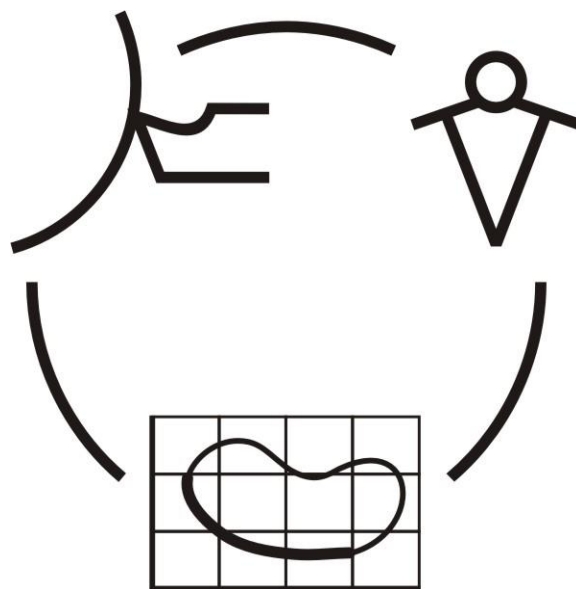


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 36



КРАМАТОРСЬК 2015

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 36 – 2015

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 36- 2015

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №36, 2015. – 176 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №36, 2015. – 176 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №36, 2015. – 176 p.

Редакційна рада: **Мироненко Є.В.**, д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); **Клименко Г.П.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковалевський С.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Ковальов В.Д.**, д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); **Алієв І.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Грабченко А.І.**, д-р техн. наук, проф.; **Залога В.О.** д-р техн. наук, проф.; **Заблюцький В.К.**, д-р техн. наук, проф.; **Кассов В.Д.**, д-р техн. наук, проф.; **Клименко С.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Колот А.В.**, д-р техн. наук, доц.; **Кузнєцов Ю.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Матюха П.Г.**, д-р техн. наук, проф.; **Михайлов О.М.**, д-р техн. наук, проф.; **Пермяков О.А.**, д-р техн. наук, проф.; **Равська Н.С.**, д-р техн. наук, проф.; **Роганов Л.Л.**, д-р техн. наук, проф.; **Рогов В.О.**, д-р техн. наук, проф., (Россия); **Сатонін О.В.**, д-р техн. наук, проф.; **Струтинський В.Б.**, д-р техн. наук, проф.; **Тарасов О.Ф.**, д-р техн. наук, проф.; **Федорінов В.А.**, к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.
Матеріали випуску друкуються на мові оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2015

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2015

© Donbass State Engineering Academy, 2015

РОЗДІЛ 1

ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9

Клименко С.Ан., Клименко С.А.
ІНМ ім. В.М. Бакуля НАН України, г. Київ, Україна
atmu@ism.kiev.ua

РОЗПОДІЛ НАПРУЖЕНЬ НА ПЕРЕДНІЙ ПОВЕРХНІ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ІЗ ПНТМ НА ОСНОВІ КНБ

Вступ

Важливими показниками, які визначають ефективність процесу обробки різанням, є нормальні і дотичні напруження на передній поверхні інструменту. Від їх величин залежать як працездатність різального інструменту, так і можливості щодо підвищення продуктивності обробки і досягнення необхідної якості обробленої поверхні виробів.

Оцінка величини контактних напружень на передній поверхні інструменту пов'язана з визначенням розмірних параметрів контактної зони на ріжучому інструменті з урахуванням наявності у стружки усадки [1]. Знання довжини контакту стружки з передньою поверхнею інструмента відіграє велику роль при аналітичних розрахунках показників і комп'ютерному моделюванні процесу різання.

До теперішнього часу дослідження напруженого стану інструмента виконані в основному стосовно твердосплавних інструментів і правомірність їх використання при розгляді процесів різання інструментами з полікристалічних надтвердих матеріалів (ПСТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ) недостатньо обґрунтована. У цьому зв'язку, при оцінці напружень, що мають місце на передній поверхні ріжучого інструменту, оснащеного ПСТМ на основі КНБ, з урахуванням емпіричних даних про силу різання, представляє інтерес проведення досліджень, спрямованих на отримання даних щодо оцінки впливу умов обробки на рівень напружень, співвідношення довжин пластичного і пружного ділянок контактної зони зі стружкою на передній поверхні різального інструменту, розподіл напружень на передній поверхні інструменту.

Метою цієї роботи була оцінка величини контактних напружень та їх розподіл на передній поверхні інструменту, оснащеного ПСТМ на основі КНБ, при точінні загартованої сталі.

Методика досліджень

Дослідження виконано в умовах чистового різання загартованої сталі ШХ15 (60–62 HRC) прохідним різцем CRDPR25×25M07 з механічним кріпленням різальної пластини RNMN 070300T з ПНТМ на основі КНБ марки «киборит».

Складові сили різання вимірювались універсальним динамометром УДМ-600 конструкції «ВНИИинструмент». Калібрування динамометра проводилося із використанням зразкового динамометра ДОСМ-200. Миттєві значення складових сил різання фіксувались за допомогою апаратного комплексу, який складається із модуля вимірювання, оснащеного АЦП, та персонального комп'ютера для обробки отриманих даних.

Температура різання визначалася на основі експериментально-розрахункового підходу з використанням рішення зворотної задачі теплопровідності методом кінцевих елементів [2]. Хромель-алюмелеві термопари монтувались під різальною пластиною в державці різця. Тарування термопар проводилося в використанням електрорічч СШОЛ-1.1,16 12-М3-В4.2 та мілівольметра мод. Щ4317. Результати експериментів фіксувались за допомогою персонального комп'ютера.

Значення довжини контакту (L), коефіцієнт усадки стружки (ζ) та активна довжина різальної кромки (b) інструменту приведені в (табл. 1 [1]).

Основна частина

Для визначення напруженого стану інструменту в зоні контакту із стружкою, нами використаний метод визначення середніх значень нормальних (q_N) та дотичних (q_F) напружень по експериментально визначеним силам різання і довжині контакту стружки з передньою поверхнею інструменту (C). По відомим силам різання розраховується нормальна сила N і сила тертя F , що діють на передній поверхні, за допомогою яких отримуємо:

$$q_F = \frac{F}{b \cdot C}; \quad (1)$$

$$q_N = \frac{N}{b \cdot C}, \quad (2)$$

Таблиця 1

Розмірні величини пластичної ($C_{пл}$) і пружної ($C_{пр}$) ділянок контакту при точінні сталі ШХ15 інструментом із ПНТМ на основі КНБ

v , м/с	S , мм/об	$C_{пл}$, мм	$C_{пр}$, мм	$A_{пл}$, мм ²	$A_{пр}$, мм ²
1,0	0,14	0,078	0,167	0,125	0,196
1,5		0,079	0,135	0,112	0,175
2,0		0,076	0,102	0,096	0,135
2,5		0,074	0,084	0,09	0,123
1,5	0,1	0,064	0,131	0,076	0,172
	0,12	0,07	0,133	0,082	0,182
	0,14	0,079	0,135	0,112	0,175
	0,16	0,095	0,142	0,119	0,202

Аналіз отриманих результатів свідчить, що, у даному випадку, розмір пружної ділянки контакту складає 32-46 % від загальної величини ділянки контакту передньої поверхні інструменту зі стружкою. Менша величина відношення має місце при більшій швидкості різання та при меншій подачі.

