки. Перший відповідає приблизній рівності функції опису контуру відхилення на початку і в кінці ділянки (крива 1 на рисунку 2). При цьому:

$$\Delta Z_k = Z_k(l) - Z_k(0); \quad Z_k(0) \approx Z_k(l),$$

де l – довжина ділянки.

Враховуючи приблизну рівність значень функції на початку і в кінці ділянки її можна вважати періодичною з періодом l . Для математичного опису даної залежності використано тригонометричний ряд, базисні функції якого мають вигляд:

$$Z_{k1}(z) = C_{1k} \cdot \cos\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + C_{2k} \cdot \sin\left(2\pi k \frac{z}{l}\right), \quad (5)$$

де C_{1k}, C_{2k} – постійні коефіцієнти, які в загальному вигляді залежать від φ .

Другий випадок відповідає контуру у вигляді неперіодичної функції з особливостями на межах інтервалу (крива 2 на рисунку 2). Для опису такої функції можна використовувати залежність (5), в якій період функції прийнятий рівним $2l$, а базисна функція включає тільки косинусну складову.

В деяких випадках такий опис параметра неможливий в силу особливостей процесу на межах ділянки. Наприклад, це має місце у випадку, коли похідна контуру на межі ділянки набуває достатньо великих значень. Для опису параметру при наявності таких випадків доцільно використовувати ряд, складові якого є сумою гіперболічних функцій.

Базисні функції при цьому мають вигляд:

$$Z_{k2}(z) = C_{3k} \cdot ch(kqz) + C_{4k} \cdot sh(kqz),$$

де q – параметр, що залежить від форми твірної лінії даної ділянки.

Для поверхонь інструменту, віднесених до другої групи (торцевих) математичну складову $R(\rho)$ функції відхилення для даних поверхонь запропоновано описувати рядом Фур'є–Бесселя.

Базисні функції при цьому визначаються залежністю:

$$R_n(\rho) = a_n \cdot J_0(\rho_n \cdot \rho), \quad (6)$$

де a_n – постійні коефіцієнти ряду (в загальному випадку коефіцієнти залежать від полярного кута φ); ρ_n – послідовні корені функції Бесселя першого роду нульового порядку:

$$J_0(x) = 0.$$

Коефіцієнти ряду Фур'є–Бесселя для відносних значень радіуса в інтервалі $\rho = [0; 1]$ зв'язані із значенням функції наступними залежностями:

$$a_n = \frac{2}{[J_1(\rho_n)]^2} \int_0^1 \rho \cdot R(\rho) \cdot J_0(\rho_n \rho) d\rho,$$

де J_1 – функція Бесселя першого роду першого порядку.

В загальному вигляді функція відхилення параметрів визначається залежністю (3). Підставивши в неї значення базисних функцій (4), (5), (6), одержимо формулу, яка описує розподіл параметра по всіх ділянках контуру:

$$U(\rho, \varphi, z) = \left[\sum_{m=0}^M C_{1m} \cdot \cos(k\varphi) + C_{2m} \cdot \sin(k\varphi) \right] \cdot \left[\sum_{k=0}^K C_{1k} \cdot \cos\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + \right. \\ \left. + C_{2k} \cdot \sin\left(2\pi k \frac{z}{l}\right) + C_{3k} \cdot ch(kqz) + C_{4k} \cdot sh(kqz) \right] \cdot \left[\sum_{n=0}^N a_n \cdot J_0(\rho_n, \rho) \right]. \quad (7)$$

В формулі (7) перша сума в правій частині описує зміну параметра в залежності від полярного кута φ . Зміна функції відхилення в залежності від полярного кута φ визначає форму циліндричних поверхонь інструмента, зокрема їх ексцентричність, овальність, огранку. Відповідно дана залежність описує зміну товщини шару металу між інструментом і деталлю.

На рисунку 3 наведені типові форми інструмента в перерізі циліндричної поверхні, які відповідають базисним функціям виду (4).

В залежності від номера базисної функції вона описує відповідну особливість реального контуру інструмента.

Базисна функція з номером $m = 0$ відповідає колу з центром на осі інструмента. Функція з номером $m = 1$ при значеннях констант C_{1m}, C_{2m} , набагато менших за діаметр інструмента, відповідає колу, центр якого зміщено відносно осі інструмента. Базисна функція при $m = 2$ (рисунк 3, а) описує овальність перерізу, а базисні функції з $m = 3, 4, 5, 6, \dots$ описують огранку поверхні інструмента відповідно по 3, 4, 5 та більше гранях (рисунк 3, б, в).

Загалом сума базисних функцій дозволяє описати довільний контур інструмента. Як приклад, на рисунку 4 наведено контур інструмента у вигляді гладкої замкненої лінії. Вона описана за допомогою базисних функцій виду (4).

Наведені на рисунках 3, 4 форми контуру інструмента, якщо їх розглянути не в полярній, а в декартовій системі координат, відповідають математичному опису перерізу інструмента поздовжньою площиною за допомогою базисних функцій, що відповідають формулі (5). Такими функціями можна описати зміщення контура ($k = 0$), поздовжню синусоїду на поверхні інструмента ($k = 1$), а також хвилястість поверхні із різним числом хвиль ($k = 2, 3, \dots$).

За допомогою базисних функцій гіперболічного виду описуються поздовжні перерізи інструмента спеціального виду.

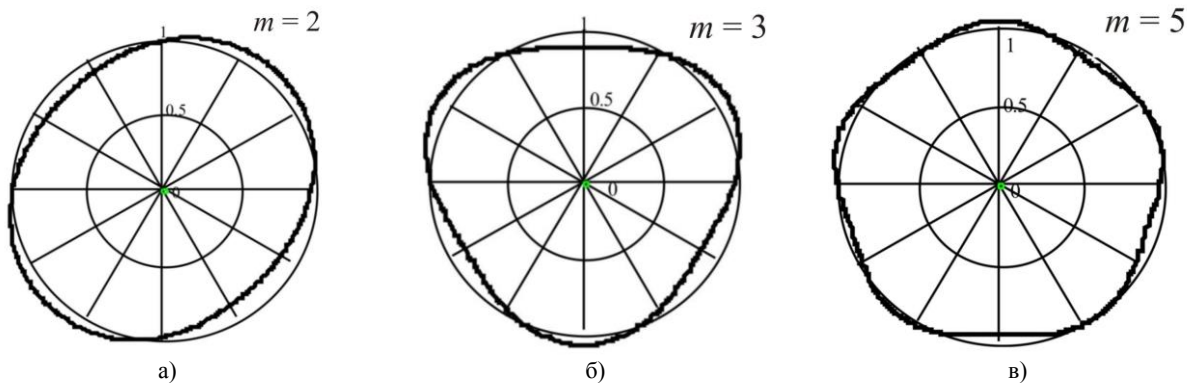


Рисунок 3 – Форми перерізу циліндричної ділянки інструмента, що відповідають базисним функціям виду $\Phi_m(\varphi) = C_{1m} \cdot \cos(m\varphi) + C_{2m} \cdot \sin(m\varphi)$

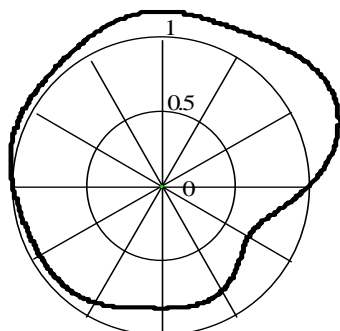


Рисунок 4 – Довільний контур циліндричної поверхні інструмента, який відповідає обмеженій сумі базисних функцій виду (4)

Торцеві поверхні інструмента описуються базисними функціями, вигляд яких відповідає формулі (6). На рисунку 5 наведено розрахункові перерізи опукло-ввігнутих і хвилястих торцевих поверхонь інструмента, які описані за допомогою ряду Фур'є-Бесселя.

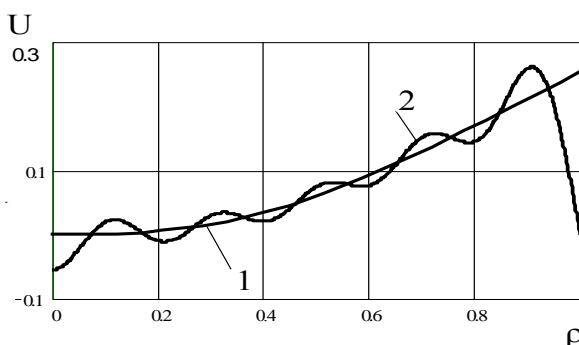


Рисунок 5 – Форма опукло-ввігнутих (1) і хвилястих (2) торцевих поверхонь інструмента, описаних рядом Фур'є-Бесселя

На межах інтервалу зміни радіуса (точка $\rho = 1$ кривої 2 на рисунку 5) можливі характерні короткоперіодичні осциляції розрахункового параметра, які аналогічні явищу Гібса для ряду Фур'є.

Застосування базисних функцій, що відповідають формулі (6), дозволяє описати функцію відхилень торцевих поверхонь різного виду. На рисунку 6 наведені розрахункові перерізи тороподібних торцевих поверхонь, зокрема на рисунку 6, а – переріз, близький до синусоїди, а на рисунку 6, б – переріз, в якому наявні зміни кривизни значення функції відхилень.

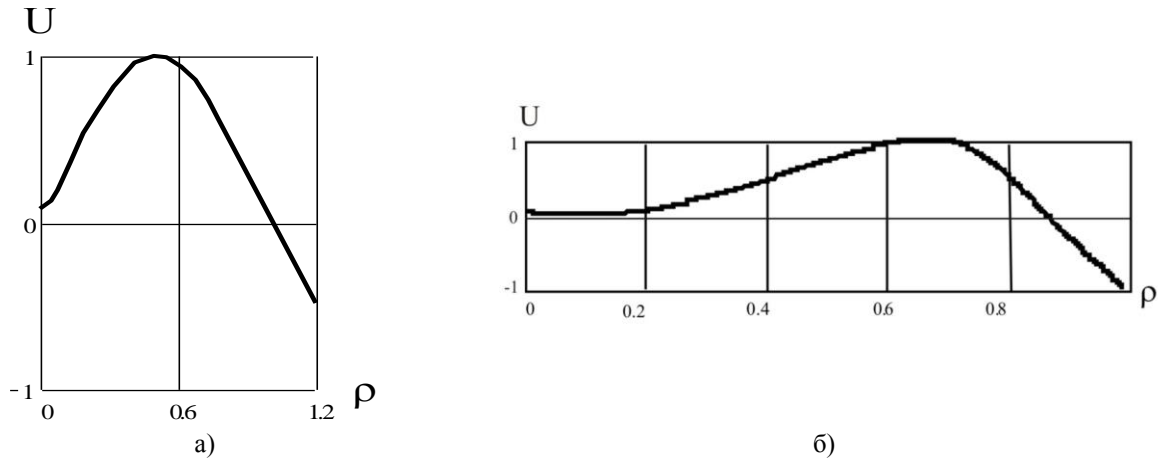


Рисунок 6 – Тороподібні перерізи торцевих поверхонь інструмента, описані базисними функціями виду $R_n(\rho) = a_n \cdot J_0(\rho_n \cdot \rho)$: а – поверхня, близька до синусоїди; б – поверхні зі зміною кривизни по радіусу (поверхня з осциляцією функції відхилень)

Запропонована методика допускає узагальнення математичного опису на випадок врахування мікрогеометрії поверхні інструмента і деталі. При цьому функціональні ряди продовжуються у високочастотну область, де вони трансформуються в канонічний розклад випадкового процесу, що описує закономірності мікрогеометрії поверхні інструмента або деталі.

Як приклад розглянемо функціональний ряд, який описує функцію відхилень в тангенціальному напрямку при наявності випадкового процесу, що відповідає мікрогеометрії поверхні інструмента. В загальному вигляді функціональний ряд записується в формі:

$$\Phi(\varphi) = \sum_{m=0}^M \Phi_m(\varphi) + \sum_{m=M_1}^{M_2} \Phi_m^*(\varphi), \quad (8)$$

де перша сума в правій частині відповідає детермінованим відхиленням контуру, а друга сума представляє собою канонічний розклад високочастотного випадкового процесу, що відповідає мікрогеометрії поверхні інструмента.

Координатні функції канонічного розкладу (8) вибрані у вигляді синусної та косинусної функцій, тому базисна функція для опису випадкового мікрорельєфу поверхні має вигляд:

$$\Phi_m^*(\varphi) = u_m^* \cos(m\varphi) + v_m^* \sin(m\varphi),$$

де u_m^* , v_m^* – випадкові величини з певним законом розподілу ймовірності.

Дані випадкові величини при розрахунках контуру інструмента визначаються за результатами вимірів або задаються генераторами випадкових чисел з рівномірним чи нормальним законами розподілу. Канонічний розклад застосовується для високочастотних процесів ($M_1 \gg M$ у формулі (8)). Звичайно число складових канонічного розкладу приймається достатнім для опису всього спектра випадкових відхилень ($M_2 - M_1 \gg M$).

Висновки. Запропонований математичний опис функції відхилень реальної форми інструмента від її номінальних значень дозволяє визначити детерміновані та випадкові похибки його форми. Цей метод доцільно використати для аналізу мікро- і макрогеометрії інструменту, зокрема для визначення показників опуклості, ввігнутості, бочкоподібності, конусності, неплоскості, а також взаємного розташування поверхонь (биття, неперпендикулярності тощо). Застосування запропонованого методу дозволяє підвищити якість оцінки точності інструмента.

Математичний опис мікро- та макрогеометрії інструмента можна легко узагальнити на опис будь-якого параметра, який визначено на поверхні або в об'ємі інструмента. Такими параметрами можуть бути твердість, залишкові напруження, параметри шорсткості поверхні, наприклад, середньоарифметична величина мікронерівностей R_a та інші.

Бібліографічний список використаної літератури

1. Зарубицький С.У. Розробка й дослідження процесу ефективності термофрикційної обробки матеріалів / С.У. Зарубицький. — Київ: ВИПОЛ, 1993. — 76 с.
2. Зарубицький Е.У. Исследование конструкций режущих дисков при термофрикционной обработке плоскостей / Е.У. Зарубицький, Н.И. Покинтелица // Высокие технологии в машиностроении. — Харьков: ХГПУ, 1998. — С. 121–122.
3. Струтинський В.Б. Комплексні методи механічної обробки деталей, що реалізують особливості динаміки технологічної системи верстата / В.Б. Струтинський, М.І. Покинтелица // Вестник НТУУ «КПІ». Сер.: Машиностроение: сб. науч. тр. — Киев: НТУУ «КПІ», 2012. — Вып. 64. — С. 35 – 42.
4. Струтинський В.Б. Динамічні процеси в металорізальних верстатах / В.Б. Струтинський, В.М. Дрозденко. — Київ.: Основа-Принт, 2010. — 440 с.

Надійшла до редакції 20.03.2013 р.

Покинтелица Н.И., Струтинский В.Б. Описание геометрических и теплофизических параметров инструмента для термофрикционной обработки с помощью функциональных рядов

Приведено математическое описание геометрических и теплофизических параметров инструмента для термофрикционной обработки с помощью функциональных рядов. Получены функции отклонений реальной формы инструмента от номинальных показателей, позволяющие определить детерминированные и случайные погрешности его геометрических параметров.

Ключевые слова: термофрикционная обработка, режущий диск, функция отклонений, контур, поверхность, функциональный ряд, тепловой поток, базисная функция, период, спектр.

Pokintelitsa N.I., Strutinskiy V.B. Description of geometrical and thermal parameters of the tool for thermofrictional treatment with functional series

The mathematical descriptions of geometrical and thermal parameters of the tool for thermofrictional treatment with functional series are given. The functions of the real shape of the tool deviations from the nominal parameters, allowing to define deterministic and random error of its geometrical parameters are obtained.

Keywords: thermofrictional treatment, cutting disc, function abnormalities, contour, surface, functional range, heat flow, basis function, period, range.

УДК 621.923

Д. В. Ревенко, ст. преподаватель

Севастопольский национальный технический университет,

ул. Гоголя 14, г. Севастополь, Украина, 99053

dim.revenko@yandex.ru

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ДЕТАЛЕЙ С НАПЛАВКАМИ ИЗ СОРМАЙТОВ ПОСЛЕ АЛМАЗНО – ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Рассматривается методика исследования износостойкости наплавленных покрытий из сормайтот и определение оптимальных параметров качества поверхностного слоя, соответствующих условиям эксплуатации деталей.

Ключевые слова: обработка, шлифование, износ, качество поверхностного слоя.

Для увеличения срока службы деталей машин, работающих в условиях внешнего трения, необходимо до минимума сокращать величину износа в период приработки и максимально увеличивать продолжительность установившегося износа. Интенсивность и длительность периода приработки при постоянных условиях эксплуатации определяется в основном качеством поверхностного слоя контактирующих деталей [1]. Процесс приработки тесно связан с процессом установившегося износа. От условий, в которых происходит приработка, и от результатов приработки зависят развитие износа в период установившегося износа и время наступления аварийного износа. При улучшении процесса начального износа и сокращении времени приработки возрастает продолжительность установившегося износа при меньшей интенсивности изнашивания.

Вопросы влияния метода обработки на качество поверхностного слоя наплавленных покрытий в технической литературе раскрыты очень слабо. Из методов алмазной обработки можно отметить лишь результаты исследований качества поверхности хромоникелевого наплавленного покрытия ПЛАН –111 после алмазного шлифования, приведенные в работе. Исследований влияния алмазно-искрового шлифования на качество поверхности наплавленных покрытий, в том числе и теплостойких, не проводилось.

Таким образом, в области обработки наплавленных износостойких покрытий имеются еще значительные резервы для более полного использования потенциальных возможностей сверхтвердых материалов и с точки зрения технологического обеспечения качества поверхности и эксплуатационных свойств.

Изнашивание материалов зависит от многих факторов - величины и характера нагрузки, твердости и прочности абразивов, свойств металлов, контактирующих с агрессивной средой. Поэтому воспользоваться результатами известных исследований общего характера для анализа каждого конкретного случая эксплуатации деталей весьма затруднительно.

Целью данной статьи является экспериментальное определение рациональных режимов обработки наплавов для повышения износостойкости изделий.

Качество поверхности может быть улучшено с точки зрения минимального эрозионного воздействия не только при уменьшении энергии импульсов, но и за счет целенаправленного выбора механических режимов шлифования на этапе окончательной обработки. При этом можно обеспечить повышение качества поверхности при неизменной эрозионной правке круга, т.е. уменьшить интенсивность электроэрозионного воздействия на обрабатываемую деталь при постоянстве теплового потока на связку круга при неизменной скорости вращения круга.

Как отмечалось, влияние искровых разрядов при алмазно – искровом шлифовании проявляется не только самостоятельно, но и через изменение условий работы алмазных зерен [2]. Поэтому крайне сложно проследить изменение именно эрозионного воздействия на качество поверхности, особенно при постоянной частоте и энергии импульсов, так как при изменении механических режимов обработки будут меняться условия работы алмазных зерен и вклад микрорезания в изменение состояния поверхностного слоя. Кроме того, электроискровые разряды воздействуют локально и дискретно как по поверхности, так и по глубине на микрометрическом уровне.

Одним из путей достижения минимальных сроков приработки и минимальных величин износа прирабатываемых поверхностей является технологическое обеспечение оптимальных параметров качества поверхностного слоя, определяемых условиями эксплуатации. В связи с этим представляется чрезвычайно важным знать влияние характеристик качества поверхности на износ покрытий, применительно к условиям их эксплуатации.

Наплавленные покрытия сормайтами исследуемого класса находят наибольшее применение для деталей машин, работающих в условиях агрессивной среды, повышенных нагрузок и высоких температур.

Общепринятого метода испытания материалов изнашиванию при повышенных температурах не существует. Для испытания наплавленного металла изнашиванию при трении использовалась установка, позволяющая определять износостойкость образцов в широком диапазоне режимов, в условиях одновременного воздействия трения и высокой температуры.

Принципиальная схема установки для испытаний на износ показана на рисунке 1.

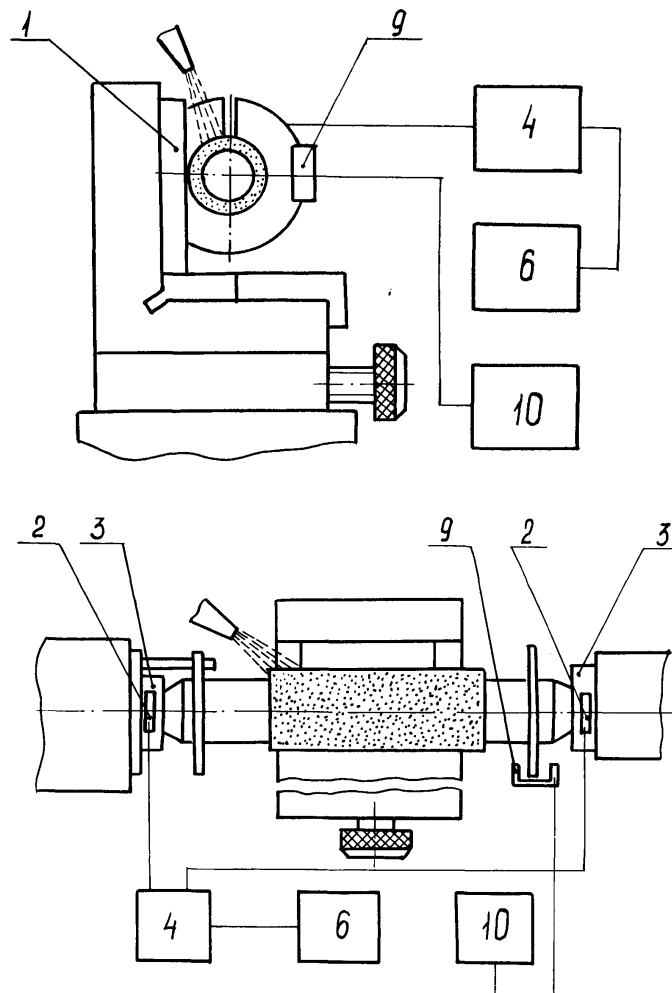


Рисунок 1 – Принципиальная схема установки для испытаний на износ

Вращение от двигателя постоянного тока, управляемого преобразователем ПМЦ-3-1, через редуктор и трехкулачковый патрон передается шлицевой оправке 1 с закрепленным на ней исследуемым образцом 2. Контртело 3 укрепляется в плавающих зажимных тисках 4. При помощи вращающегося эксцентричного кулачка 5 зажимные тиски 4 совершают постоянное возвратно-поступательное движение в вертикальной плоскости. Возвратно-поступательное движение контртела обеспечивает условие сохранения постоянства удельных давлений в месте контакта исследуемый образец - контртело.

В качестве источника нагрева испытываемого образца использовалось пламя газовой горелки. Для определения температуры нагрева в зоне контакта применялись искусственные хромель-алюмелевые термопары с диаметром термоэлектродов 0,1мм, которые подключались к потенциометру. В контрольный образец - контртело помещались три термопары на расстоянии от трущейся поверхности 0,5; 1,0 и 1,5 мм. Температуру на поверхности образца определяли экстраполированием кривой $t(x)$ на ось ординат ($x=0$).

Температура в зоне контакта поддерживалась постоянной за счет строго определенного расхода природного газа и кислорода, и периодически контролировалась в процессе испытаний пирометром.

Определение износа осуществлялось весовым методом с точностью до 0,1мг на электронных весах. Изнашивание исследуемых образцов производилось в условиях сухого трения.

В наших исследованиях рассматриваются только особенности влияния качества поверхностного слоя на износостойкость наплавов, поэтому условия эксплуатации не изменялись. Температура в зоне

контакта - 600°C, нагрузка - 20 МПа, скорость вращения испытываемого образца - 20м/мин, скорость скольжения контртела - 1,8м/мин. Материал контртела - сталь 45.

В процессе приработки происходит комплекс переходных процессов, определяющих перестройку исходной структуры поверхностных слоев в устойчивую форму, термодинамически наиболее выгодную для данных условий нагрузки. В условиях сухого трения, особенно при повышенных температурах, вторичные структуры представляют собой различные окисные пленки. Высокие температуры являются фактором активирования поверхностного слоя, увеличения интенсивности диффузионных и окислительных процессов.

Особенности протекания процессов образования вторичных структур во время приработки определяются как условиями эксплуатации, так и исходными характеристиками качества поверхностного слоя.

В связи с этим представляет интерес анализ изменения элементного состава тонкого поверхностного слоя материала в процессе приработки.

Анализ элементного состава поверхности наплавки 3Х2В8 проводился методом электронной спектроскопии. Основное преимущество метода состоит в малой глубине выхода Оже - электронов. Глубина анализируемого слоя около 1нм (для рентгеноспектрального микроанализа это значение на два-три порядка больше). Чистка поверхности образцов осуществлялась пучком ионов аргона Ar^+ в течение 30мин. Вакуум в камере перед измерением составлял 10^{-6} Па.

После трения тонкий поверхностный слой содержит в основном железо, кислород и углерод. При окислении сплавов состав окисных пленок и содержание элементов в пленке определяется различным сродством металлов к кислороду и скоростью диффузии. В рассматриваемом случае в процессе износа реализуется схема окисления с селективным образованием на поверхности окислов основного элемента сплава.

Контроль фактического химического состава и твердости производили после наплавки, так как по химическому составу слой наплавленного металла отличается от материала, используемого для наплавки и зависит от метода и режимов наплавки, способа легирования и других факторов.

Средний химический состав и твердость обрабатываемых наплавленных покрытий, приведены в таблице 1.

Таблица 1 – Химический состав и твердость обрабатываемых материалов

Наплавляемая порошковая проволока	Содержание элементов в наплавленном металле, %							HRC
		Si	Mn	Cr	W	Mo	V	
ППЗХ2В8	0,31	0,8	0,65	2,55	8,4	0,08	0,45	45 - 50
ПП25Х5ФМС	0,25	1,0	0,6	5,3	-	1,25	0,4	41 - 46

Как видно из таблицы 2, содержание кислорода в процессе перехода к установившемуся режиму увеличивается, а железа уменьшается, т.е. происходит процесс стабилизации химического состава вторичных структур - окисных пленок. Исходные свойства поверхностного слоя (упрочнение, градиент механических свойств, шероховатость, однородность структуры) будут определять интенсивность износа в период приработки как при контакте ювенильных поверхностей, так и в процессе образования и удаления окисных пленок, являясь факторами процессов активации и пассивации поверхностного слоя в процессе приработки.

Таблица 2 - Содержание элементов на поверхности образцов до и после износа

Условия формирования поверхностного слоя	Содержание элементов, %		
	W	Fe	O
после шлифования	3	59	9
после трения ($\tau=30$ мин)	-	42	19
после трения ($\tau=60$ мин)	-	31	35

Для оценки влияния метода шлифования на износостойкость наплавки был проведен эксперимент с дисперсионным анализом результатов. Исследовалось влияние алмазного шлифования ($U_m = 0$),

абразивного (кругом 24A16НСМ27К6) и алмазно-искрового при $U_m = 30, 35$ и $40В$. Механические режимы обработки: $V_d=45м/мин$, $V_{кр} = 25м/с$, $S_{п}= 0,006$ мм/дв.ход, $S_{пр}= 1,0м/мин$.

Указанные виды обработки отличаются прежде всего физико-механическими характеристиками качества поверхности и степенью неоднородности структуры. С целью уменьшения возможного влияния на износостойкость различной шероховатости поверхности при абразивном и алмазно-искровом шлифовании ($U_m = 35$ и $40В$) для двух последних проходов $S_{п}$ (как наименее влияющая на изменение интенсивности электроэрозионного воздействия) уменьшалась до $0,004мм/дв.ход$. Различия в значениях шероховатости составляли при этом по Ra не более $0,07мкм$.

Время испытаний для наплавки 3Х2В8 - 60мин, для наплавки 25Х5ФМС - 90мин.

Средние значения результатов испытаний приведены на рисунке 2.

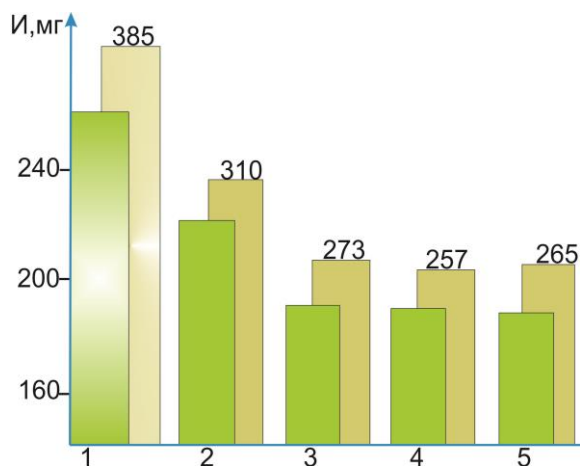


Рисунок 2 – Влияние метода обработки на износ наплавки в период приработки:

1 – абразивное шлифование; 2,3,4 – алмазно-искровое шлифование (U_m соответственно 40, 35, 30В); 5 – алмазное шлифование ($U_m = 0$) – для наплавки 3Х2В8, – для наплавки 25Х5ФМС

Сравнение по критерию Фишера оценок дисперсии, вызванной изменчивостью фактора (вид обработки) и дисперсии воспроизводимости, обусловленной случайными факторами, свидетельствует о значимости влияния вида шлифования на изменение износостойкости наплавки. Сравнение выборочных средних по критерию Дункана показывает, что влияние условий алмазного и алмазно-искрового шлифования при $U_m = 30-35В$ на износ наплавки одинаково. С дальнейшим повышением напряжения износ резко возрастает.

Износ наплавки 3Х2В8 в период приработки при абразивном шлифовании на 39-36% выше, чем при алмазно-искровом шлифовании с напряжением 30-35В. Для наплавки 25Х5ФМС (рисунок 2) эта разность еще значительней и составляет 50-44%. При этом уменьшается не только износ, но и приблизительно на 40% сокращается период приработки (рисунок 3).

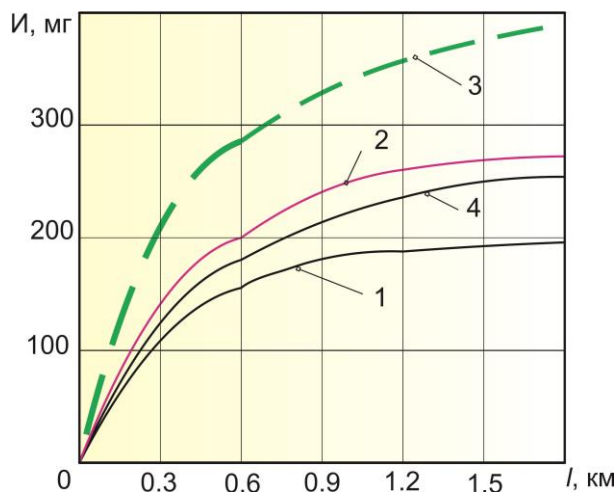


Рисунок 3 – Зависимость износа образцов с наплавкой 3Х2В8 (1,2) и 25Х5ФМС (3,4) от пути трения. 1,4 – алмазно-искровое шлифование ($U_m = 30В$); 2,3 – абразивное шлифование

Выводы.

1. При алмазно – искровом шлифовании с амплитудным напряжением 30–35В износ наплавов незначимо отличается от износа после алмазного шлифования. С дальнейшим повышением напряжения износ наплавов резко возрастает.

2. Алмазно – искровое шлифование позволяет сократить период приработки на 40% при уменьшении износа на 30–50% по сравнению с абразивной обработкой кругами из электрокорунда.

Библиографический список использованной литературы

1. Королев А.В. Теоретико – вероятностные основы абразивной обработки. Часть 2. Взаимодействие инструмента и заготовки при абразивной обработке / А.В. Королев, Ю.К. Новосёлов — Изд-во Саратов. ун-та, 1989. — 160 с.;

2. Королев А.В. Теоретико – вероятностные основы абразивной обработки. Часть 1. Состояние рабочей поверхности инструмента / А.В. Королев, Ю.К. Новосёлов. — Изд-во Саратов. ун-та, 1987. — 160 с.

Поступила в редакцию 28.03.13 г.

Д.В.Ревенко. Дослідження зносостійкості деталей з наплавленням з сормайтів після алмазно-іскрового шліфування

Розглядається методика дослідження зносостійкості наплавлених покриттів з сормайтів і визначення оптимальних параметрів якості поверхневого шару, відповідних умов експлуатації деталей.

Ключові слова: обробка, шліфування, знос, якість поверхневого шару.

D.V. Revenko. Study on durability of parts with sormait surfacing after diamond - spark grinding

The technique study of the wear resistance of coatings deposited sormaits and determination of optimal parameters as the surface layer, the right conditions of part maintenance is observed.

Keywords: machining, grinding, demolition, the quality of the surface layer.

УДК 621.10.355

О.Ф. Саленко, професор, д-р, техн. наук,

О.В. Фомовська, доцент, канд. техн. наук,

В.Т. Щетинін, доцент, канд. техн. наук,

*Кременчуцький національний університет ім. М. Остроградського,
вул. Першотравнева, 20, м. Кременчук, Україна, 39600*

ПРО ВИКОРИСТАННЯ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ОРІЄНТОВАНОГО ПІДХОДУ ДО УДОСКОНАЛЕННЯ ПРОЦЕСІВ ОБРОБКИ ВИРОБІВ ІЗ КОМПОЗИЦІЙНИХ МАТЕРІАЛІВ

У статті розглянуті питання проектування технологічних процесів з використання функціонально орієнтованого походу. Показано, що розподіл функцій на корисні, некорисні та шкідливі дозволяє виявити раціональну послідовність технологічних переходів, а також забезпечити мінімізацію шкідливих функцій. Формування графа забезпечення функцій матеріальними носіями - переходами і етапами технологічного процесу - дає можливість виявити функції об'єкта через властивості створюваних елементів виробу. Наведені результати розвивають уявлення про особливості створення функціонально орієнтованих технологій у загальному машинобудуванні.

Теоретичні узагальнення доповнені прикладом використання підходу при удосконаленні технології гідроабразивної прошивки отворів малого діаметра в стільникових виробах з композиційних матеріалів.

Ключові слова: Функціонально орієнтований підхід, процеси обробки, матеріальні носії, корисні та шкідливі функції.

Вступ. Функціональний підхід до процесу розробки і створення нових машин, предметів та складних технічних систем вивчався багатьма дослідниками, однак найбільш систематизованими є роботи Є.І.Голібардова, зокрема, [1]. Автор зазначає, що будь-який матеріальний об'єкт являє собою певну сукупність (матрицю) функцій, серед яких можна виявити функції корисні, шкідливі та нейтральні. Тоді загальна класифікація функцій відповідатиме рисунку 1. При цьому функціональний підхід, на відміну від підходу предметного, виходить із того, що створюваний виріб повинен реалізовувати ряд функцій, які можуть забезпечуватися окремими матеріальними носіями, що є найбільш дешевими або робота з якими є найменш затратною.