Багаточисельні дослідження [3, 4] показали, що нормальні та дотичні напруження розподіляються вздовж контакту стружки з передньою поверхнею нерівномірно. Нормальні напруження біля різальної кромки досягають максимуму, а в точці відриву стружки від різця напруження рівні нулю. Дотичні напруження q_F мають більш рівномірне розподілення – в межах деякої довжини ділянки контакту вони залишаються постійними, а потім, відносно різко, знижуються до нуля в точці відриву стружки від різця.

Результати отримані в [4, 5], при дослідженні середніх контактних напружень q_N та q_F , визначених за формулами (1, 2), показали, що дотичні напруження залежать тільки від фізико-механічних властивостей оброблюваного матеріалу, в врахуванням температури у зоні різання, і практично не залежать від зміни переднього кута та режимів різання.

Враховуючи це, в роботах [4, 6, 7] були запропоновані формули для розрахунку q_F , в яких в якості показників механічних властивостей оброблюваного матеріалу використовували межу короточасної міцності S_b та дійсне напруження при розриві S_k . Вибір цих показників механічних властивостей матеріалу найбільш повно відображає властивості міцності та пластичності оброблюваного матеріалу.

Порівняння формул для розрахунку q_F та τ_p показали, що величина q_F для одного й того ж матеріалу менше τ_p . Поясненням такого стану розподілення дотичних напружень може бути наявність впливу температури в зоні різання. В роботі [8] було отримано наступне рівняння для розрахунку питомої сили тертя q_F :

$$q_F = [1 - k_T \cdot 10^{-3} \cdot (\theta^0 - 600)] \cdot S_B \quad (3)$$

де θ – температура різання, °C; S_b – істинне напруження оброблюваного матеріалу в момент утворення шийки при розтягу зразка (для загартованої до 60 HRC сталі марки ШХ15 S_b становить 1600 МПа); k_T – коефіцієнт, що відображає вплив високих температур на властивості матеріалу при обробці інструментом із ПНТМ на основі КНБ та забезпечує сходимість розрахункових та експериментальних величин складових сил різання (у даному випадку $k_T = 0,75$).

Нормальні напруження легко знайти з рівняння:

$$P_y = N = q_N \cdot L \cdot b \quad (4)$$

Максимальні значення контактних напружень визначимо приймаючи до уваги епюри їх розподілу вздовж передньої поверхні інструменту:

$$q_N = \frac{\sigma_{Ncp} \cdot L_1}{L \int_0^L \left(1 - \frac{x}{L}\right)^n dx} \quad (5)$$

де L_1 – одинична довжина, $n = 2,1$, звідки $q_N = 3,1q_{Ncp}$.

З урахуванням виду епюри розподілу дотичних контактних напружень:

$$q_F = \frac{4}{3} \cdot q_{Fcc} \quad (6)$$

При перевірці відповідності розрахованих величин складових сил різання експериментальним значенням, до уваги приймалися складові сили різання на задній поверхні інструменту, розраховані методом екстраполяції на нульову товщину зрізу. Так при швидкості різання 2,0 м/с вони становлять $P_{z3} = 1,2$ Н та $P_{y3} = 71,3$ Н на одиницю довжини активної ділянки різальної кромки.

Графік залежності складових сил різання від швидкості представлений на рис. 1.

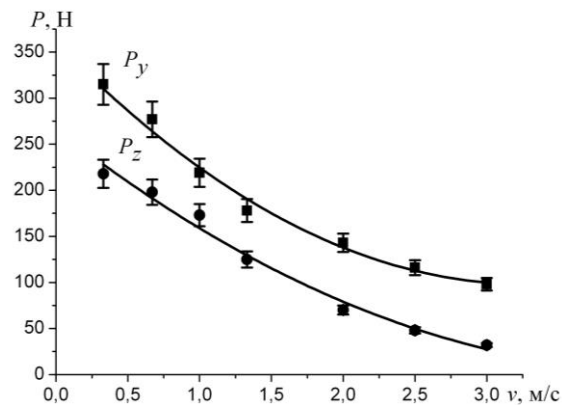


Рис. 1 – Залежність складових сил різання від швидкості різання при точінні сталі ШХ15 ($S = 0,12$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Як свідчать результати розрахунків із зростанням швидкості різання до величини 3,0 м/с температура досягає значення 1190 °C. Залежність нормальної складової максимальних контактних напружень від швидкості має екстремальний характер з максимумом 2,1 ГПа при $v = 1$ м/с (рис. 2).

Наявність екстремуму пояснюється інтенсивним впливом зростання температури і зменшенням усадки стружки та довжини контакту оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею інструменту в діапазоні швидкостей до $v = 1$ м/с. Як наслідок, площа контакту в даних умовах зменшується більш інтенсивно у порівнянні з нормальною складовою сили різання на передній поверхні різця, що обумовлює зростання величини q_N .

Тангенціальна складова контактних напружень монотонно знижується при збільшенні швидкості різання від 0,33 до 3,0 м/с та становить при вказаних швидкостях 1,4 та 0,41 ГПа відповідно.

Складний характер контакту стружки з передньою поверхнею інструменту позначається на розподілі дотичних та контактних напружень.

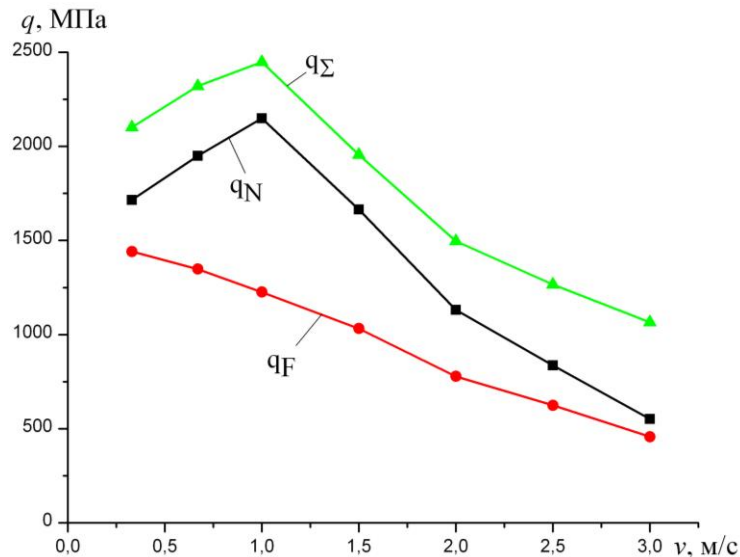


Рис. 2 – Залежність величини максимальних нормальних (q_N), дотичних (q_F) та еквівалентних ($q_\Sigma = \sqrt{q_N^2 + q_F^2}$) контактних напружень від швидкості різання при точінні сталі ШХ15 ($S = 0,12$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Для визначення закону розподілу даних напружень використовують різноманітні експериментальні методи. Однак за їх допомогою вдається отримати достовірні значення розподілу напружень тільки на відстані 0,15...0,2 мм від вершини різця [9], тому використовуємо аналітичний підхід.

Вважається, що нормальні контактні напруження σ_N мають найбільшу величину біля вершини леза інструменту, монотонно спадаючи до нуля по мірі віддалення від неї. Це дало можливість в [10] записати залежність формулою виду:

$$\sigma_N = \sigma_m \cdot \left[\frac{C-x}{C} \right]^n \quad (7)$$

де: $n = 2 \cdot \left(\frac{C}{a \cdot \xi [\mu + tg(\phi + \gamma)]} - 1 \right)$; $\sigma_m = q_N \cdot (n + 1)$; при використанні інструментів із ПНТМ на основі КНБ $\mu = 0,7$ [128], $n = 3,1$; q_N – середнє нормальне контактне напруження на передній поверхні інструменту; x – відстань від вершини інструменту до заданої точки.

Знаючи розмір пластичної та пружної ділянок контакту можна знайти рівень напружень для кожної з цих ділянок за допомогою епюр розподілу нормальних та дотичних контактних напружень на передній поверхні (рис. 3).

Що стосується характеру розподілу дотичних контактних напружень, то їх прийнято вважати постійними на ділянці пластичного контакту, а на ділянці пружного контакту дотичні напруження плавно зменшуються до нуля [7, 9]. Дане ствердження можна описати формулою:

$$\tau(x) = \begin{cases} q_f, & 0 \leq x \leq C \cdot 0,4 \\ 2q_f \left(-\frac{1}{C} \cdot x + 1 \right), & C \cdot 0,4 \leq x \leq C \end{cases} \quad (8)$$

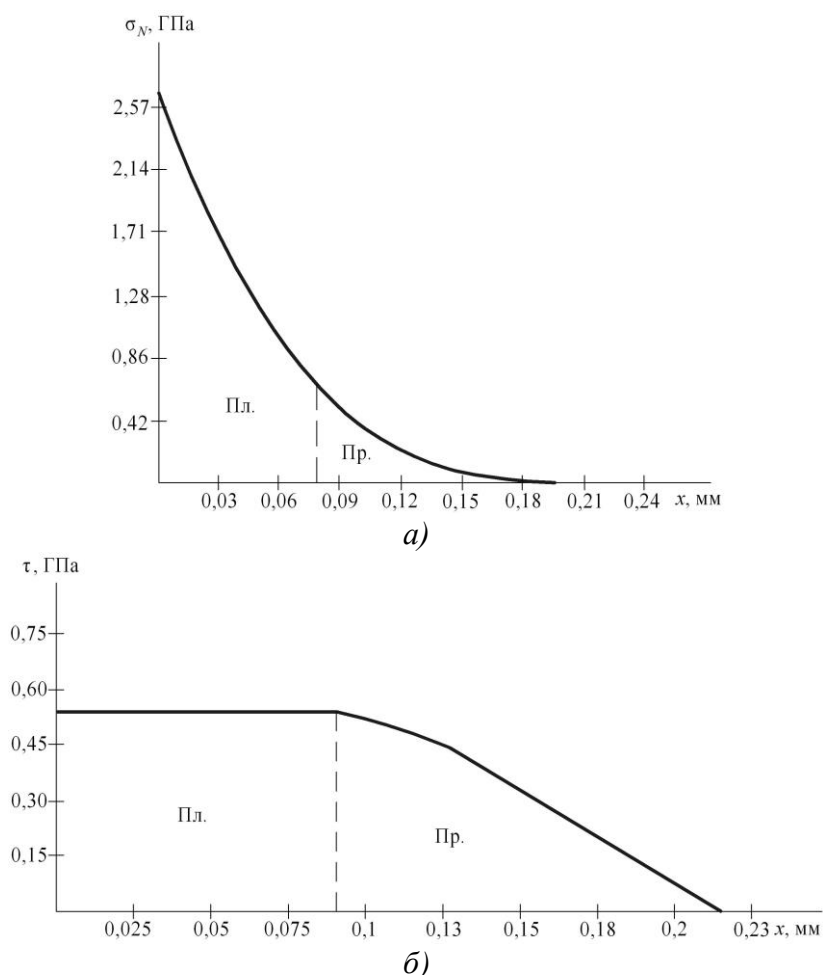


Рис. 3 – Розподіл нормальних (а) та дотичних (б) напружень вздовж контакту стружки з передньою поверхнею інструмента із ПНТМ на основі КНБ при точінні сталі ШХ15 ($v = 1,5$ м/с; $S = 0,12$ мм/об; $t = 0,2$ мм)

Аналіз епюри розподілу нормальних напружень на передній поверхні інструменту, оснащеного ПНТМ на основі КНБ, показав, що на частину ділянки передньої поверхні інструменту, на якому має місце пластична деформація стружки припадає близько 70 % усієї прикладеної нормальної сили, відповідно на пружну ділянку контакту буде затрачено лише 30 %.

Висновок

Контакт стружки з передньою поверхнею має складний характер, що позначається на розподілі дотичних та контактних напружень на поверхнях інструменту. Залежність нормальної складової максимальних контактних напружень від швидкості має екстремальний характер з максимумом, в дотична складова контактних напружень при цьому монотонно знижується.

Аналіз отриманих у результаті аналітико-експериментального дослідження епюр розподілення нормальних і дотичних контактних напружень на передній поверхні інструменту, оснащеного ПНТМ на основі КНБ, показав, що у даному випадку, розмір пружної ділянки контакту складає 32-46 % від загальної величини ділянки контакту передньої поверхні інструменту зі стружкою, а на складові контакту інструменту зі стружкою, які характеризуються як ділянки пластичного і пружного контактів, приходиться ~ 70 % і 30 % від прикладеної нормальної сили на передній поверхні інструмента відповідно.