Цей підхід може бути поширеним і на обробні технології, що дозволяє оптимізувати процес виготовлення деталей та максимально наблизити властивості готового виробу до потреб пристрою або вузла в цілому, що відкриває значні перспективи використання даного методу в сучасному машинобудуванні. У витоків фундаментальних досліджень цих та інших питань технології машинобудування знаходилися Б.М.Арпентьєв, Б.М.Базров, А.П.Гавриш, Е.У.Зарубицький, Н.І.Зинов'єв, А.С.Зенкин, С.А.Картавов, В.С.Коваленко, І.В.Крагельський, В.А.Кудінов, Ю.М.Кузнецов, А.М.Маталін, О.Я.Мовшович, В.С.Мухін, Ю.К.Новосолов, В.А.Остаф'єв, Ю.М.Пентраков, Б.А.Перепелиця, В.Є.Пуш, Н.С.Равська, С.С.Сілін, В.М.Смелянський, В.Б.Стругинский, Ю.М.Соломенцев, А.М.Суслев, Н.С.Тернюк, В.А.Тімірязєв, Ю.В.Тимофєєв, О.В.Якімов, П.І.Ящерицин та ін.. Однак найбільш систематизовані відомості стосовно обробних технологій подано в роботах О.М.Махайлова [2] та О.Г.Суслєва [3].

Кожна функція присутня в об'єкті в тому чи іншому вигляді, однак для споживача важливими є виключно функції корисні, а не шкідливі, з якими слід боротися. При цьому шкідливі функції можуть бути ослаблені або повністю усунені додатковими технологічними переходами або відповідних підбором відповідних матеріальних носіїв які з мінімальними затратами забезпечують потрібне виконання корисних функцій і зменшують, або в ідеальному випадку, унеможливають появу функцій шкідливих та нейтральних.

Незважаючи на значні теоретичні напрацювання з даного питання, підбор раціональних матеріальних носіїв здійснюється в основному ітераційним способом, тобто перебором можливої сукупності матеріальних носіїв та визначенням найбільш прийнятної комбінації.

Однак, як було зазначено, перспективним може бути і такий технологічний процес, на переходах якого одночасно із формуванням функцій корисних відбувається ослаблення або ліквідація функцій шкідливих і, за можливості, усунення функцій нейтральних.

Таким чином, мета дослідження – створення методологічної основи для розробки технологічних процесів на основі функціонально орієнтованого підходу до забезпечення властивостей оброблюваного виробу.

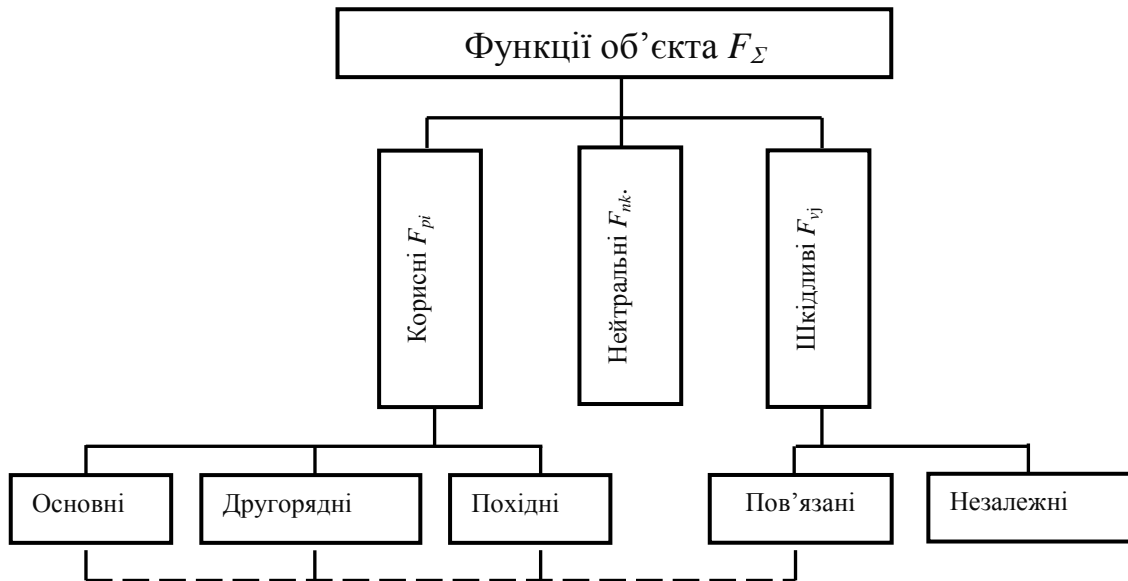


Рисунок 1– Класифікація функцій об'єкта.

Матеріал і результати досліджень. Виходячи з того, що для кожного виробу можемо виокремити три етапи (рівня) його існування, закладення матеріальних носіїв функцій відбуватиметься так (рисунку 2).

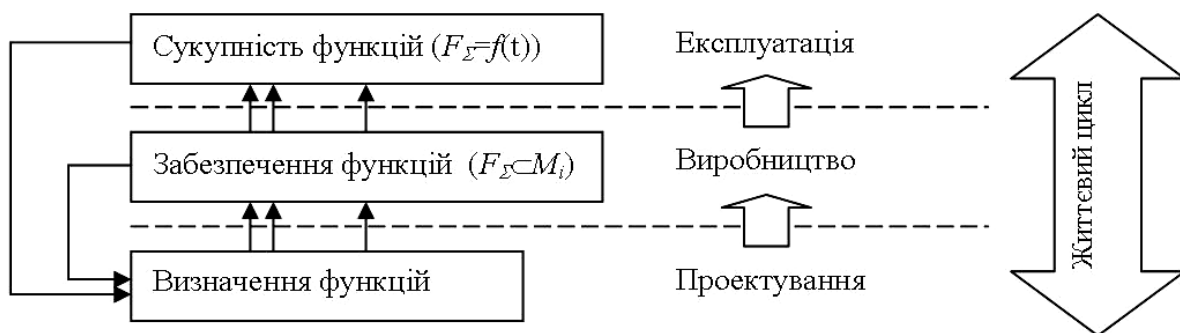


Рисунок 2 – Рівні існування виробів.

На етапі створення аналізується сукупність функцій, що має реалізувати виріб, визначається головна функція, сполучені з нею корисні, нейтральні та шкідливі функції (якщо вони чітко прослідковуються), а також відбувається попереднє встановлення матеріальних носіїв функцій та сполучення їх між собою. При цьому можливе виникнення нових ефектів (тобто поява нових функцій), що мають позитивний або негативний характер. Використання морфологічного аналізу або інших методів аналізу сукупності властивостей складних об'єктів дозволяє виявити можливі раціональні комбінації матеріальних носіїв, а також способи технологічного впливу на матеріальні потоки під час виготовлення виробу.

На другому етапі – етапі виробництва – відбувається реалізація закладених технологічних процесів, направлених на матеріалізацію потрібних функцій готового виробу. При цьому матеріальний потік трансформується, перетворюється та набуває вигляду готового виробу. Матеріальні носії функцій розглядаються тепер не як окремі детерміновані ланки, а як певні елементи, властивості яких обумовлюють процесами їх отримання. Це дозволяє розглядати матеріальний носій не тільки за фізичною сутністю (наприклад, сталь володіє певними фізико-механічними характеристиками, зокрема, $HRc\ 32-36$, $\sigma_b=2200$ МПа тощо), а і за способом певної дії над ними (за сутністю обробних процесів – для досягнення потрібної твердості або межі міцності сталь необхідно піддати термообробці).

Останній етап – це власне етап експлуатації готового виробу. Він виявляє свої корисні функції (головні та другорядні), нейтральні та шкідливі; однак в процесі роботи рівні його функцій змінюються. Пошкодження виробу настає тоді, коли корисні функції вже не проявляються на рівні, обумовленому технічними або технологічними вимогами; або навпаки, шкідливі функції, не подолані під час проектування та виробництва, починають набувати характеру превалюючі, що також веде до виходу виробу із ладу.

Можна зазначити, що параметрична відмова виробу проявлятиметься як зниження рівня корисних функцій (що призведе до втрати виробом параметрів міцності, геометричної точності тощо), функціональна – як раптова подія, що призвела до зміни сукупності функцій, закладених при проектуванні та виготовленні.

Аналіз типових виробів машинобудування із позицій функціонального підходу доводить, що практично завжди формування конкретної корисної споживчої функції F_p буде пов'язане із появою нейтральних F_n та шкідливих F_v функцій. Тож ідеальним з точки зору експлуатації є виріб, що несе тільки корисні у певних конкретних умовах функції. Отже, можна записати умову ідеального виробу:

$$F_p = F_{pz}, F_n \rightarrow \min, F_v = 0 \tag{1}$$

де F_{pz} – задані корисні властивості виробу.

Тоді споживчі властивості виробу (його фізико-механічні характеристики, геометричні параметри тощо) визначатимуться так:

$$P = \sum_{i=1}^l F_{pi} + \sum_{j=1}^m F_{nj} + \sum_{k=1}^p F_{vk} \tag{2}$$

Тож маємо обмеження (1) та оптимізаційне рівняння (2), яке дозволяє виконати пошук найбільш раціональних матеріальних носіїв та методів їх отримання.

Повернемося до тези, що будь-які корисні функції завжди сполучаються із функціями нейтральними або шкідливими. Наприклад, корисна функція лампочки розжарювання – випромінювати світло, однак негатив – частина енергії витрачається на тепло. Тоді можна припустити, що між цими функціями існує певний функціональний зв'язок. Так, для попереднього прикладу, збільшення яскравості свічення веде до пропорційного зростання теплового потоку; збільшення запасу міцності виробу з певного матеріалу неодмінно веде до зростання його маси. Тоді:

$$F_v = pF_p, F_n = qF_p \tag{3}$$

Нехай кожен функцію формує технологічний процес W . Наявність функціонального зв'язку за (3) дає змогу записати вираз (2) у наступному вигляді:

$$P = \sum_{i=1}^l W_p F_{pi} + \sum_{j=1}^m W_n q F_{pj} + \sum_{k=1}^p W_v p F_{pk} \tag{4}$$

Зважаючи на те, що технологічний процес отримання виробу априорі не може бути направлений на надання йому шкідливих властивостей, мінімізація зайвих властивостей, перед усім, вилучення шкідливих за умовою (1), дає змогу записати вираз, що відображає наближення реального виробу до ідеального через сукупність його властивостей:

$$P = \sum_{i=1}^l W_p F_{pi} + \sum_{j=1}^m \overline{W}_p q F_{pj} + \sum_{k=1}^p \overline{W}_p p F_{pk} \tag{5}$$

При виконанні певних перетворень матимемо вираз:

$$P = \sum_{i=1}^l F_{pi} (W_p + \overline{W}_p q + \overline{W}_p p) \tag{6}$$

Наближення виробу із сукупністю властивостей (6) до ідеального передбачає перетворення складових $\overline{W}_p q$ та $\overline{W}_p p$ у нуль, що можливо за умови відсутності функціонального зв'язку між корисними та шкідливими властивостями або за умови, що процес створення функції з обраним матеріальним носієм одночасно є інверсним до створення шкідливої функції.

Наявність та взаємозв'язок між окремими елементами технологічного процесу дозволяє записати вираз (6) у наступному вигляді

$$P = \sum_{i=1}^l F_{pi} (W_p + \overline{W}_p q + \overline{W}_p p + \overline{W}_p (p + q)) \tag{7}$$

за умови, що $\overline{b_{ni}} W_{pi} q = 0$. Тут b_{ki} – відповідні вагові коефіцієнти кожної з корисних функцій; b_{vi} – вагові коефіцієнти кожної зі шкідливих функцій (від'ємна складова); b_{ri} – вагові коефіцієнти взаємодії незалежних переходів, що виявляють резерви у зміні вихідних властивостей готового виробу.

Для з'ясування дії окремих переходів на формування функцій виробу розглянемо процес його обробки. При цьому вважатимемо, що для виробів із композиційних матеріалів матеріальні носії функцій – можуть бути змінені не тільки шляхом вибору матеріалу, а і використанням певної структури та прийомів отримання матеріалу.

Технологічний процес являє собою сукупність операцій та переходів, направлених на зміну розмірів, стану або параметрів оброблюваних поверхонь. Тоді, якщо технологічний процес обробки деталі складається з кількох операцій Q_i , кожна з яких реалізується на окремих переходах P_{ij} , послідовне виконання переходів приведе до формування на заготовці ряду поверхонь E_j (рисунок 3) та набуття нею кінцевого вигляду, вираженого через кількісні та якісні ознаки функцій. При цьому реалізація окремих переходів P_{ij} веде до появи як корисних, так і нейтральних та шкідливих функцій, створюваних обробленими елементами як матеріальними носіями (рисунок 3,б).

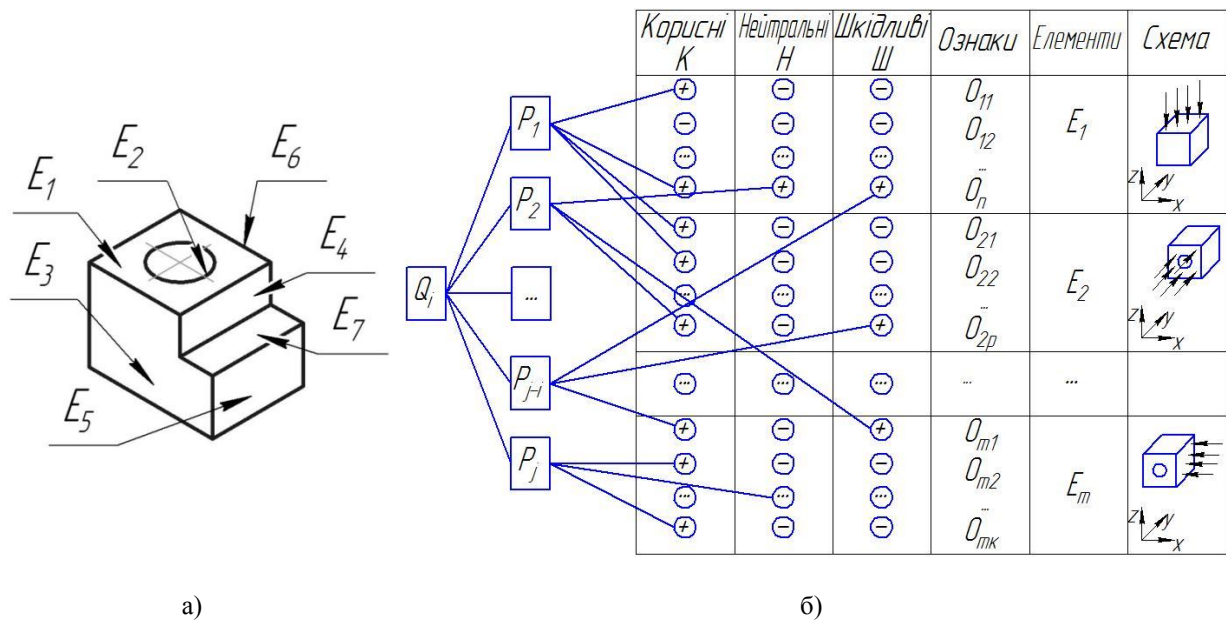


Рисунок 3 – Елементи виробу, отримувані під час реалізації технологічних операцій (а) та формування функцій елементами виробу (б)

Приведена схема дозволяє постулювати граф обумовленості функцій як елементами виробу, так і переходами технологічного процесу, внаслідок яких ці елементи формуються.

Таким чином, описуючи об'єкт виробництва завданням його вихідного стану \tilde{N}_0 як сукупності параметрів, що характеризують форму й розміри заготовки, матеріал та механічні властивості, а кінцевий стан C_k через визначення форми, розмірів, точності, фізико-механічних властивостей тощо, функцію перетворення φ_0 властивостей потоку деталей з вихідного стану – заготовки – в кінцевий стан – виріб – можна подати у такий спосіб:

$$\varphi_0 : \begin{Bmatrix} C_{n1} \\ C_{n2} \\ \vdots \\ C_{nR} \end{Bmatrix} \rightarrow \begin{Bmatrix} C_{k1} \\ C_{k2} \\ \vdots \\ C_{kT} \end{Bmatrix} \quad (9)$$

де φ_0 – функція технологічного перетворення властивостей предмета обробки; C_{nr} – r -е елементарна властивість заготовки; C_{kt} – t -е елементарна властивість виробу; R – загальне число властивостей заготовки; T – загальне число властивостей виробу.

Тоді технологічний процес як результат формування певних функцій виробу, виражених, наприклад, через параметри геометричної точності (IT) дефектності (Td) та шорсткості (Ra) оброблюваних поверхонь уявимо відповідно до схеми, поданої на рисунку 4.

Вважатимемо, що вихідні ознаки утворюють масив значень B . Поділимо ознаки B_{ij} на ряд елементів L_k , утворюваних під час обробки на заготовці, які в сукупності множини однозначно визначатимуть ознаки B оброблюваної деталі.

Позначимо корисні властивості як K_m , нейтральні – N_p та шкідливі – S_u . Згідно (7) із сукупності можливих варіантів технологічних процесів кращим є той, який не передбачає виникнення шкідливих властивостей виробу, або який має мінімальну кількість таких властивостей, що усуваються на майбутніх переходах мінімальною кількістю робочих рухів, затрат потужності тощо. У той же час корисні властивості виробу мають бути отримані із мінімальними матеріальними затратами.

Оскільки формування певних функцій виробу, виражених через набуття елементами виробу параметрів точності та стану, відбувається, як правило, на кількох технологічних переходах, причому одночасно формуються як корисні, так і шкідливі властивості, доцільне складання відповідних таблиць стану, в яких систематизуються засоби забезпечення параметрів матеріальних носіїв функцій, власне – параметрів стану окремих елементів виробу.