Перелік джерел літератури: 1. Study of the contact zone parameters and stresses on the rake face of a tool equipped by a cBN-based PSHM in turning hardened steel / S.An. Klimenko,

A.S. Manokhin, S.A. Klimenko // Journal of Superhard Materials. – 2015. – Vol. 37, № 2. – P. 125–131.; **2.** Температура різання при точінні загартованої сталі ШХ15 інструментами, оснащеними ПНТМ із зносостійкими покриттями / С.Ан. Клименко, А.С. Манохін, С.А. Клименко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2014. – Вип. 34. – С. 40–48.; **3.** Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. – М.: Машиностроение. – 1979. – 168 с.; **4.** Полетика М.Ф. Контактные нагрузки на режущих поверхностях инструмента. – М.: Машиностроение. – 1969. – 148 с.; **5.** Розенберг Ю.А. Резание материалов: Учебник для техн. ВУЗов. – Курган: Изд-во ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье. – 2007. – 294 с.; **6.** Силин С.С. Метод подобия при резании материалов. – М.: Машиностроение. – 1979. – 152 с.; **7.** Кушнер В.С. Термомеханическая теория процесса непрерывного резания пластических материалов. – Изд-во Иркутского университета. – 1982. – 180 с.; **8.** Розенберг Ю.А. Методы аналитического определения степени деформации металла стружки при резании // Вестник машиностроения. – 2001. – №3. – С. 34–38.; **9.** Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів: підручник / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок та ін.; під заг. ред. М.П. Мазура. – Львів: Новий світ. – 2010. – 422 с.; **10.** Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н. Н. Зорев. – М.: Машгиз. – 1956. – 318 с.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

РОЗПОДІЛ НАПРУЖЕНЬ НА ПЕРЕДНІЙ ПОВЕРХНІ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ІЗ
ПНТМ НА ОСНОВІ КНБ

Клименко С.Ан., Клименко С.А.

Наведено результати експериментально-аналітичних досліджень величини контактних напружень та їх розподіл на передній поверхні інструменту, оснащеного полікристалічним надтвердим матеріалом на основі кубічного нітриду бору, при точінні загартованої сталі.

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ НА ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИН-
СТРУМЕНТА ИЗ ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ

Клименко С.Ан., Клименко С.А.

Представлены результаты экспериментально-аналитических исследований величины контактных напряжений и их распределения на передней поверхности инструмента, оснащенного поликристаллическим сверхтвердым материалом на основе кубического нитрида бора, при точении закаленной стали.

STRESS DISTRIBUTION ON THE FRONT SURFACE OF CUTTING TOOL WITH PSHM
BASED ON cBN

Klimenko S.An., Klimenko S.A..

The results of experimental analyzes contact stress values and their distribution on the front surface of the instrument equipped with a superhard polycrystalline material based on cubic boron nitride for turning of hardened steel.

Ключеві слова: контактні напруження, передня поверхня інструменту, полікристалічний надтвердий матеріал, кубічний нітрид бору, точінні, загартована сталь.

Ключевые слова: контактные напряжения, передняя поверхность инструмента, поликристаллический сверхтвердый материал, кубический нитрид бора, точение, закаленная сталь.

Keywords: contact stress front surface of the instrument superhard polycrystalline material, cubic boron nitride, turning, hardened steel.

Дата надходження статті: 15 квітня 2015 р.

УДК 621.9

Родічев Ю. М., Сорока О. Б.¹;
Ковальов В.Д., Васильченко Я. В., Шаповалов М. В.²
 ІПМіц імені Г.С. Писаренка НАН України¹, Київ, Україна,
 ДДМА², Краматорськ, Україна

ПРИСКОРЕНЕ ВИЗНАЧЕННЯ ОПОРУ РУЙНУВАННЮ І ЗНОШУВАННЮ РІЗАЛЬНИХ ПЛАСТИН ПРИ ІНТЕНСИВНОМУ КОНТАКТНОМУ НАВАНТАЖЕННІ

Ресурс різального інструменту значною мірою визначає ефективність процесу металлообробки. При обробці на важких верстатах існує проблема виходу з ладу інструменту, пов'язаному не тільки із зношуванням різальної пластини, а й з недостатнім опором руйнуванню типу викришування та відколювання. Тому збільшення ресурсу інструменту, оснащеного твердосплавними різальними пластинами, може бути досягнуто за рахунок покращення характеристик робочих поверхонь та показників міцності твердого сплаву. Це, з одного боку, потребує застосування нових технологій як поверхневої, так і об'ємної модифікації інструментальних матеріалів, а з іншого – розвитку методів визначення опору руйнуванню і зношуванню з урахуванням екстремальних умов експлуатації інструмента при обробці на важких верстатах.

Перспективним напрямком розвитку високих технологій в області модифікації матеріалів є обробка імпульсним полем (ОІМП), фізичні основи якої стосовно до інструменту зі швидкорізальних сталей сформульовані С.М. Постніковим і представниками його наукової школи в роботах [1,2]. В роботах [3-5] показано, що метод імпульсної магнітної обробки дозволяє підвищити стійкість інструменту зі швидкорізальної сталі на 30...50%. Нами було отримано результати, які показали, що ефект зміцнення при ОІМП має об'ємний характер, призводить до підвищення однорідності вольфрамокобальтових та титанокобальтових твердих сплавів, зростання границі міцності на згин при статичному навантаженні до 27%, збільшення періоду стійкості до руйнування до 17% [6]. При цьому устаткування для ОІМП може бути встановлено в механічних цехах підприємства, а параметри режимів обробки варіюються в залежності від інструментального матеріалу з метою оптимізації характеристик пластини.

На практиці для оцінки параметрів зносостійкості традиційно фіксують ширину фаски зносу інструменту по задній поверхні при обробці на верстаті. Така методика потребує значних витрат часу та матеріалів. Оцінка параметрів міцності та опору руйнуванню пов'язана із застосуванням спеціальних методик та спеціалізованого лабораторного обладнання. Специфіка відмов інструменту на важких верстатах та застосування методів модифікації, які можуть бути оперативно здійснені та оптимізовані в виробничих умовах, вимагає розробки порівняльної методики, що дозволяє швидко та з мінімальними витратами отримати комплекс параметрів, які характеризують зносостійкість та опір руйнуванню в умовах інтенсивного навантаження.

Таким чином, метою роботи є розробка та апробація порівняльної методики оперативної оцінки ефективності модифікації різальних пластин з визначення опору руйнуванню і зношуванню при контактному навантаженні.

Запропонований підхід передбачає випробування різальних пластин в умовах високого контактного тиску з тертям при підвищених температурах з використанням устаткування і оснащення, що застосовується при обробці різанням. В якості контртіла використовується масивна циліндрична заготовка, встановлена на токарному верстаті. Пластина, що випробовується, закріплюється у спеціальній державці різетримача верстата таким чином, щоб кут різання мінімізував стружкоутворення (рис.1). Конструкція державки передбачає встановлення силовимірювача, який контролює зусилля P притиснення пластини до контртіла. Внаслідок високого рівня контактного навантаження забезпечується утворення відколута фаски

по задній поверхні різальної пластини. Параметр зносу визначається як площа фаски S , що утворена за певний час тестування. Як характеристики опору руйнуванню прийнято питомий тиск (відношення зусилля притиснення до площі фаски – P/S) та відношення зусилля до ширини фаски P/b . Параметр P/S характеризує опір розсіяному контактному пошкодженню, а величина P/b – опір відколюванню.