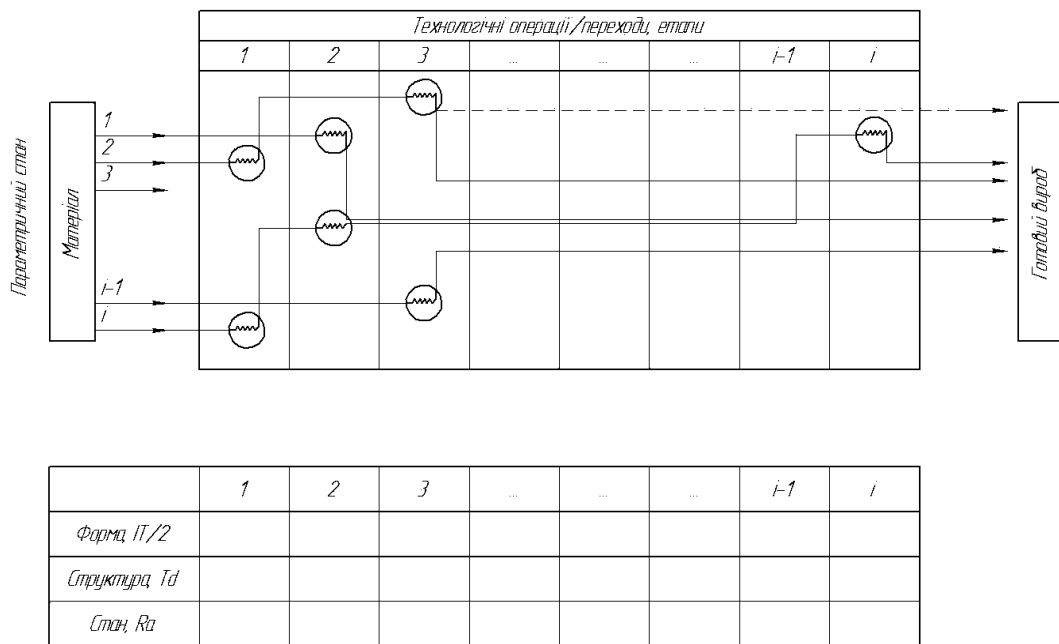


Рисунок 4 – Формування властивостей виробу, виражених через геометричну точність (IT) дефектність (Td) та шорсткість поверхні (Ra), на окремих переходах (етапах) технологічних операцій. Зміна рівня параметрів показана умовно.

Отже, рисунок 4 власне, і дозволяє відобразити граф обумовленості сукупності функцій виробу елементами технологічного процесу.

Нехай створюваний виріб володіє сукупністю корисних функцій $F_1 \dots F_l$. Для забезпечення цих функцій повинні бути реалізовані технологічні переходи (операції), кожен із яких направлений на створення конкретної функції, тобто $F_i := W_v$, або функція формується в результаті послідовного виконання переходів як $F_i := W_{p1} * W_{pj} * \dots$ або функція може бути сформована як альтернатива кількох різних переходів, тобто $F_i := W_{p3} + W_{pj+2} + \dots$ (таблиця 1). Матеріальні носії функцій тепер виявлятимуться як певна сукупність технологічних переходів над елементами виробу E_b , виконання яких може розглядатися як процес формування корисних властивостей виробу. Інколи, для швидкоплинних процесів та процесів, вихідні параметри яких обумовлюються нестационарними явищами у зоні обробки, технологічні переходи вимагають додаткового розбиття на окремі етапи.

Таблиця 1 – Забезпечення корисних функцій елементами технологічного процесу та виникнення шкідливих функцій

№ п/п	Функції виробу	Забезпечення елементами виробу	Матеріальні носії – елементи технологічного процесу	Виникнення шкідливих функцій
1	2	3	4	5
1	F_{p1}	$E_2 \cap E_3 \cap E_4$	$W_{p1} * W_{pj} + W_{p3}$	—
2	F_{p2}	$E_2 \cap E_3 + E_7 \cap E_8$	$W_{p4} * W_{p7} + W_{p3} * W_{p5} + W_{p2}$	F_{p1}
...
L	F_{pl}			

При цьому, оскільки набуття заданих функцій виробу є багатоваріантною задачею, оптимізація переходів може бути реалізованою на основі методів комбінаторики.

Записані в наведеній таблиці рівняння можуть бути спрощеними за відомими правилами Булевої алгебри, за умови виконання вимоги (7), що потребує додаткової диференціації операцій. Пошук оптимальної послідовності переходів та перехід до оцінки ефективності технологічного процесу, що дозволяє отримати виріб з інтегральним показником, визначеним (8), доцільно виконувати із залученням підходів морфологічного аналізу.

Таким чином, запропонована методологія розробки технологічних процесів виготовлення виробів як процесу формування його функцій матеріальними носіями – технологічними засобами – дозволяє виявити раціональну послідовність та доцільність виконання кожного із переходів, встановити обумовленість виникаючих шкідливих властивостей як побічного наслідку при формуванні властивостей корисних та виконати пошук альтернативних матеріальних носіїв – технологічних переходів з метою зменшення кількості та якості шкідливих властивостей.

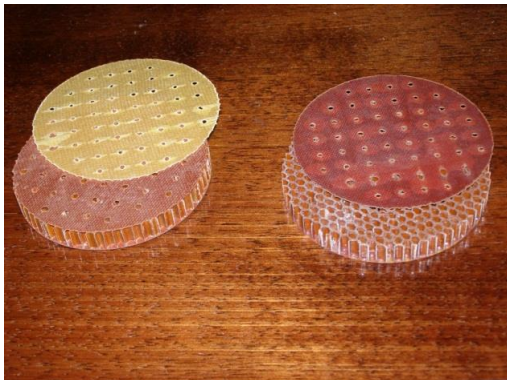


Рисунок 5 – Приклад виконання отворів у елементах стільникової композиційної панелі.

Приклад використання запропонованого функціонального підходу та обговорення отриманих результатів. У якості прикладу розглянемо використання функціонально-орієнтованого підходу до удосконалення процесу гідроабразивного прошивання отворів у стільникових композиційних панелях. Такі отвори зазвичай використовують для покращення шумопоглинальної властивості захисних кожухів турбоагрегатів літаків, перекачувальних станцій тощо.

Для випадку отримання отворів малого діаметра гідроабразивним методом диференціації операцій, згідно результатів, поданих нами в [4], повинно здійснюватися відповідно до етапів взаємодії струменя із оброблюваним матеріалом. При цьому прийемо, сам процес гідроабразивної обробки обумовлюватиметься визначеною кількістю факторів, які умовно можна звести до таких множин (рисунок 6): 1) множина характеристик оброблюваного матеріалу, $B = \{G_i; F_j; Z_k\}$; 2) множина характеристик умов формування різального струменя та особливостей його натікання на поверхню оброблюваного матеріалу, $C = \{S_i; N_j\}$; 3) множина динамічних характеристик гідроструминних головок та приводів подач $D = \{GL_i; PR_j\}$; 4) наявність активізаторів процесу обробки, $E = \{AB_i; T_j; M_k\}$.

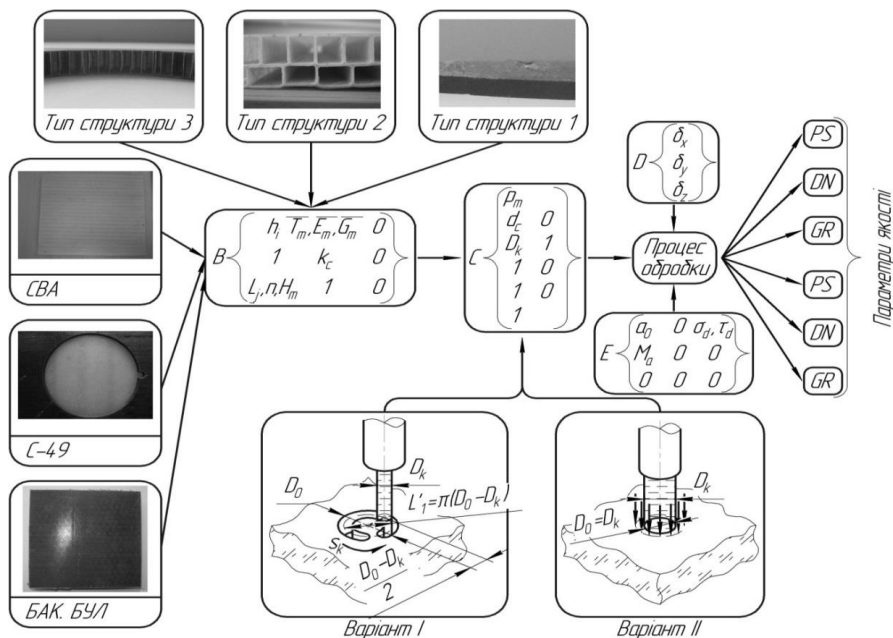


Рисунок 6 – Варіанти виконання отворів у стільникових панелях гідроабразивним методом (до уваги прийнято склопластик СВА, вуглепластик С-49, баєлітовий стільник БАК)

Комбінація елементів множин B , C , D та E для кожного різновиду обробки що виконуються, $A = \{P_i; R_j\}$, дає множину вихідних параметрів якості Q , до якої можна віднести показники, що однозначно характеризують стан матеріалу після струминного впливу. З урахуванням того, що при перфоруванні розглядається процес струминно-абразивного формування отворів з контурною подачею або без неї, зазначені множини набудуть вигляду:

$$B = \begin{Bmatrix} G_1 & F_1 & 0 \\ G_2 & F_2 & 0 \\ G_3 & 0 & 0 \end{Bmatrix}; C = \begin{Bmatrix} S_1 & & \\ S_2 & 0 & \\ S_3 & N_2 & \\ 0 & 0 & \\ 0 & 0 & \\ 0 & & \end{Bmatrix}; D = \begin{Bmatrix} 0 & PR_x \\ 0 & PR_y \\ 0 & PR_z \end{Bmatrix}; E = \begin{Bmatrix} AB_1 & 0 & M_1 \\ AB_2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix}; Q = \begin{Bmatrix} PR_1 \\ PR_2 \\ PR_3 \\ PR_4 \\ 0 \end{Bmatrix}.$$

або при позначенні кожної із складових відповідними параметрами процесу

$$B = \begin{Bmatrix} h_i; & \bar{T}_m, \bar{E}_m, \bar{G}_m & 0 \\ 1 & k_c & 0 \\ L_j, n, H_m & 1 & 0 \end{Bmatrix}; C = \begin{Bmatrix} P_m \\ d_c & 0 \\ D_k & 1 \\ 1 & 0 \\ 1 & 0 \\ 1 & \end{Bmatrix}; D = \begin{Bmatrix} \delta_x \\ \delta_y \\ \delta_z \end{Bmatrix}; E = \begin{Bmatrix} a_0 & 0 & \sigma_d, \tau_d \\ M_a & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix}; Q = \begin{Bmatrix} DN \\ PS \\ GR \end{Bmatrix}.$$

де h_i – товщина стінки стільника; L_j, n, H_m – параметри, що характеризують стільник (міжстінкова відстань, кількість стінок, вид армування); $\bar{T}_m, \bar{E}_m, \bar{G}_m$ – параметри, що характеризують механічні властивості стільника; k_c – поправковий коефіцієнт; C – масив, що характеризує енергетику струменя (тиск витікання рідини, діаметр сопла, діаметр калібрувальної трубки; D – масив параметрів точність приводів подач.

Комбінація впливу режимів ведення обробки, конструктивних особливостей елементів гідроструменевого обладнання та загальної схеми обробки дозволяє постулювати такий граф обумовленості $Q = \{RP_j\}$, параметрами $B = \{G_i; F_j; Z_k\}$, $C = \{S_i; N_j\}$, $D = \{GL_i; PR_j\}$, $E = \{AB_i; T_j; M_k\}$, де GR – точність відтворення форми отворів та їх місцерозташування, PS – параметри шорсткості, Ra , мкм, та DN – величина деструкції. Оскільки виконання отворів у стільникових панелях може здійснюватися із за усім перетином, так і виключно в одному (або в двох) елементах, деталізований масив вихідних параметрів позначиться так: h_d, h'_d – товщина деструктивного шару на верхньому та нижньому елементах стільникової панелі відповідно (перший показник – для листа); h_{dp}, h'_{dp} – товщина початкової деструкції, мм (в момент наскрізного прошивання) оброблюваної заготовки; w, w' – величина розшарування армованого матеріалу; R_a, R'_a, σ_{Ra} – шорсткість торців верхньої та нижньої панелей стільника та дисперсія розсіювання даного показника, мкм; Δ_x, Δ_y – похибки розташування вісі отвору, мм; D'_0, D''_0 – фактивний розмір отвору на верхній та нижній панелях стільника, мм; T_D – відхилення від циліндричності наскрізного отвору, мм.

Диференціацію елементів процесу виконали, спираючись на результати, отримані нами при дослідженні особливостей гідроабразивного прошивання отвору струменем рідини малого діаметра та наведені в таблиці 2.

Таблиця 2 – Етапи формування струминно-абразивного потоку та сприйняття навантаження оброблюваною заготовкою

Етапи		T_1	T_2	T_3	T_4	T_5	T_6	T_7
Керуючий імпульс		Відкриття	—	—	—	—	Закриття	
Робочий інструмент - потік		Відсутній	Зростаючий $v_n=0 \rightarrow v_{крит}$	Початок руху абраз. зерен, $v_{крит} \rightarrow v_{max}$	Уповільнення потоку, $v_{max} \rightarrow v_c$	Стала течія $v_c = const$	$v_c = const$	Припинення потоку $v_c \rightarrow 0$
Сприйняття впливу поверхнею	Гідродинамічний	$P_c=0 \rightarrow P_{ci}$		$P_{ci} \rightarrow P_{cmax}$	$P_{cmax} \rightarrow P_{cn}$			$P_{cn} \rightarrow 0$
	Абразивний	$M_a=0$		$M_a=0 \rightarrow M_n$	$M_n \rightarrow M_{max}$		$M_{max} = const$	$M_{max} \rightarrow 0$

Використання запропонованої методики дозволило процес формування отворів у стільниковій заготовці уявити у вигляді схеми рисунок 7. При цьому було звернуто увагу на те, що існування окремих етапів взаємодії дозволяє більш детально проаналізувати особливість виникнення отвору та встановити, що гідродинамічне навантаження (рисунок 8) поверхні – це шкідлива функція технологічного процесу, оскільки відбувається гідродинамічне навантаження поверхні, яке веде до виникнення деструкція зони впливу, у той час коли власне різання починається тільки після надходження абразивних частинок до потоку рідини (через час $t=0,15 \dots 0,2$ с, рисунок 8).

Зазначену шкідливу функцію подолано часовою затримкою процесу обробки на час прояву шкідливої функції; при цьому у подальшому маємо функцію корисну, оскільки той же потік, але змінивши свій фазовий склад, вже виконує інтенсивне гідроабразивне зношування поверхні, внаслідок чого формується отвір у заготовці, діаметр якого відповідає діаметру струминного потоку.

Отже використання функціонально орієнтованого підходу дозволяє виявити раціональні умови ведення обробки та створити нове прогресивне технологічне оснащення.

В таблиці прийнято такі позначення: $v_{крит}$ – швидкість, достатня для створення розрідження у камері змішування, спроможного викликати початок руху абразивних зерен; v_{max} – максимальна швидкість витікання рідини із сопла, визначена потужністю мультіплікатора; v_c – усереднена швидкість рідинно-абразивного потоку, визначена за витратою абразиву; P_{zi} – гідродинамічне навантаження поверхні від дії струменя, що витікає із сопла зі швидкістю $v_{крит}$; P_{zmax}, P_{zn} – максимальне та усереднене гідродинамічне навантаження від дії абразивно-рідинного струменя; M_n – миттєва витрата абразиву в момент, коли швидкість витікання струменя із струминного сопла становить $v_{крит}$; M_{max} – усереднена масова витрата абразиву

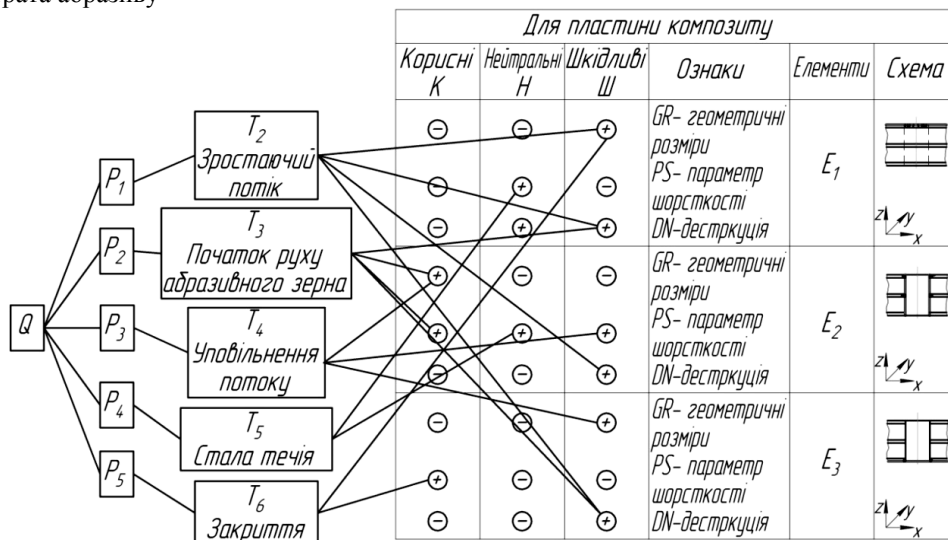


Рисунок 7 – Формування властивостей елементів поверхоньстільника при гідроабразивному прошиванні отвору.

Подальше удосконалення методу вбачається в розробці підходів до визначення функціонального зв'язку між корисними і шкідливими функціями через засоби реалізації функцій – елементи технологічного процесу. Окрім того, розвиток потребує і апарат аналізу графів забезпечення властивостей виробу з урахуванням особливостей структури матеріалу, можливе використання також апарату теорії автоматизованого керування у задачах оцінки вихідних параметрів складних технологічних процесів та окремих переходів.

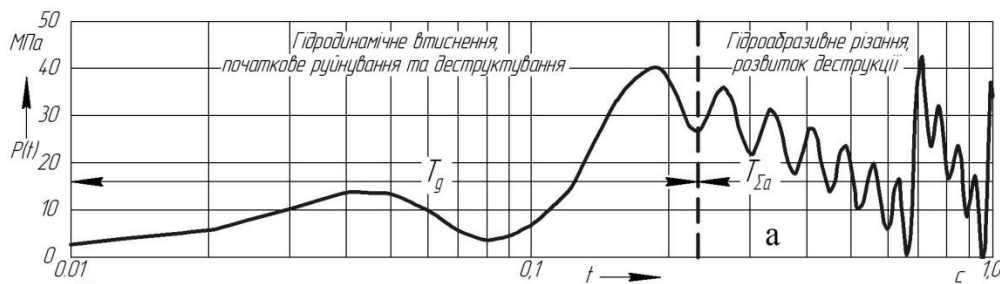


Рисунок 8 – Етапи взаємодії струменя з оброблюваною поверхнею

Висновки. Приведені міркування дозволяють розвинути уяву про особливості створення функціонально орієнтованих технологій у загальному машинобудуванні шляхом врахування корисності функцій об'єкту виробництва (тобто поділу функцій на корисні F_p , шкідливі F_v та нейтральні F_n) та формування графу забезпечення функцій матеріальними носіями – елементами технологічного процесу, що виявляють функції через властивості створюваних елементів (поверхонь) виробу. Використання умов та обмежень, запропонованих у роботі, дозволяє пов'язати функції корисні, шкідливі та нейтральні між собою та виявити умови передування виникнення шкідливих функцій, а залучення апарату Булевої алгебри дозволяє сполучити та мінімізувати кількість переходів (як матеріальних носіїв функцій).

Запропонована методологія розробки технологічних процесів виготовлення виробів як процесу формування його функцій матеріальними носіями – технологічними засобами – дозволяє виявити раціональну послідовність та доцільність виконання кожного із переходів, встановити обумовленість виникаючих шкідливих властивостей як побічного наслідку при формуванні властивостей корисних та виконати пошук альтернативних матеріальних носіїв – технологічних переходів з метою зменшення кількості та якості шкідливих властивостей

Приведений приклад використання довів ефективність підходу, оскільки вдалося удосконалити технологічний процес відповідно до поставленого завдання.

Бібліографічний список використаної літератури

1. Голибардов Е.И. Техника ФСА / Е.И. Голибардов. — К.: Техника, 1989 — 220 с.
2. Михайлов А.Н. / Разработка технологий на основе функционально- ориентированного похода / А.Н. Михайлов. – Донецк: ДонНТУ, 2008. — 450 с.
3. Суслов А.Г. Научные основы технологии машиностроения / А.Г. Суслов. – М: Машиностроение, 2002. — 480 с.
4. Salenko A.F. Some aspects of composite materials hydro jetting from the point of view of linear mechanics destruction / A.F. Salenko, V.G. Docenko, A.V. Fomovskaya, A.N. Mana // Известия на техническия университет. — Габрово, 2008. — Том 36. — С. 26 – 33.

Надійшла до редакції 20.03.2013 р.

Саленко О.Ф., Фомовская О.В., Щетинин В.Т. Использование функционально-ориентированного подхода для усовершенствования процессов обработки изделий из композитных материалов

В статье рассмотрены вопросы проектирования технологических процессов с использованием функционально ориентированного похода. Показано, что деление функций на полезные, бесполезные и вредные позволяет выявить рациональную последовательность технологических переходов, а также обеспечить минимизацию вредных функций. Формирование графа обеспечения функций материальными носителями – переходами и этапами технологического процесса – дает возможность выявить функции объекта через свойства создаваемых элементов изделия. Приведенные результаты развивают представление об особенностях создания функционально ориентированных технологий в общем машиностроении.

Теоретические обобщения дополнены примером использования подхода при усовершенствовании технологии гидроабразивной прошивки отверстий малого диаметра в сотовых изделиях из композиционных материалов.

Ключевые слова: Функционально ориентированный подход; процессы обработки; материальные носители; полезные и вредные функции.

Salenko O.F., Fomovskaya O.V., Shetinin V.T. Using of function-oriented approach to improve the processing of products made of composite materials

The paper deals with the design process with the use of functionally-oriented campaign. It is shown that the division of functions to useful, useless and harmful reveals a rational sequence of technology transition, and to ensure the minimization of harmful functions. Formation of the graph functions to ensure the material carriers - transitions and stages of the process - makes it possible to identify the function of the object through the properties of the constructed element of the product. These results develop an idea about creating a functionally oriented technologies in general engineering.

Theoretical generalizations supplemented example of an approach for improving the technology of waterjet firmware small holes in cell products from composite materials.

Keywords: Functionally oriented approach, treatment processes, material objects, useful and harmful functions.

УДК 621.9.04

В.Б. Струтинський, професор, д-р техн. наук,

А.А. Гуржій, аспірант,

А.С. Дем'яненко, аспірант

*Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»,
пр. Перемоги, 37, м. Київ, Україна, 03056*

kvm_mmi@mail.ru

СТОХАСТИЧНІ ДИНАМІЧНІ КОЛИВАЛЬНІ ПРОЦЕСИ У ВИКОНАВЧОМУ ПРИБОРІ МЕХАТРОННОЇ СИСТЕМИ ВЕРСТАТА ПАРАЛЕЛЬНОЇ КІНЕМАТИКИ

Розглянуто конструктивні особливості виконавчого пристрою мехатронної системи, який включає електродвигун та передачу гвинт-гайка. Розроблена математична модель і виконано розрахунки стохастичних динамічних процесів у виконавчому пристрої мехатронної системи верстата паралельної кінематики.

Ключові слова: *верстат паралельної кінематики, виконавчий пристрій, електродвигун, коливальні процеси, математична модель, моделювання, перехідні процеси, вимушені коливання.*

Верстат паралельної кінематики є новим і перспективним видом металообробного обладнання. Верстат являє собою шести координатну мехатронну систему. Характеристики мехатронної системи значною мірою залежать від властивостей виконавчих пристроїв. Виконавчими пристроями мехатронних систем верстатів паралельної кінематики є електродвигуни з відповідним навантаженням. Електроприводи працюють в жорстких динамічних режимах при випадкових навантаженнях. Тому дослідження стохастичних динамічних процесів у приводах мехатронних систем є актуальним.

Проблема в загальному вигляді полягає у вдосконаленні мехатронних систем верстатів паралельної кінематики.

Проблема пов'язана з вирішенням важливих задач вдосконалення металообробного обладнання.

Дослідження динамічних властивостей електродвигуна із навантаженням дозволяє цілеспрямовано вдосконалити конструкцію виконавчого пристрою, а відповідно і поліпшити якісні показники мехатронної системи.

Дослідження мехатронних систем останнім часом набули значного розвитку [1]. Наявна значна кількість публікацій, де розглянуті верстат паралельної кінематики та їх приводи [2]. В літературних джерелах наведено результати досліджень коливальних процесів у динамічних системах верстатів паралельної кінематики [3]. В ряді робіт [2, 4] вказано на головну роль привода в забезпеченні параметрів точності верстата.

Результатів досліджень динамічних коливальних процесів у виконавчих пристроях мехатронної системи верстата паралельної кінематики в літературних джерелах не виявлено. Не розглянуті динамічні процеси і в електромеханічних системах.

Дана наукова проблема є основою суттєвого вдосконалення характеристик мехатронних систем та їх основних вузлів. На основі досліджень виконавчих пристроїв проводиться розробка вузлів і агрегатів мехатронних систем. Одним із основних методів досліджень мехатронних систем є математичне моделювання. Воно здійснюється на основі застосування сучасних програмних продуктів зосереджених в математичних пакетах.

До невирішених раніше частин загальної проблеми відноситься розробка математичної моделі та розрахунок стохастичних динамічних коливальних процесів у виконавчому пристрої мехатронної системи верстата паралельної кінематики.

Метою досліджень викладених в даній статті є дослідження стохастичних коливальних процесів у виконавчому пристрої мехатронної системи верстата паралельної кінематики. Задачами дослідження є розробка математичної моделі виконавчого пристрою, її алгоритмічна і програмна реалізація та математичне моделювання стохастичних коливальних процесів у виконавчому пристрої.

Аналіз конструктивних особливостей виконавчого пристрою верстата паралельної кінематики

Верстат паралельної кінематики (рисунок 1) має шість виконавчих пристроїв на основі електропривода.

Кожен виконавчий пристрій має електродвигун 1, який зубчатою пасовою передачею 2 з'єднаний із поворотною гайкою 3, яка переміщує гвинт 4. Виконавчий пристрій встановлено на рамці 5, що встановлена в карданному шарнірі з підшипниками 6 і 7 та може повертатись відносно нерухомої основи верстата. Зміна довжин гвинтів 4 приводить до переміщення платформи верстата 8, на якій розміщено мотор-шпиндель.

Основою виконавчого пристрою є електродвигун. Він є динамічною слабодемпфованою електромеханічною системою. В процесі досліджень виконані спеціальні конструктивні заходи по підвищенню показників динамічної якості системи. Вони полягають у застосуванні спеціального

інерційного демпфера коливань ротора електродвигуна та використання дисипативних властивостей навантаження для підвищення показників динамічної якості виконавчого пристрою.

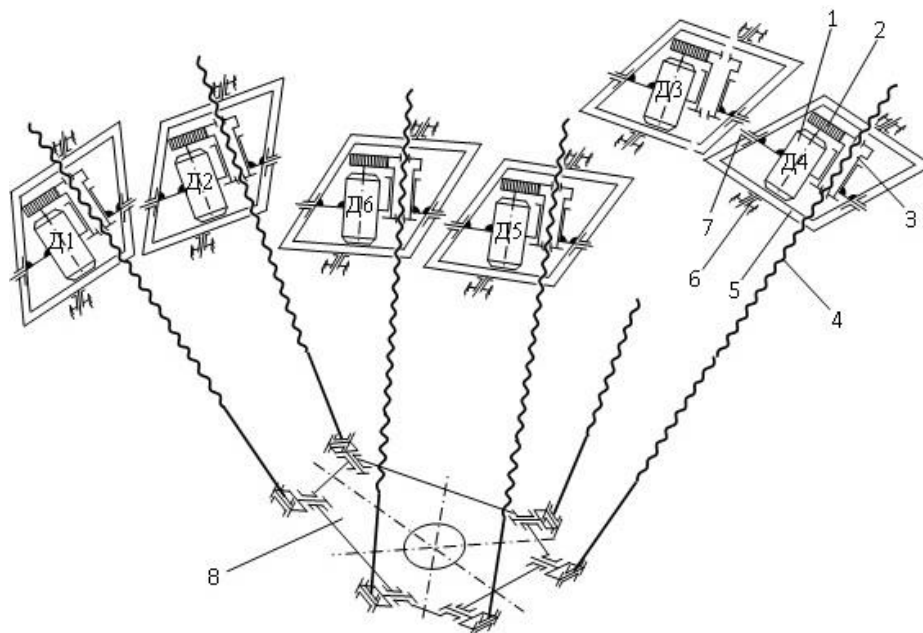


Рисунок 1 – Кінематична схема верстата паралельної кінематики який має шість штанг змінної довжини із виконавчими пристроями

Конструктивна реалізація виконавчого пристрою забезпечує його компактну компоновку (рисунок 2).

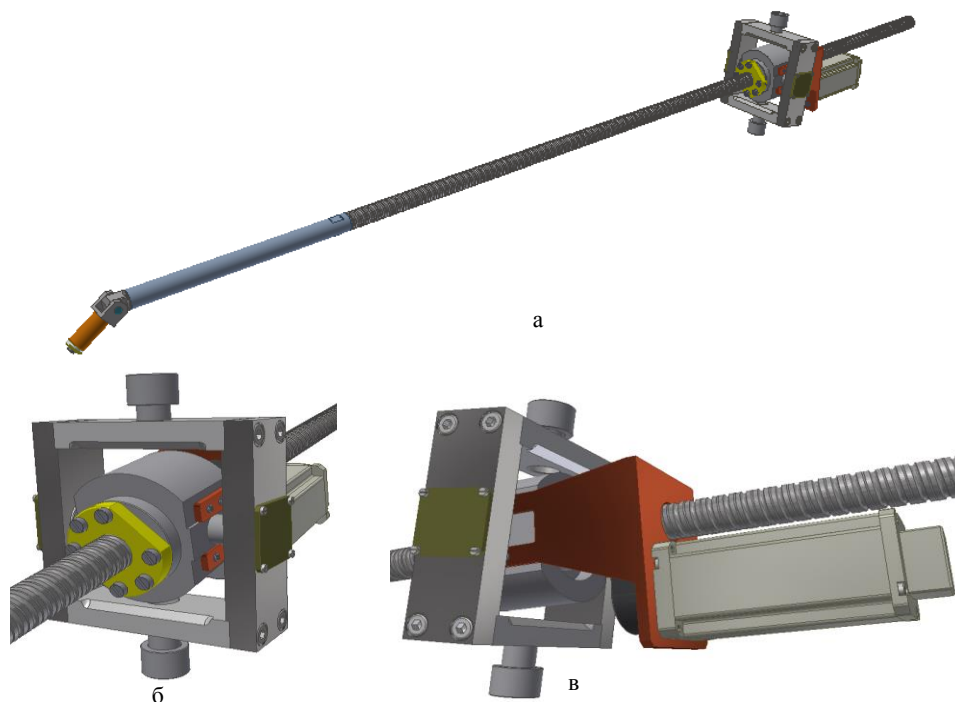


Рисунок 2 – Конструктивна реалізація виконавчого пристрою мехатронної системи верстата паралельної кінематики: а – загальний вигляд штанги змінної довжини з приводом; б – передача гвинт-гайка встановлена в поворотній рамці; в – загальний вигляд електропривода

Електродвигун являє собою електромеханічний пристрій, який перетворює сигнал системи керування без зворотного зв'язку. Тому важливе значення має характер навантаження вала двигуна. Електродвигун навантажено моментом, який виникає при повороті гайки, що переміщує гвинт штанги (рисунок. 3)

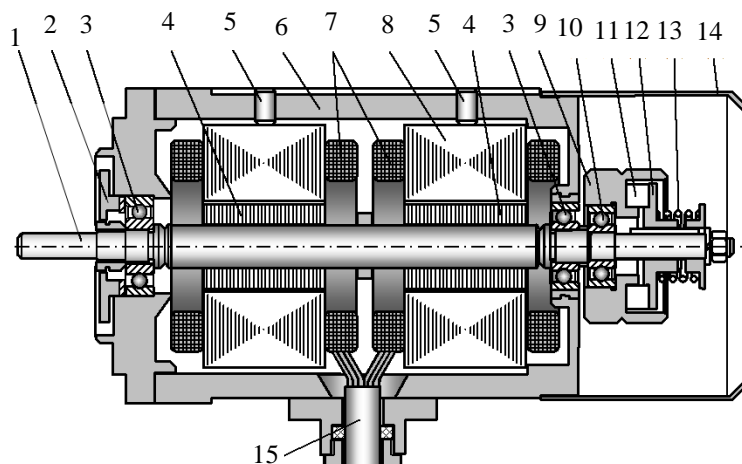


Рисунок 3 – Конструктивний виконавчий пристрій мехатронної системи: 1 – вал ротора; 2 – передній фланець; 3 – підшипник ротора; 4 – пакети магнітопровода ротора; 5 – штифти пакетів магнітопровода; 6 – корпус статора; 7 – обмотки фаз статора; 8 – пакети магнітопровода статора; 9 – інерційний демпфер; 10 – підшипник демпфера; 11 – фрикційна прокладка; 12 – натискна шайба демпфера; 13 – пружина демпфера; 14 – кожух демпфера; 15 – виводи обмоток фаз статора.

Розробка математичної моделі виконавчого пристрою.

Динамічна модель виконавчого пристрою являє собою тримасову ланцюгову систему із нелінійними пружно-дисипативними зв'язками (рисунок 4).

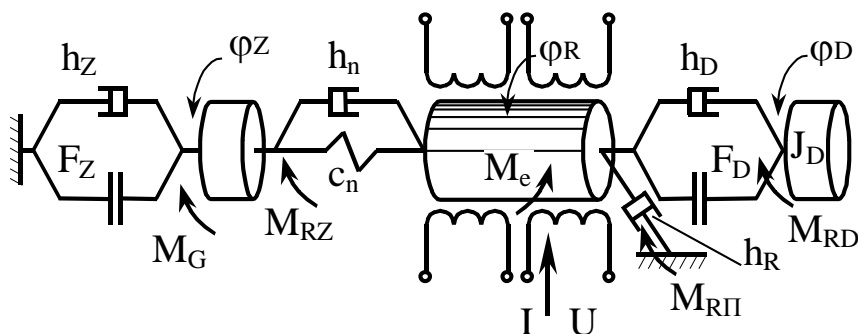


Рисунок 4 – Динамічна модель виконавчого пристрою мехатронної системи

Інерційні елементи динамічної моделі J_z , J_R , J_D відповідають масам гайки та пасової передачі, ротора електродвигуна та масі інерційного демпфера. Коефіцієнт опору підшипників ротора h_R та коефіцієнт опору підшипника інерційного демпфера h_D описують лінійні складові сил тертя обертової механічної системи. Інерційний демпфер має в своєму складі фрикційний механізм, сили тертя якого відповідають нелінійній залежності

$$M_D = k_D F_D \operatorname{sgn} \omega,$$

де k_D – коефіцієнт; F_D – зусилля дії пружини демпфера.