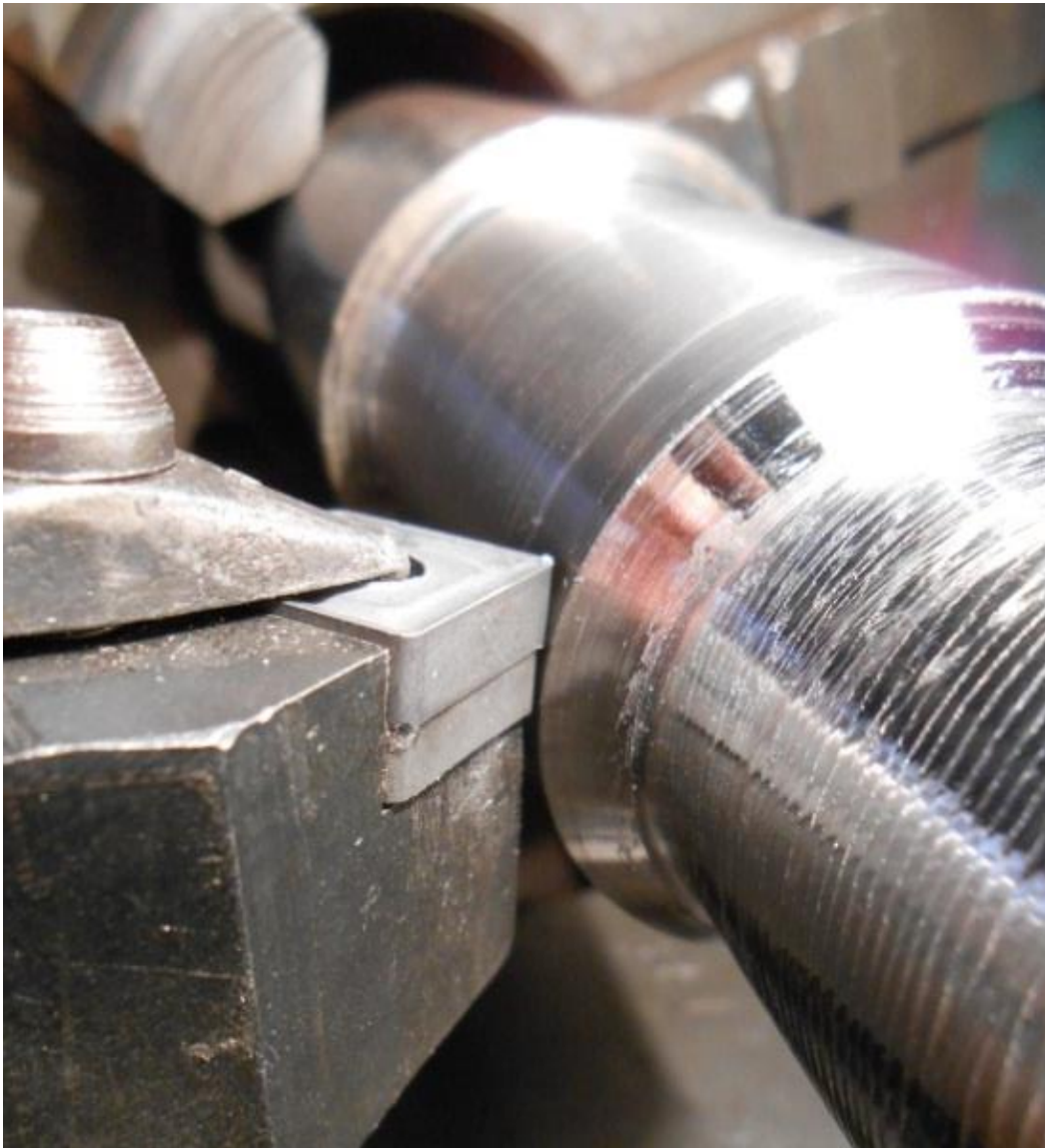
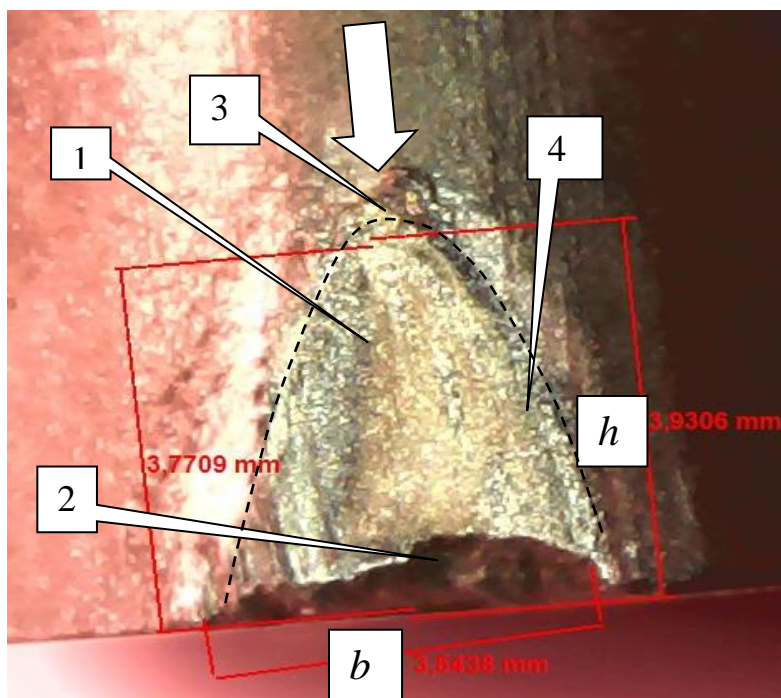


Рис. 1. Положення пластини відносно вала при визначенні опору руйнуванню і зносу при контактному навантаженні на токарних верстатах

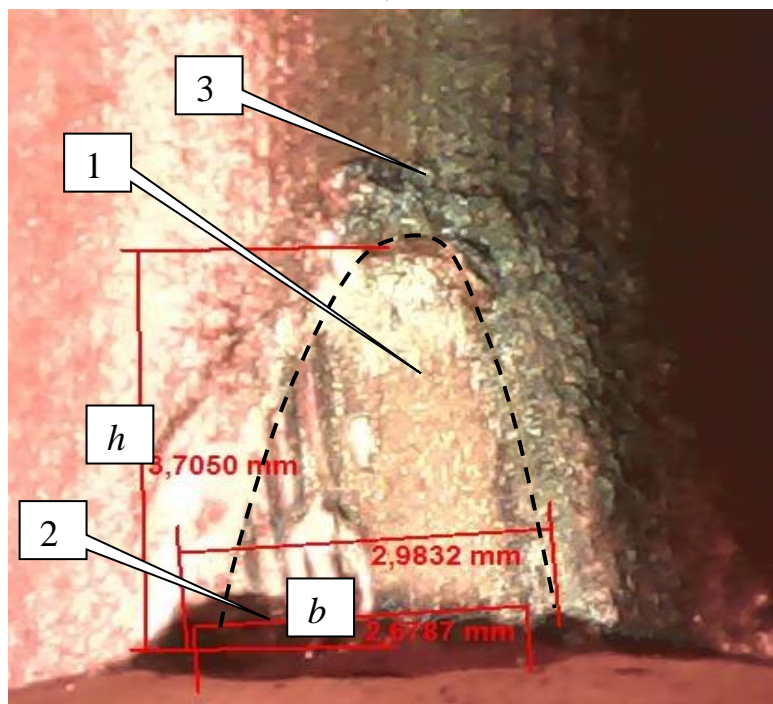
При оцінці пошкоджуваності і опору зносу пластин враховуються також наявність мікротріщин на поверхні зносу, зміна геометрії контртіла в зоні контакту.