На динамічну систему ротора діє момент M_e , який визначається електромагнітними силами системи статора. Вони залежать від характеру динамічних змін напруги U на обмотках двигуна та струму в електричних ланцюгах обмоток.

Кінематичний ланцюг між валом електродвигуна і гайкою включає малошорстку передачу із зубчастим ременем. Вони мають певну деформативність, а муфти є елементами дисипації енергії. Тому між поворотним елементом гайки і ротором двигуна наявний пружно-дисипативний зв'язок з коефіцієнтом жорсткості C_n і коефіцієнтом опору h_n .

Електродвигун являє собою електричну машину, ротор якої має специфічне моментне навантаження з боку передачі. Навантаження має складові, обумовлені силами сухого і рідинного тертя та складові, обумовлені дисипативними силами в передачі гвинт-гайка. Сили сухого тертя визначаються залежністю:

$$M_z = k P_0 \operatorname{sgn} \omega,$$

де k – коефіцієнт; P_0 – середнє значення навантаження; ω – кутова швидкість повороту гайки та вала електродвигуна.

Сили тертя, які виникають при повороті гайки пропорційні кутовій швидкості обертання:

$$M_p = h_z \omega,$$

де h_z – коефіцієнт лінійного опору при повороті гайки.

Сили, які діють на гайку пропорційні крутному моменту:

$$M_G = K_G M_{kp}.$$

Система диференціальних рівнянь, яка описує динамічні процеси в електроприводі записана у вигляді

$$\begin{cases} J_z \ddot{\varphi}_z = M_{Rz} - M_{sz}, \\ J_R \ddot{\varphi}_R = M_e - M_{Rz} - M_{RП} - M_{RD}, \\ J_R \dot{\varphi}_R = M_{RD}, \end{cases}$$

де $\varphi_z, \varphi_R, \varphi_D$ – відповідно абсолютні кути повороту гайки, ротора електродвигуна та момент інерційного демпфера; M_{Rz} – момент, який виникає в кінематичному ланцюзі між валом електродвигуна та гайкою; M_{sz} – сумарний момент сил опору гайки; M_e – момент електромагнітних сил, які діють на ротор; $M_{RП}$ – момент сил опору підшипників ротора; M_{RD} – сумарний момент сил дисипативного зв'язку між ротором і масою інерційного демпфера.

Наведена система рівнянь приведена до спеціального вигляду шляхом подвійного інтегрування в часі. При цьому вона має вигляд

$$\begin{aligned} \varphi_z &= \frac{1}{J_z} \int \int (M_{Rz} - M_{SE})(dt)^2; \\ \varphi_R &= \frac{1}{J_R} \int \int (M_e - M_{Rz} - M_{RП} - M_{RD})(dt)^2; \\ \varphi_D &= \frac{1}{J_D} \int \int M_{RD}(dt)^2 \end{aligned}$$

Дана система рівнянь послужила основою для розробки структурної математичної моделі, яка забезпечує чисельне інтегрування рівнянь динаміки динамічної системи виконавчого пристрою (рисунок 5).

Модель своїм входом має вектор M , компоненти якого є динамічними моментами сил

$$M = \begin{Bmatrix} M_{Rz} \\ M_{sz} \\ M_{Rp} \\ M_{RD} \\ M_E \end{Bmatrix}$$

Виходами моделі є вектор переміщень мас, вектори кутових переміщень мас та вектори кутових швидкостей ротора двигуна та маси інерційного демпфера

$$f_i = \begin{Bmatrix} \varphi_z \\ \varphi_R \\ \varphi_D \end{Bmatrix} \quad om = \begin{Bmatrix} \dot{\varphi}_z \\ \dot{\varphi}_R \\ \dot{\varphi}_D \end{Bmatrix}$$

Наведена модель сформована у вигляді блока DinElertr. Вектор вхідних параметрів моделі формується в спеціальній структурній моделі, яка здійснює обчислення окремих динамічних моментів і подачу їх на вхід блока DinElertr (рисунок 6).

Входами математичної моделі є поточні кути повороту і кутові швидкості окремих мас крутильної динамічної системи електродвигуна, які заводяться у вигляді зворотних зв'язків та зовнішніх керуючих параметрів. В якості керуючих параметрів використано моментне навантаження в приводі та сигнал керування електродвигуном U і виміряні значення струмів у обмотках двигуна DI .

Модель включає окремі блоки призначені для обчислення динамічних моментів.

Моменти в динамічній системі електропривода залежать від параметрів, які зазнають суттєвих динамічних змін. Моменти визначено наступними залежностями.

Динамічний момент в кінематичному ланцюзі між валом двигуна і гайкою.

$$M_{Rz} = h_{П}(\dot{\varphi}_R - \dot{\varphi}_z) + C_{П}(\varphi_R - \varphi_z),$$

де $h_{П}$ – коефіцієнт лінійного опору кінематичного ланцюга між ротором двигуна та гайкою; $C_{П}$ – еквівалентна крутильна жорсткість кінематичного ланцюга у вигляді зубчатого ременю.

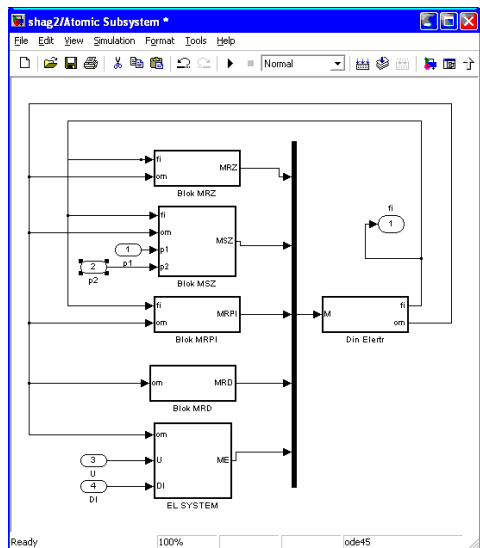


Рисунок 5 – Структурна математична модель призначена для чисельного інтегрування рівнянь динаміки системи електродвигуна

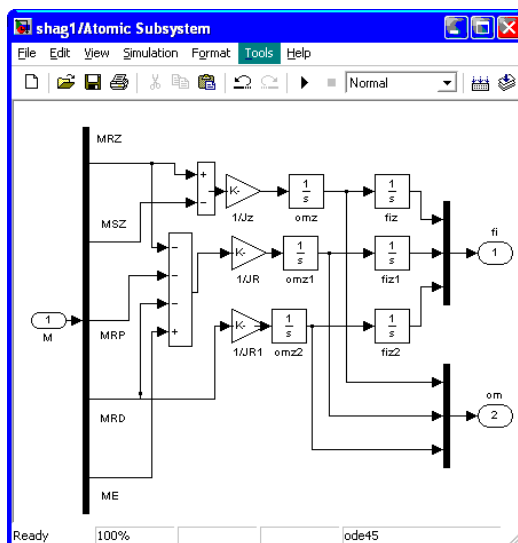


Рисунок 6 – Структурна математична модель, яка забезпечує обчислення крутних моментів у динамічній системі електропривода

Момент електромагнітних сил, що діють на ротор електродвигуна, визначається параметрами електричної мережі обмоток. Струм в обмотці I , магнітний потік збудження Φ , крутний момент на валу M_e , кутова швидкість обертання ротора ω_r та протиелектрорушійна сила E , яка наводиться в обмотці, зв'язані наступними співвідношеннями:

$$E = C_e \Phi \omega_p, \quad M_e = C_m \Phi I, \quad U = IR + E,$$

де $C_e = \frac{P \cdot N \cdot 10^{-8}}{2\pi a}$, $C_m = \frac{C_e}{9.81}$, P – число пар полюсів обмоток; N – число провідників у обмотці; a – число пар паралельних гілок обмоток; R – активний опір мережі обмоток; U – напруження на обмотках.

Виключивши із наведених рівнянь E та I одержимо залежність крутного моменту від параметрів привода у вигляді

$$M_e = \frac{C_m}{R} \Phi U - \frac{C_e C_m}{R} \Phi^2 \omega$$

Напруження на обмотках електродвигуна зв'язане із магнітним потоком згідно залежності

$$\Phi = \frac{LI}{n}, \quad U = IR + \frac{dI}{dt},$$

де L – індуктивний опір обмоток електродвигуна; n – число витків обмотки.

Підставивши значення магнітного потоку, знайдемо залежність моменту від кутової швидкості обертання вала двигуна

$$M_e = \frac{C_m L}{Rn} IU - \frac{C_e C_m L^2}{R} \frac{I^2}{\omega^2} \omega.$$

В правій частині формули знаходяться регульовані параметри живлення електродвигуна. При регулюванні струму в обмотках одержимо

$$M_e = \left(\frac{C_m L}{R\omega} - \frac{C_e C_m L^2}{R} \frac{I^2}{\omega^2} \right) I^2 + \frac{C_m L I}{R\omega} \cdot \frac{dI}{dt}$$

Таким чином момент від дії електромагнітних сил визначається у вигляді

$$M_e = (K_I - K_\omega \omega) I^2 + K_v I \cdot \frac{dI}{dt},$$

де коефіцієнти зв'язані із параметрами електричної мережі двигуна наступними залежностями

$$K_e = \frac{C_m L}{R\omega}, \quad K_\omega = \frac{C_e C_m L^2}{R} \frac{I^2}{\omega^2}, \quad K_v = \frac{C_m L}{R\omega}$$

Дані коефіцієнти певним чином змінюються в часі при роботі електродвигуна.

Прийнято, що значення коефіцієнтів мають невеликі випадкові відхилення відносно своїх номінальних значень. При цьому

$$K_I = K_I^0 + K_I^*, K_\omega = K_\omega^0 + K_\omega^*, K_v = K_v^0 + K_v^*,$$

де K_I^0, K_ω^0, K_v^0 – номінальні значення (математичні сподівання) коефіцієнтів; K_I^*, K_ω^*, K_v^* – випадкові відхилення коефіцієнтів.

Для визначення моменту дії електромагнітних сил на ротор електродвигуна розроблена спеціальна структурна математична модель (рисунок 7).

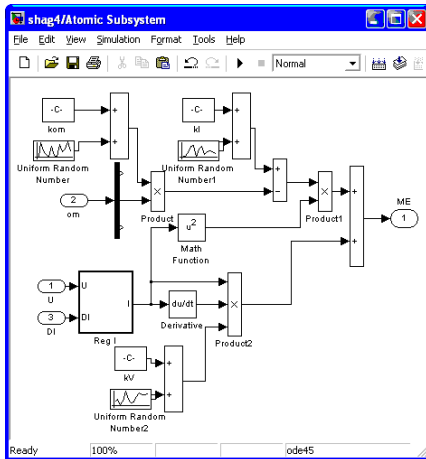


Рисунок 7 – Структурна математична модель електричної частини двигуна

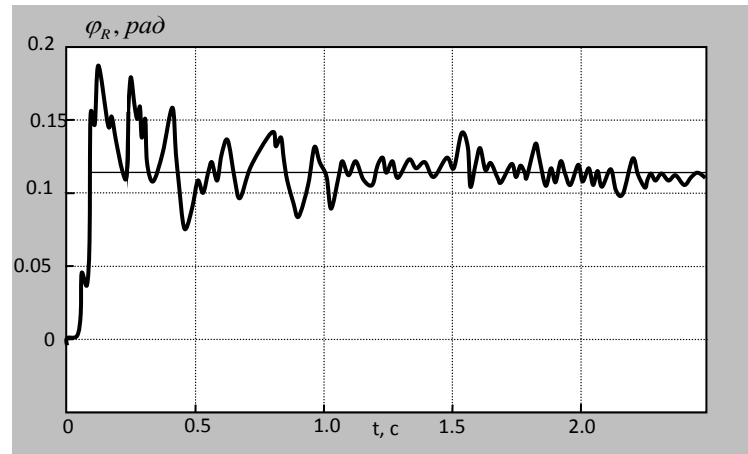


Рисунок 8 – Результати математичного моделювання кута повороту вала електродвигуна при ступінчастій зміні напруги

Математична модель в своєму складі має блок Reg1 регулювання струму в обмотках двигуна.

Окремі блоки моделі об'єднані в загальну модель виконавчого пристрою. На основі розробленої моделі виконано математичне моделювання виконавчого пристрою мехатронної системи. Входом моделі прийнято динамічні зміни керуючого напруги на електродвигуні. Виходом моделі є кут повороту вала електродвигуна.

В процесі математичного моделювання визначена перехідна функція виконавчого пристрою. Розрахунки перехідної функції проведено при ступінчастій зміні входу моделі (рисунок 8).

Із результатів математичного моделювання випливає, що виконавчий пристрій мехатронної системи має складний стохастичний перехідний процес. Максимальне перерегулювання процесу сягає 50%, а кивальність (число повних коливань) перехідного процесу складає 8...12. Час перехідного процесу є достатньо великим (0,8...0,9 с). Базова частота власних коливань системи знаходиться в межах 8...12 Гц. За час перехідного процесу має місце затухання всіх складових коливань. Виконавчий пристрій має високу швидкість. Час наростання перехідного процесу не перевищує 0,08 с. В перехідному процесі наявна випадкова гармонічна складова розмахом 0,015...0,02 рад та частотою 25...30 Гц.

В процесі математичного моделювання визначено стохастичний кивальний процес в приводі при синусоїдальній зміні напруги живлення електродвигуна (рисунок 9).

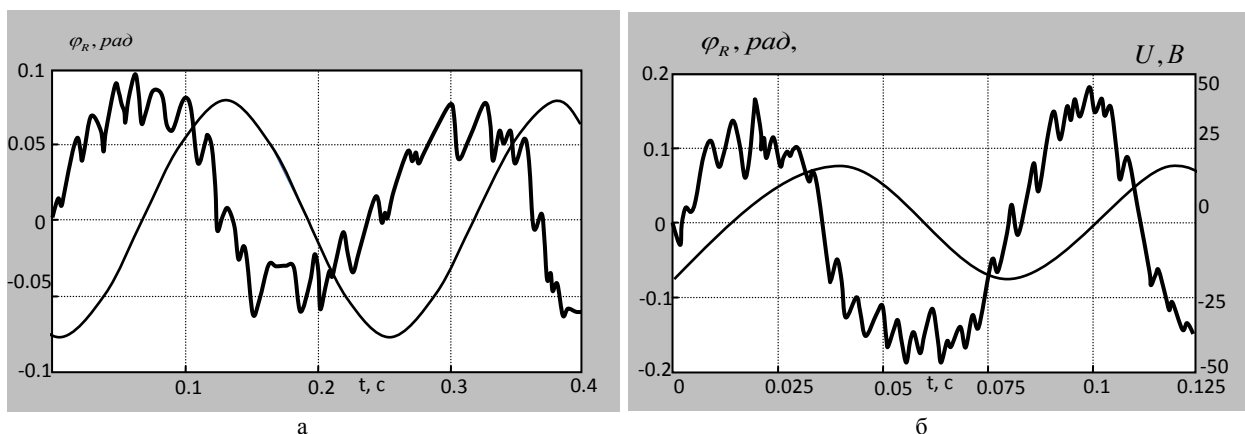


Рисунок 9 – Математичне моделювання динамічного кута повороту вала двигуна при синусоїдальній зміні напруги (а) та зміна кутового положення вала електродвигуна в резонансному режимі (б)

Розрахунки приведені для різних значень частоти синусоїдальних змін напруження. На частоті близько 4.2 Гц (рисунок 9, а) фазове запізнення складає близько 75 градусів. При цьому вал електродвигуна здійснює високочастотні коливання з частотою 42...47 Гц. Амплітуда високочастотної складової сягає 22...28 % амплітуди вимушених гармонічних коливань.

Проведено розрахунки динамічного кута повороту вала двигуна в режимі близькому до резонансного. Прийнята розрахункова частота синусоїдальних коливань в режимі близькому до резонансного складає 13 Гц (рисунок 9, б). При цьому фазове запізнення кута повороту вала електродвигуна знаходиться в межах 110...120 градусів. Форма коливань кута повороту вала електродвигуна близька до синусоїдальної. Відхилення від синусоїди має регулярний характер відповідний випадковим процесам із характерними значеннями частоти 28...33 Гц та 46...48 Гц. Амплітуда високочастотних коливань сягає 35% амплітуди вимушених коливань.

В результаті проведених досліджень встановлена наявність значної стохастичної кутової похибки вала електродвигуна. Вона визначається робочими процесами електромашини і проявляється у вигляді високочастотних коливальних процесів вала електродвигуна. Наявність пасової передачі із зубчастим ременем і передачі гвинт-гайка із значним коефіцієнтом редукції певною мірою компенсує негативні наслідки високочастотних коливань вала електродвигуна.

Висновки.

1. Виконавчий пристрій мехатронної системи є високодинамічною системою, власні частоти коливань якої складають 9...14 Гц, а високочастотні складові – 25...30 Гц та 45...48 Гц.

2. У виконавчому пристрої виникають високочастотні стохастичні коливальні процеси вала електродвигуна, амплітуда яких може досягати 30% від амплітуди вимушених коливань, а частота в 2...3 рази перевищує частоту власних коливань.

3. Для компенсації негативних наслідків високочастотних коливань вала електродвигуна рекомендується передача з підвищеною демпфувальною здатністю для з'єднання вала електродвигуна із приводом зміни довжини штанги верстата паралельної кінематики.

Бібліографічний список використаної літератури

1. Струтинський С.В., Кропивна А. Аналіз процесів технологічних систем: навч. посібник / С.В. Струтинський, А. Кропивна. — Кіровоград: «КОД», 2010. — 428 с.