Методику застосовано при оцінці впливу ОІМП на опір руйнуванню пластин з ВК8. На токарному верстаті 1К62 було випробувано неперезагострювальні чотирьохгранні квадратні пластини вихідному стані та після ОІМПза двома різними режимами. Контртілом служував вал діаметром 47,8мм із сталі 40ХН, що обертався з частотою 800об/хв. Режими: подача супорта – 0,07мм/об, лінійна швидкість 120м/хв, зусилля P – 150Н, час випробувань становив 6 хвилин.

Аналізувались розміри відколів та фасок, що утворились в результаті випробувань(рис.2).



a)



б)

Рис. 2. Напівеліптичні фаски, що утворились при випробуваннях твердосплавних пластин ВК8 у вихідному стані (а) та після ОІМП (б):

1 – напівеліптична фаска, 2 – відкол на виході з контакту. 3, 4 – налипання металу контртіла на контурі фаски (розміри дано з каліброчним коефіцієнтом $k=3.175$)

Встановлено, що фаска має форму, близьку до напівеліптичної, показану переривчатою лінією. Напрямок дії сили показано стрілкою. Площа фаски приблизно визначалась рівнянням $S = \frac{1}{4}\pi bh$. Середні значення результатів вимірювань, позначені індексом $mean$, фаски та відколу b_{mean} та h_{mean} , а також розрахунків параметрів S_{mean} , P/b_{mean} , P/S_{mean} представлено в таблиці 1.

Таблиця 1

Результати порівняльних випробувань пластин з ВК8

Стан зразка	Розміри, мм		S_{mean} , мм ²	P/b_{mean} , Н/мм	P/S_{mean} , МПа
	b_{mean}	h_{mean}			
Вихідний	1,23	1,38	1,33	122	113
Оброблений ІМП режим 1	0,93	1,21	0,88	161	170
Оброблений ІМП режим 2	0,99	1,22	0,95	151	158

Отримано, що фаски на пластинах після ОІМП, мають приблизно на 30% меншу площу поверхні, ніж ті, що утворились на пластині у вихідному стані (0,88мм² та 0,95 мм² порівняно з 1,33мм²). Встановлено, що для пластин після ОІМП спостерігається збільшення обох параметрів, які характеризують опір руйнуванню. Для пластин після ОІМП за першим режимом опір розсіяному пошкодженню збільшився на 50%, а опір відколюванню - на 32%. Аналіз пластини, оброблених ІМП за другим режимом, показав зростання параметрів P/Sta P/b на 40% та 24 % відповідно.

Висновки

За результатами випробувань зроблено висновки щодо можливості застосування запропонованої методики порівняльної оцінки опору руйнуванню і зношуванню різальних пластин в умовах виробництва та показано, що пластини з ВК8, оброблені імпульсним магнітним полем, мають підвищений опір руйнуванню та зношуванню порівняно із пластинами у вихідному стані.

Перелік джерел літератури: 1. Постников С.Н. Перестройка дефектных комплексов в кристаллических твёрдых телах под действием магнитных полей до пороговых энергий. Прикладные проблемы прочности и пластичности. Статика и динамика деформируемых систем // Всесоюзный межвузовский сборник. – Горький, 1980. – 138 с. **2.** Бень А.П. Устройств магнитно-импульсной обработки металлических изделий с автоматизированным выбором режимов обработки / А.П. Бень, Б.В. Малыгин, Р.Е. Врублевский // Науковий вісник ХДМІ. – 2011. № 2 (5). – С. 284-289. **3.** Малыгин В.Б. Магнитное упрочнение инструмента и деталей машин – М.: Машиностроение, 1989 – 112 с. **4.** Полетаев В.А., Помельникова А.С., Шипко М.Н. Влияние обработки в импульсном магнитном поле и коротком разряде на прочность сталей // МиТОМ, 2000 – №4. – С. 34-37. **5.** Bataineha O. Effect of pulsed magnetic treatment on drillwear / O. Bataineha, B. Klameckia, B. G Koepekbe // Journal of Materials Processing Technology. – 2003. – V.134. № 2. – P. 190–196. **6.** Зміцнення твердосплавного різального інструменту для важкого машинобудування на основі поверхневої та об'ємної модифікації фізичними методами / О.Б.Сорока, Ю.М. Родічев, В.Д.Ковальов, Васильченко Я. В. // Вісник Тернопільського Національного технічного університету ім. І.Пулюя. – 2013. – №3(71). – С.133-145.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

ПРИСКОРЕНЕ ВИЗНАЧЕННЯ ОПОРУ РУЙНУВАННЮ
І ЗНОШУВАННЮ РІЗАЛЬНИХ ПЛАСТИН ПРИ ІНТЕНСИВНОМУ
КОНТАКТНОМУ НАВАНТАЖЕННІ

Родічев Ю. М., Сорока О. Б. Ковальов В.Д., Васильченко Я. В., Шаповалов М. В.

У роботі розглянуто шляхи збільшення ресурсу інструменту, оснащеного твердосплавними різальними пластинами, зокрема ОІМП. Різальні пластини було випробувано в умовах високого контактного тиску з тертям при підвищених температурах з використанням устаткування і оснащення, що застосовується при обробці різанням. Отримано, що фаски на пластині після ОІМП, мають приблизно на 30% меншу площу поверхні, ніж ті, що утворились на пластині у вихідному стані. Встановлено, що для пластин після ОІМП спостерігається збільшення обох параметрів, які характеризують опір руйнуванню.

УСКОРЕННЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРУШЕНИЮ
И ИЗНОСУ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН ПРИ ИНТЕНСИВНОМ
КОНТАКТНОМ НАГРУЖЕНИИ

Родичев Ю. М., Сорока А. Б. Ковалев В.Д., Васильченко Я. В., Шаповалов М. В.

В работе рассмотрены пути увеличения ресурса инструмента, оснащенного твердосплавными режущими пластинами, в частности ОИМП. Режущие пластины были испытаны в условиях высокого контактного давления с трением при повышенных температурах с использованием оборудования и оснастки, применяемой при обработке резанием. Получено, что фаски на пластине после ОИМП, имеют примерно на 30% меньшую площадь поверхности, чем те, что образовались на пластине в исходном состоянии. Установлено, что для пластин после ОИМП наблюдается увеличение обоих параметров, характеризующих сопротивление разрушению.