2. Новіков М. Розробка верстата-гексапода з шестикоординатною системою ЧПК і результати його дослідницького застосування / М. Новіков, В. Струтинський, А. Кириченко // *Машинознавство*. — Львів: ТзОВ «КІНПАТРИ ЛТД», 2011. — № 5 — 6 (167 — 168). — С. 3–10.

3. Струтинський В.Б., Дем'яненко А.С. Наукове обґрунтування та розробка системи моніторингу фактичного просторового положення інструменту верстата паралельної кінематики // *Науковий журнал «Технологічні комплекси»*, № 1 (7), 2013.

4. Струтинський В.Б. Ідентифікація геометричних параметрів механізмів паралельної структури з ланками змінної довжини / В.Б. Струтинський, А.М. Кириченко // *Технологічні комплекси*. — Луцьк: Вид-во ЛНТУ, 2011. — № 2(4). — С. 62 – 67.

Надійшла до редакції 20.03.2013 р.

Струтинский В.Б., Гуржий А.А., Демьяненко А.С. Стохастические динамические колебательные процессы в исполнительном устройстве мехатронной системы станка параллельной кинематики

Рассмотрены конструктивные особенности исполнительного органа мехатронной системы, который включает электродвигатель и передачу винт-гайка. Разработана математическая модель и проведены расчеты стохастических динамических процессов в исполнительном органе мехатронной системы станка параллельной кинематики.

Ключевые слова: станок параллельной кинематики, исполнительный орган, электродвигатель, колебательные процессы, математическая модель, моделирование, переходные процессы, вынужденные колебания.

Strutinsky V.B., Gurgiy A.A., Demyanenko A.S. Stochastic dynamic oscillatory processes in the actuator mechatronic systems of machine tool parallel linkage

The design features of executive mechatronic system which includes the motor and the lead screw-and-nut transmission were considered. The mathematical model of the stochastic dynamic processes in the executive body of the mechatronic system of the parallel kinematics machine tool was developed and the appropriate calculations were done.

Keywords: parallel kinematics machine tool, executive body, motor, oscillation processes, mathematical model, modeling, transitional processes, forced oscillations.

УДК 621.914

Ч.Ф. Якубов, доцент, канд. техн. наук,

Э.Р. Ваниев, ст. преподаватель

РВУЗ «Крымский инженерно-педагогический университет»,

ул. Севастопольская, пер. Учебный, 8, г. Симферополь, Украина, 95015

eldar_v@rambler.ru

СОСТОЯНИЕ ПРИРАБОТОЧНЫХ КОНТАКТНЫХ СЛОЕВ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ СТАЛИ 12X18H10T В ПРИСУТСТВИИ КАСТОРОВОГО МАСЛА

На основании микроструктурных исследований определено состояние контактных слоев вдоль режущей кромки. Показано, что в процессе приработки образуется неравномерный вдоль режущей кромки рыхлый слой, под которым наблюдается упрочненный слой.

Ключевые слова: *фрезерование, режимы приработки, приработочный износ, микроструктура, твердость, рыхлый слой, упрочненный слой, касторовое масло.*

Постановка задачи и цель исследований. Применение смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) в механической обработке – одно из направлений повышения работоспособности инструмента при резании различных материалов. Роль СОТС в протекании процессов резания существенна и сложна. На процесс резания СОТС оказывает охлаждающее, смазочной, режуще-пластифицирующее, моющее, защитное и упрочняющее действия [1, 2], которые тесно связаны между собой и зависят от обрабатываемого и инструментального материалов, вида обработки, технологических средств, режимов резания, способа обработки и т.д. Вместе с тем, применение современных СОТС требует особых условий их использования для обеспечения экологической безопасности и предупреждения их вредного влияния на здоровье человека. В связи с этим с точки зрения экологической безопасности наметилась тенденция замены существующих СОТС на технологические средства, в основе которых растительные масла, действия этих смазочных материалов в полной мере не изучены.

Среди наименее изученных СОТС на основе растительных масел является касторовое масло. Особенно это касается изменения свойств инструментального материала, которые определяются при резании степенью и скоростью деформации, интенсифицирующими процессы упрочнения и температурой, стимулирующей процессы разупрочнения [3]. Было установлено, что, если создать условия резания, при которых будет превалировать деформационное упрочнение контактных слоев, то процесс резания может рассматриваться как процесс деформационного упрочнения инструмента, за счет чего повысится стойкость инструмента. Такое упрочнение инструмента может быть достигнуто путем приработки на менее жестких режимах.

В работе [2] отмечается, что упрочнение инструмента резанием в режиме приработки зависит от среды, в которой оно осуществлялось. Однако, данные о возможности образования упрочненного слоя во время приработки в условиях фрезерования стали 12X18H10T в присутствии касторового масла отсутствуют.

В работе [4] указывается, что в среде касторового масла при резании отмечается, снижение шероховатости, усилий резания, что способствует повышению стойкости инструмента при определенных режимах резания. Поэтому и возникла задача проведения исследований.

Целью исследований является установления наличия величины приработочного износа, обеспечивающего образование упрочненных слоев и определение состояния режущей кромки в процессе приработки.

Методика исследований. В основу исследований образования состояния приработочных контактных слоев при фрезеровании стали 12X18H10T из быстрорежущей стали Р6М5 с использованием в качестве СОТС касторового масла, были положены микроструктурные исследования образцов элементов зубьев фрез после приработки. В исследованиях принимали участие 2 пары фрез, каждые из которых прирабатывались на одних и тех же режимах.

Так первая пара фрез (фрезы №1 и №2) прирабатывались на режимах $V_{\text{пр}} = 15,47$ м/мин, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,8$ мм, а вторая пара (фрезы №3 и №4) – $V_{\text{пр}} = 15,44$ м/мин, $S_z = 0,3$ мм/зуб, $t = 1,6$.

Приработка осуществлялась на заготовках, обеспечивающих измерение значений приработочного износа $h_{\text{зпр}}$ (фаска износа по задней поверхности) через каждые 200 мм. Параллельно с измерением износа через каждые 100 мм также измерялись составляющие усилий резания – P_v , P_h и P_y .

При изготовлении образцов для микроструктурных исследований приработанные до заданных значений $h_{\text{зпр}}$ зубья вырезались на электроэрозионном станке модели CHMER CW-532S латунной проволокой $\varnothing 0,25$ мм, а затем тем же способом образцы разрезались перпендикулярно режущей кромке на 2-3 образца. После этого изготавливались шлифы каждого из них.

Для исследования контактных слоев образцы протравливались 5% раствором азотной кислоты. Микроструктурные исследования проводились на металлографическом агрегатном микроскопе МЕТАМ – Р1, предназначенном для изучения структуры металлов в отраженном свете.

Наличие упрочненного слоя определялось по цвету протравленных образцов вблизи режущей кромки, передней и задней поверхностей на каждом исследуемом образце. Полученные структуры образцов фотографировались и таким образом, определялось состояние этого слоя вдоль режущей кромки.

Твердость этих же образцов исследовалось после снятия протравленного слоя. Перед измерением микротвердости образцы полировались до снятия протравленного слоя и достижения требуемой шероховатости поверхности.

До приработки зубьев в среде касторового масла была измерена твердость трех неприработанных образцов, средние значения твердости одного из них образцов, приведены на рисунке 1.

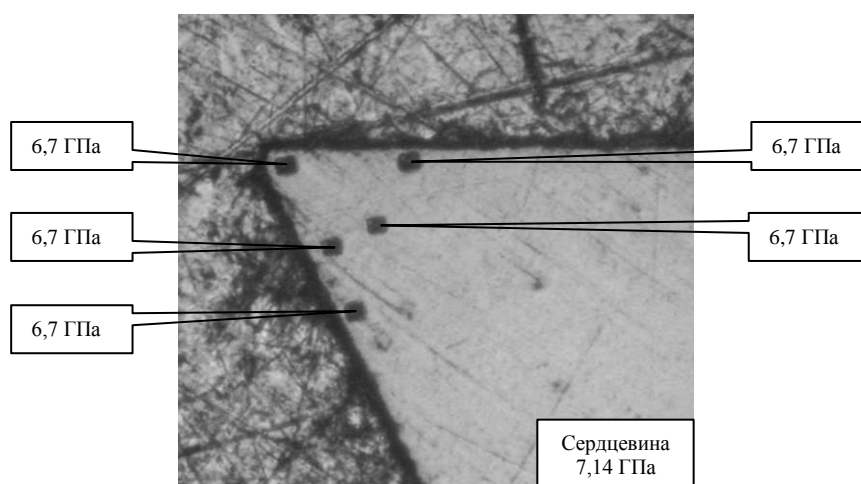


Рисунок 1 – Средняя твердость неприработанных образцов зубьев фрезы из стали Р6М5 (увеличение $\times 200$)

Твердость неприработанных образцов в центральной зоне выше их твердости вблизи передней и задней поверхностей в среднем на 5%.

Результаты исследований. При измерении усилий резания наблюдалось вначале снижение составляющих, затем рост, после которого опять наблюдалось падение. Поэтому возникла задача определения значений приработочного износа $h_{\text{зпр}}$, при котором зубья фрезы можно было считать окончательно приработанными, т.е. определение значения $h_{\text{зпр}}$, обеспечивающего образование упрочненных контактных слоев на зубьях фрезы. Для этого зубья одной фрезы из каждой пары изнашивались до $h_{\text{зпр}} = 0,056$ мм, при котором наблюдалось первое снижение составляющих усилий резания, а вторая – до следующего снижения P_v , P_h и P_y . Средние значения $h_{\text{зпр}}$, P_h и P_v после каждого измерения представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Средние значения приработочного износа зубьев фрезы $h_{\text{зпр}}$ и соответствующие им составляющие усилий резания P_h и P_v

№ фрезы	Измерение $h_{\text{зпр}}$, мм					Измерение составляющих усилий резания									
	1	2	3	4	5	P_h , Н					P_v , Н				
						1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
1	0,056	-	-	-	-	111,3	-	-	-	-	61,9	-	-	-	-
2	0,056	0,07	0,084	0,098	-	111,3	85,3	71,7	-	-	61,9	51,7	46,7	-	-
3	0,056	0,07	0,077	-	-	276,8	243,1	218,4	-	-	125,9	123,4	118,7	-	-
4	0,056	0,07	0,077	0,098	0,098	276,8	243,1	218,4	247,0	235,6	125,9	123,4	118,7	135,2	109,3

Анализ микроструктуры образцов, приработанных на различных режимах, показывает, что в присутствии касторового масла на контактных поверхностях образуются разрыхленный слой (рисунок 2 и

3). В зависимости от времени приработки и режимов резания под рыхлым слоем наблюдается более плотный (рисунок 2 а и рисунок 3 а и в). Твердость этого слоя выше твердости верхнего и зависит от режимов приработки.

После приработки на режимах $V_{пр} = 15,47$ м/мин, $S_z = 0,1$ мм/зуб до износа $h_{зпр} = 0,056$ мм, т.е. после первого снижения усилий резания, которое соответствовало времени приработки $T_{пр} = 20$ мин, образуется разупрочненный рыхлый слой. Разрыхленность этого слоя подтверждается измерениями твердости (рисунок 2 б).

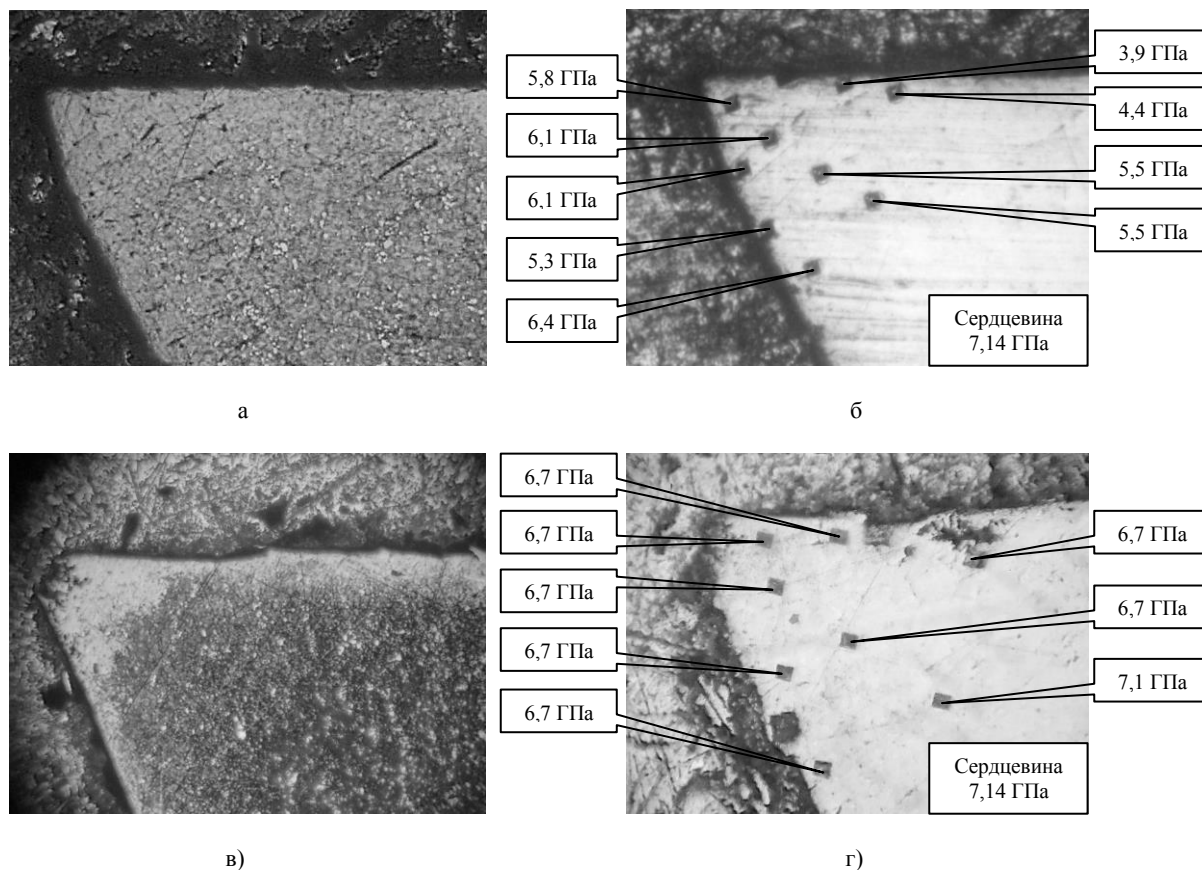


Рисунок 2 – Микроструктура и твердость образцов.
 Режимы приработки: $V_{пр} = 15,47$ м/мин, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $t = 0,8$ мм;
 а, б – $h_{зпр} = 0,056$ мм; в, г – $h_{зпр} = 0,098$ мм (увеличение $\times 200$)

При приработке зубьев на тех же режимах (фреза №1, таблица 1) до $h_{зпр} = 0,098$ мм ($T_{пр} = 60$ мин) на всех исследуемых образцах зубьев этой фрезы наблюдаются светлослабатовящиеся неравномерные (наибольшие по величине у вершины режущей кромки) разрыхленные слои.

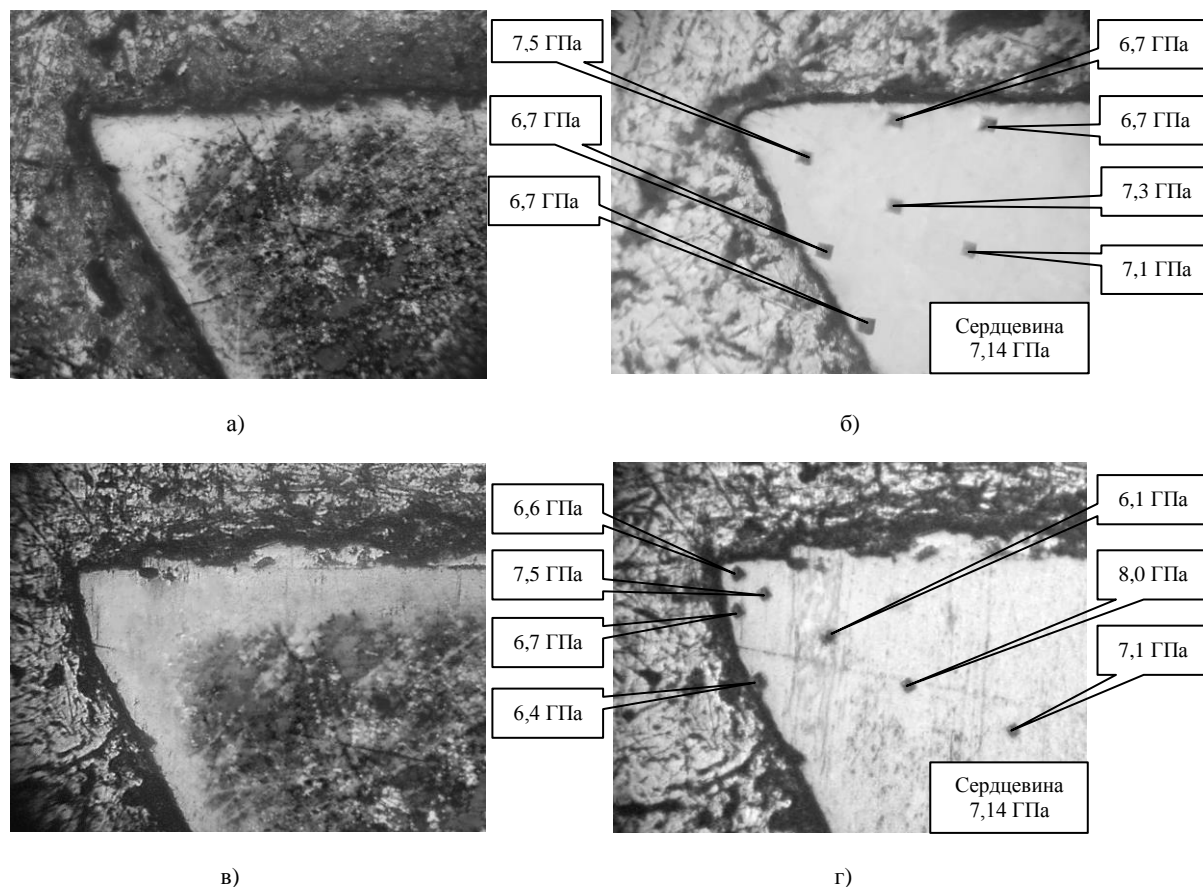
Измерение твердости этих слоев показало значительное ее повышение в сравнении с исследуемыми образцами фрезы №1 (рисунок 2 б и г). Это может быть объяснено с одной стороны образованием плотных, более высокой твердости контактных слоев на поверхности инструмента с одновременным разрыхлением этих слоев в следствии проявления эффекта Ребиндера. Очевидно это вызвано высоким содержанием рицинолеиновой кислоты (до 90%) в составе касторового масла, служащей поверхностно-активным веществом (ПАВ).