ACCELERATED DETERMINATION FRACTURE RESISTANCE
AND WEAR OF THE CUTTING INSERT AT AN INTENSITY
CONTACT LOADING

Rodichev Y.M., Soroka A.B., Kovalev V.D., Vasilchenko Y.V., Shapovalov M.V.

The paper discusses ways to increase resource tool equipped with carbide inserts, in particular WWIS. The inserts were tested in a high contact pressure with friction at elevated temperatures using the equipment and tooling used during machining. It was found that wafers after chamfer WWIS have approximately 30% less surface area than those formed on the plate in the initial state. It is found that for plates WWIS after an increase of both parameters characterizing the fracture resistance.

Ключові слова: твердосплавні різальні пластини, ОІМП, опір руйнуванню

Ключевые слова: твердосплавные режущие пластины, ОИМП, сопротивление разрушению

Key words: carbide inserts, WWIS, fracture resistance

Дата надходження статті: 28 квітня 2015 р.

УДК 621.99

Равська Н.С.¹, Ніколаєнко Т.П.², Вовк В.В.¹
 НТУУ «КПІ»¹, КНУБА², м. Київ, Україна
 itm@kpi.ua

ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ РІЗЦІВ З ПЕРЕДНЬОЮ ПЛОЩИНОЮ, ПАРАЛЕЛЬНОЮ ОСІ, ПРИ ОБРОБЦІ ТРАПЕЦІОДАЛЬНИХ РІЗЬБ

Вступ

Нарізання трапеціодальних різьб різцями має широке розповсюдження в машинобудуванні. Різьбові фасонні різці стержневі, призматичні та круглі, як правило, мають плоску передню поверхню. Плоска передня поверхня може бути по різному розташована відносно осі оброблюваної заготовки.

В статті розглядаються різці, у котрих передня площина іде паралельно осі оброблюваної трапеціодальної різьби. На працездатність різця, як і інших інструментів, суттєвий вплив мають величини геометричних параметрів різальної частини. Проте геометричні параметри різців при обробці трапеціодальних різьб розглядалися наближено [1, 2, 3, 4].

Разом з тим точне визначення кутів вздовж різальної кромки будь-якого інструмента дозволяє на стадії проектування прогнозувати з більшою достовірністю його працездатність та призначати більш доцільні геометричні параметри для заданих умов експлуатації. Тому визначення величин геометричних параметрів різальної частини фасонних різців при обробленні трапеціодальних різьб є актуальною задачею, що і вирішується в даній роботі.

Метою даної статті є визначення геометричних параметрів різців з передньою площиною, паралельною осі, при обробці трапеціодальних різьб для розробки їх прогресивних конструкцій, з геометрією їх різальної частини, що враховує задані умови експлуатації.

Попередні дослідження

Відомо [4,5], що різець для нарізання трапеціодальної різьби, який працює за профільною схемою, має три головні різальні кромки (рис.1): прямолінійну різальну кромку 1-2 з $\beta=90^\circ$, бокові різальні кромки 1-3 та 2-4 з кутами $\beta_{л}=\beta_{пр}=0,5\alpha_0$, де α_0 – кут при вершині нарізуваного різьбового профіля.

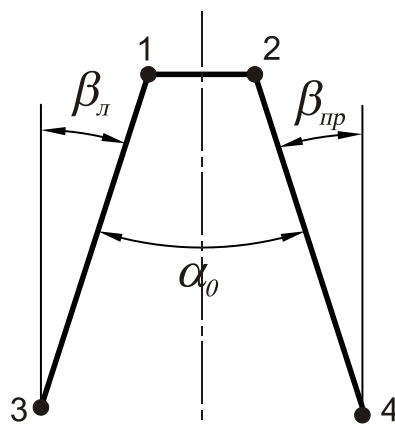


Рис.1. Профіль різьбового різця.

Передні кути для простоти переточки приймаються рівними кулю. Якщо передня поверхня різця має кут $\gamma=0$ і його різальні кромки встановлені в осьовій площині заготовки без врахування кута нахилу гвинта різьби ω , то значення кінематичних кутів будуть (рис.2) [3]:

$$\gamma_1=+\omega; \gamma_2=-\omega; \alpha_1=-\omega; \alpha_2=+\omega,$$

- де - α – задні кути на бокових різальних лезах;
 - P – крок різьби, мм;
 - d – діаметр різьби, мм.

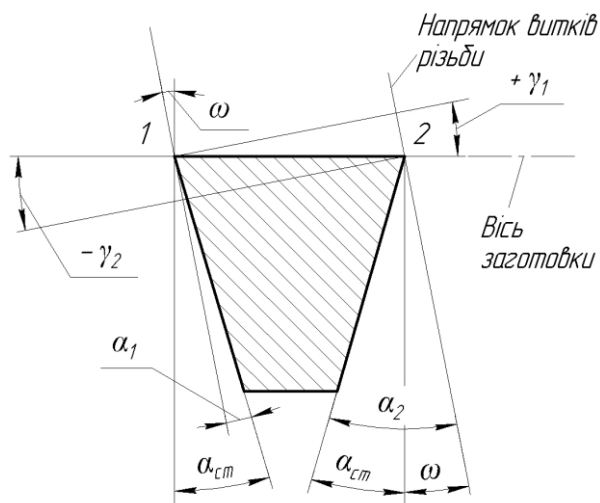


Рис.2. Схема установки стрижневих різців при нарізанні різьби з великим кутом ω підйому витків.

Це призводить до зменшення заднього кута на лівому лезі і до більш швидкого його зносу, а також до від'ємного переднього кута на правому лезі і погіршення умов різання.

Наведений аналіз щодо визначення геометричних параметрів різців для нарізання трапеціодальних профілів показує, що їх геометричні параметри для різців у яких передня площина розташована паралельно осі заготовки не досліджені.

Визначення геометричних параметрів різальної частини різців при обробці трапеціодальних різьб

Величини геометричних параметрів в будь якій точці різальної кромки характеризуються значеннями переднього і заднього кутів, а також кутом нахилу різальної кромки. Для їх визначення скористуємось методикою аналітичного визначення [6].

Визначення передніх нормальних кутів

Передній кут γ_N в нормальному до різальної кромки перерізі знаходиться між нормаллю \bar{N}_p до поверхні різання і передньою площиною інструмента. Відповідно, кут між нормаллю \bar{N}_p та нормаллю до передньої поверхні \bar{N}_{II} буде дорівнювати $90 - \gamma_N$.

Тоді:

$$\operatorname{tg} \gamma_N = \frac{(\bar{N}_{II} \cdot \bar{N}_p)}{[\bar{N}_{II} \cdot \bar{N}_p]}$$

Вектор нормалі \bar{N}_{II} до передньої поверхні визначається як векторний добуток векторів \bar{P} і \bar{P} , розташованих в передній площині (рис.3). В системі XYZ вектор \bar{P} , що йде по різальній кромці в досліджуваній точці А буде:

$$\bar{P} = -\bar{i} \operatorname{tg} \beta - \bar{j} \operatorname{tg} \gamma + \bar{k}$$

Вектор \bar{P} іде по осі X, тому $\bar{P} = \bar{i}$.