На рисунке 3 проведены микроструктура и твердость по Викерсу исследуемых образцов зубьев фрез приработанных на более жестких режимах ($V_{пр} = 15,44$ м/мин, $S_z = 0,3$ мм/зуб, $t = 1,6$ мм). При обработке образцов на этих режимах первое снижение составляющих усилий резания в среднем отмечалось после приработки до $h_{зпр} = 0,077$ мм, затем усилия росли до $h_{зпр} = 0,098$ мм, после этого опять отмечалось падение (таблица 1).

На протравленных образцах рисунок 3 а) и в) разрыхленный образованный разрыхленный слой наблюдался сразу после первого измерения и продолжал увеличиваться с увеличением времени приработки.

Анализ результатов приведенных исследований позволяет предположить, что механизм образования контактных слоев в присутствии касторового масла связан с тем, что при знакопеременных нагрузках, возникающих в процессе приработки, в отдельных микрообъемах реализуются

микроскопические деформации, приводящие к росту плотности дислокаций в поверхностных слоях. Мощным препятствием для выхода дислокаций является пассивированная, более высокой твердости поверхность, образующаяся под разрыхленным слоем. Повышенная плотность дислокаций является препятствием для более глубокого разрыхления поверхностных слоев, образовавшихся в результате химической адсорбции в присутствии исследуемой СОТС.



в) Рисунок 3 – Микроструктура и твердость образцов, приработанных фрез.
 Режимы приработки: $V_{пр} = 15,44$ м/мин, $S_z = 0,3$ мм/зуб, $t = 1,6$ мм;
 а, б – $h_{зпр} = 0,077$ мм; в, г – $h_{зпр} = 0,098$ мм (увеличение $\times 200$)

Проведенные исследования позволяют высказать гипотезу о возможности неоднократной приработки инструмента за счет изменения режимов резания в процессе фрезерования.

Выводы. Микроструктурными и исследованиями твердости инструмента на различных режимах приработки установлено образование композиционных контактных слоев, которые состоят из верхних разрыхленных и лежащих под ними более плотных пассивированных повышенной твердости.

Высказаны предположение механизма образования контактных слоев и гипотеза о возможности неоднократной приработки инструмента за счет изменения режимов резания при фрезеровании стали 12Х18Н10Т инструментом из быстрорежущей стали Р6М5 в присутствии касторового масла, что требует дополнительных исследований.

Библиографический список использованной литературы

1. Якубов Ч. Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч.Ф. Якубов. — Симферополь: ОАО «Симферопольская городская типография» (СГТ), 2008. — 156 с.
2. Мазур М.П. Основы теории резания материалов: учебник [для виш. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазур. — Львів: Новий Світ — 2000, 2010. — 422 с.
3. Якубов Ф.Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Ф.Я. Якубов. — Ташкент: «ФАН», 1985. — 106 с.
4. Вульф А.М. Резание металлов / А.М. Вульф. Изд. 2-е. — Л.: «Машиностроение» (Ленингр. отделение), 1973. — 496 с.

Поступила в редакцию 30.03.2013 г.

Якубов Ч.Ф., Ванієв Е.Р. Стан прироблених контактних шарів при фрезеруванні сталі 12X18H10T у присутності рицинової олії

На підставі мікроструктурних досліджень визначено стан контактних шарів вздовж різальної кромки. Показано, що в процесі прироблення утворюється нерівномірний вздовж різальної кромки рихлий шар, під яким спостерігається зміцнений шар.

Ключові слова: фрезерування, режими прироблення, прироблений знос, мікроструктура, твердість, рихлий шар, зміцнений шар, рицинова олія.

Yakubov Ch., Vaniev E. State of running-contact layers in milling 12X18H10T steel in the presence of castor oil

On the basis of microstructural studies the state of the contact layers along the cutting edge is defined. It is shown that during running along the cutting edge of the uneven layer friable is formed, under which there is a strengthened layer.

Keywords: milling, the running mode, the running wear, microstructure, hardness loosened layer, a layer of hardened castor oil.

ЗМІСТ

<i>Антонюк В.С., Мельничук Ю.О., Разжавін М.О.</i> Високоєфективний інструмент для обробки крупногабаритних деталей з високоміцних сплавів.....	3
<i>Аскалонова Т.А., Леонов С.Л., Ситников А.А.</i> Имитационное моделирование формирования шероховатости при абразивной обработке.....	8
<i>Богуцкий В.Б., Братан С.М., Новоселов Ю.К.</i> Системный анализ операции чистового шлифования.....	13
<i>Братан С.М., Стреляная Ю.О., Ступко М.Г.</i> Обеспечения стабильности параметров качества изделий за счет разработки систем адаптивного управления.....	22
<i>Васильченко Я.В., Сукова Т.А., Шаповалов М.В.</i> Разработка технологических систем для обработки крупногабаритных деталей на базе адаптивных многоцелевых тяжелых станков...	28
<i>Витренко В.А., Воронцов Б.С., Семянистая С.Н.</i> Разработка технологии изготовления винтовых зубчатых колес на универсальном оборудовании.....	33
<i>Водолазская Н.В., Водолазская Е.Г., Искрицкий В.М.</i> Анализ влияния параметров контролирующих устройств для резьбозавертывающего инструмента на качество сборочных операций.....	38
<i>Вожжов А.А.</i> Анализ особенностей расчета сил резания при точении с пилообразными колебаниями резца в радиальном направлении.....	45
<i>Волков И.В., Дзей С.Е., Романченко А.В.</i> Вибрационная обработка жестких длинномерных деталей.....	52
<i>Гусев В.В., Калафатова Л.П., Олейник С.Ю.</i> Теоретическое исследование влияния режимов обработки на уровень вибраций при алмазном шлифовании тонкостенных оболочек из хрупких неметаллических материалов.....	57
<i>Гуцаленко Ю.Г.</i> Аналитическая модель и рабочие возможности операций алмазного шлифования с оптимальной поддержкой развитости режущего рельефа.....	62
<i>Джемилев Э.Ш., Шабдинов М.Л.</i> Исследование контактного взаимодействия инструмента с деталью при развертывании отверстий.....	69
<i>Доброскок В.Л., Шпилька А.Н.</i> Регулирование вибраций при шлифовании труднообрабатываемых материалов путем формирования рационального продольного профиля рабочей поверхности кругов.....	76
<i>Зуев А.С., Левинская И.М., Ясуник С.Н.</i> Исследование продуктивности турбоабразивной обработки в установках с дополнительным трубопроводом.....	79
<i>Истомин В. И., Финагин В.В.</i> Методика расчета судовых запасов низкосернистого топлива в соответствии с новыми требованиями конвенции MARPOL 73/78.....	84
<i>Sătălin Iancu.</i> Dynamic fea of spatial structures -PMCR-63 mecanical press bed.....	89
<i>Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.</i> Исследование стойкости и крутящего момента при работе режуще-деформирующих метчиков.....	96
<i>Кияшко Л.А., Ветрогон А.А., Торлин В.Н.</i> Конечно-элементная модель объекта управления в системе коррекции процесса токарной обработки.....	101
<i>Ковалев В.Д., Антоненко Я.С.</i> Исследование жесткости станин тяжелых токарных станин.....	105
<i>Колесов А.Г., Сазонов С.Е., Братан С.М.</i> Разработка математической модели процесса полирования для обработки прецизионных деталей приборов.....	111
<i>Кроль О.С., Шевченко С.В.</i> Оценка жесткости вала обрабатывающего центра модели ОЦ200.....	117
<i>Кузнецов Ю.Н., Герра Хамуйела Ж.А., Недобой В. А., Придальный Б. И., Шпиндельные узлы с электромеханическим зажимом и текучей средой для станков нового поколения.....</i>	121
<i>Кузнецова А.В.</i> Прогнозирование долговечности конических передач с двояковыпукловогнутыми зубьями.....	126
<i>Куля В.И.</i> Информационно-логические схемы интеллектуального управления точностью механообработки в условиях ГПС.....	131
<i>Кюрчев С.В., Юдовинский В.Б., Певев О.В.</i> Повышение ресурса работы деталей финишной механической обработкой.....	137
<i>Ларшин В.П., Лиценко Н.В.</i> Определение температуры нестационарного и прерывистого шлифования.....	
<i>Левченко Е.А.</i> Экспериментальные исследования радиального износа отрезного круга при абразивной разрезке труб.....	148
<i>Липка В.М., Копт В.Я., Рапацкий Ю.Л.</i> Повышение качества и надёжности резьбовых соединений в условиях серийного производства силовых агрегатов для легковых автомобилей.....	154
<i>Новиков Ф.В., Иванов И.Е.</i> Особенности формирования погрешностей обработки при растачивании и рассверливании отверстий.....	161

<i>Оргиян А.А., Ореховский В.А.</i> Динамические взаимодействия в станках при гашении колебаний разных пространственных форм.....	166
<i>Пасічник В.А., Юхимчук В.М.</i> Інформаційні зв'язки для реалізації САПР інструментального забезпечення машинобудівного виробництва.....	170
<i>Подольский М.И., Русанов С.А., Дмитриев Д.А.</i> Математическое моделирование динамики суппортной системы токарного станка типа «гексаглайд».....	176
<i>Покінтелиця М.І., Струтинський В.Б.</i> Опис геометричних та теплофізичних параметрів інструменту для термофрикційної обробки за допомогою функціональних рядів.....	183
<i>Ревенко Д.В.</i> Исследование износостойкости деталей с наплавками из сормайтгов после алмазно-искрового шлифования.....	190
<i>Саленко О.Ф., Фомовська О.В., Щетинін В.Т.</i> Про використання функціонально-орієнтованого підходу до удосконалення процесів обробки виробів із композиційних матеріалів.....	195
<i>Струтинський В.Б., Гуржій А.А., Дем'яненко А.С.</i> Стохастичні динамічні коливальні процеси у виконавчому пристрої мехатронної системи верстага паралельної кінематики.....	204
<i>Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р.</i> Состояние прирабочных контактных слоев при фрезеровании стали 12Х18Н10Т в присутствии касторового масла.....	211

CONTENTS

<i>Antoniuk V.C., Melnyychyk Yu.A., Rozghyvin M.A.</i> High effective tools for processing of large-size details of the high hardness alloys.....	3
<i>Askalonova T.A., Leonov S.L., Sitnikov A.A.</i> Simulation of forming roughness during abrasive machining.....	8
<i>Bogutsky V.B., Bratan S.M., Novoselov Y.K.</i> System analysis of operation for precise grinding.....	13
<i>Bratan S.M., Strelyanaya J.O., Stupko M.G.</i> Ensure stability parameters of quality products at the expense of the development of adaptive management.....	22
<i>Vasilchenko Y.V., Sukova T.A., Shapovalov M.V.</i> Development of technological systems for processing of large-size details on the basis of adaptive multi-purpose heavy machines.....	28
<i>Vitrenko V.A., Vorontsov B.S., Semyanistaya S.N.</i> Development of screw gears production technology for commercial equipment.....	33
<i>Vodolazskaya N. V., Vodolazskaya E. G., Iskritskiy V.M.</i> The analysis of effect of parameters of controlling devices for the thread-screwing tool on quality of assembly operations	38
<i>Vojjov A.A.</i> Analysis of features of the calculation of cutting forces in turning from a sawtooth cutters in the radial direction.....	45
<i>Volkov I.V., Dzei S.E., Romanchenko A.V.</i> Vibration treatment of hard long details.....	52
<i>Gusev V.V., Kalafatova L.P., Oleynik S.Yu.</i> Theoretical research of influence of cutting conditions on level of vibrations at diamond grinding of the thin-walled shells from brittle non-metal materials.....	57
<i>Gutsalenko Yu.G.</i> Analytical model and operating capability of diamond grinding with optimal support by developed cutting relief	62
<i>Dzhemilov E.S.</i> The research of the contact interaction of the tool with a part in the deployment of holes... ..	69
<i>Dobroskok V.L., Shpilka A.N.</i> Regulation of vibrations at grinding the materials hard to be machined by way of formation of rational longitudinal profile of working wheels surface.....	76
<i>Zuiev A.S., Levinskaya I.M., Yasunik S.N.</i> Research productivity of turbofinishing in settings with an additional pipelines.....	79
<i>Istomin V. I., Finagin V.V.</i> Method of calculation of the ships supplies of low-sulphur fuel in accordance with the new requirements of Convention MARPOL 73/78.....	84
<i>Cătălin Iancu.</i> Dynamic fea of spatial structures -PMCR-63 mechanical press bed.....	89
<i>Kanareev F.N., Kharchenko A.O., Novikov P.A.</i> Study of resistance and torque cutting-deforming a marker.....	96
<i>Kiyashko L.A., Vetrogon A.A., Torlin V.N.</i> Finite–element model of object control in system correction of process lathe treatment.....	101
<i>Kovalov V.D., Antonenko Y.S.</i> Study of rigidity of bed of heavy lathes.....	105
<i>Kolesov A.G., Sazonov S.E., Bratan S.M.</i> Development of mathematical model of process of polishing for treatment of precision details of devices.....	111
<i>Krol O.S., Shevchenko S. V.</i> Estimation stiffness for shaft of machining centre of the OTS200 model.....	117
<i>Kuznetsov Y.N., Hamuyyela Guerra J.A., Nedoboy V.A., Pridalny B.I.</i> Spindle units with electromechanical clamps and fluid machine tools new generation.....	121
<i>Kuznetsova A.V.</i> Longevity prognostication of bevel gears with biconvex–concave teeth.....	126
<i>Kulia V.I.</i> Information–logical schemes of intellectual control of machining accuracy in the FMS conditions.....	131
<i>Kyurchev S.V., Yudovinsky V.B., Penev O.V.</i> Increase of resource of work of details finichne tooling.....	137
<i>Larshin V.P., Lishchenko N.V.</i> Non-stationary and discontinued grinding temperature determination.....	141
<i>Levchenko E.A.</i> Experimental investigation of the radial wear cutoff wheel for abrasive cutting up pipe.....	148
<i>Lipka V.M., Kopp V.Y., Rapatskiy Ju.L.</i> Improved quality and reliability of threaded connections in mass-produced of power units for cars.....	154
<i>Novikov F.V., Ivanov I.E.</i> Features of the formation of machining errors in boring and drilling holes.....	161
<i>Orgian O.A., Orechovskiy V.A.</i> Dynamic interactions in machine tools at excitation of fluctuations tangents to the processed surface.....	166
<i>Pasichnyk V.A., Yukhimchuk V.M.</i> Information communication for the implementation of tool management CAPP in engineering production.....	170
<i>Podolskiy M.I., Rusanov S.A., Dmitriev D.A.</i> Mathematical design of dynamics of the suportnoy system of lathe of type of «geksaglayd»	176
<i>Pokintelitsa N.I., Strutinskiy V.B.</i> Description of geometrical and thermal parameters of the tool for thermofrictional treatment with functional series.....	183
<i>Revenko D.V.</i> Study on durability of surfacing with sormait after diamond - spark grinding.....	190
<i>Salenko O.F., Fomovskaya O.V., Shetinin V.T.</i> Using of function-oriented approach to improve machining of products made of composite materials.....	195

<i>Strutinsky V.B., Gurgiy A.A., Demyanenko A.S.</i> Stochastic dynamic oscillatory processes in the actuator mechatronic systems of machine tool parallel linkage.....	204
<i>Yakubov Ch., Vaniev E.</i> State running-contact layers in milling 12X18H10T steel in the presence of castor oil.....	211

Вісник СевНТУ
Збірник наукових праць
Випуск 139/2013
Серія: Машиноприладобудування та транспорт

Вестник СевНТУ
Сборник научных трудов
Выпуск 139/2013
Серия: Машиноприборостроение и транспорт

Journal of the Sevastopol
National Technical University
Issue 139/2013
Mechanical Instrumentation and Transport

Коректор (англ. мова)
Комп'ютерне складання
та верстання

Т.О. Кокодей
О.М. Абрамова
К.М. Альчакова

Свідоцтво про державну реєстрацію КВ № 15570-4042 ПР від 17.07.2009 р.
Підп. до друку 07.06.2013 р.
Формат 89×124 1/16. Ум. друк. арк. 23,8. Тираж 100 прим. Зам. № 98.

Редакція, видавець та виготовлювач – Севастопольський національний технічний університет
Адреса: вул. Університетська, 33, м. Севастополь, 99053
тел. (0692) 435-210 (редакція); (0692) 435-019 (виготовлювач);
E-mail: root@sevgtu.sevastopol.ua, onti@sevgtu.sevastopol.ua
Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 1272 від 17.03.2003 р.