Вектор \bar{N}_{II} до передньої поверхні:

$$\bar{N}_{II} = [\bar{P} \times \bar{P}] = \begin{bmatrix} i & j & k \\ 1 & 0 & 0 \\ -\operatorname{tg} \beta & -\operatorname{tg} \gamma & 1 \end{bmatrix} = -\bar{j} - \bar{k} \operatorname{tg} \gamma$$

Вектор \bar{N}_p нормалі до поверхні різання визначається як векторний добуток вектора \bar{P} , що йде по різальній кромці, і вектора швидкості різання \bar{V} . Вектор \bar{V} , що йде по поверхні різання буде:

$$\bar{V} = -\bar{i}tg\omega + \bar{j}$$

Оскільки різьба має постійний крок, при розрахунках слід враховувати те, що кут ω є змінним вздовж різальної кромки і визначається в кожній точці через радіус точки різьби R_x та крок різьби p по залежності:

$$tg\omega = \frac{p}{2\pi \cdot R_x}$$

Вектор \bar{N}_p нормалі до поверхні різання буде:

$$\bar{N}_p = [\bar{V} \times \bar{P}] = \begin{bmatrix} i & j & k \\ -tg\omega & 1 & 0 \\ -tg\beta & -tg\gamma & 1 \end{bmatrix} = \bar{i} + \bar{j}tg\omega + \bar{k}(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)$$

або

$$\bar{N}_p = \bar{i} \cos \beta + \bar{j}tg\omega \cdot \cos \beta + \bar{k}(tg\omega \cdot tg\gamma \cdot \cos \beta + \sin \beta)$$

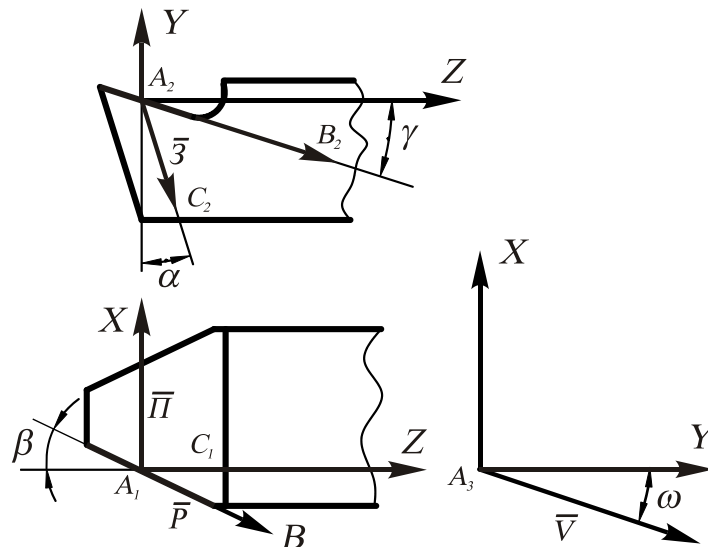


Рис.3. Схема розташування векторів для визначення геометричних параметрів.

Скалярний добуток векторів \bar{N}_Π і \bar{N}_p буде дорівнювати:

$$(\bar{N}_\Pi \cdot \bar{N}_p) = -tg\omega - tg\gamma(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)$$

Векторний добуток векторів \bar{N}_Π і \bar{N}_p буде:

$$[\bar{N}_\Pi \times \bar{N}_p] = \begin{bmatrix} i & j & k \\ 0 & -1 & -tg\gamma \\ 1 & tg\omega & tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta \end{bmatrix} = \bar{i}[(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta) + tg\omega \cdot tg\gamma] + \bar{j}tg\gamma + \bar{k}$$

Звідки:

$$[\bar{N}_\Pi \times \bar{N}_p] = \bar{i}(-tg\beta) + \bar{j}tg\gamma + \bar{k}$$

Модуль векторного добутку $[\bar{N}_\Pi \times \bar{N}_p]$ буде дорівнювати:

$$|[\bar{N}_\Pi \times \bar{N}_p]| = \pm \sqrt{tg^2\beta + tg^2\gamma + 1}$$

Відповідно:

$$tg\gamma_N = \frac{tg\omega + tg\gamma(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)}{\sqrt{tg^2\beta + tg^2\gamma + 1}}$$

Помноживши і розділивши цей вираз на $\cos\beta \cdot \cos\gamma$ одержимо:

$$tg\gamma_N = \frac{[tg\omega \cdot \cos\beta + tg\gamma(tg\omega \cdot tg\gamma \cdot \cos\beta + \sin\beta)]\cos\gamma}{\sqrt{\cos^2\gamma + \sin^2\beta + \cos^2\beta}}$$

Для вершинної кромки при $\beta=90^\circ$ будемо мати:

$$tg\gamma_N = \frac{tg\gamma \cdot \cos\gamma}{\cos\gamma} = tg\gamma$$

Таким чином на вершинній кромці в нормальному до різальної кромки перерізі передній кут дорівнює інструментальному передньому куту, заданому на кресленні.

Визначення задніх кутів

Задній кут в нормальному до різальної кромки перерізі дорівнює куту, який знаходиться між нормаллями \bar{N}_P до поверхні різання і \bar{N}_3 до задньої поверхні. В відповідності до [6]:

$$\cos\alpha_N = \frac{(\bar{N}_P \times \bar{N}_3)}{|\bar{N}_P| \cdot |\bar{N}_3|}$$

Нормаль \bar{N}_3 до задньої поверхні визначаємо як векторний добуток вектора \bar{P} і вектора $\bar{3}$, дотичного до задньої поверхні в досліджуваній точці різальної кромки. В системі XYZ вектор $\bar{3}$, що йде по твірній задньої поверхні, буде:

$$\bar{3} = -\bar{j} + \bar{k}tg\alpha$$

Вектор нормалі \bar{N}_3 до задньої поверхні буде:

$$\bar{N}_3 = [\bar{P} \times \bar{3}] = \begin{bmatrix} i & j & k \\ -tg\beta & -tg\gamma & 1 \\ 0 & -1 & tg\alpha \end{bmatrix} = \bar{i}(-tg\gamma \cdot tg\alpha + 1) + \bar{j}tg\beta \cdot tg\alpha + \bar{k}tg\beta$$

Скалярний добуток векторів \bar{N}_P і \bar{N}_3 буде:

$$(\bar{N}_P \cdot \bar{N}_3) = -tg\gamma \cdot tg\alpha + 1 + tg\omega \cdot tg\beta \cdot tg\alpha + tg\beta(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)$$

Модуль вектора \bar{N}_3 буде дорівнювати:

$$|\bar{N}_3| = \sqrt{(-tg\gamma \cdot tg\alpha + 1)^2 + tg^2\beta \cdot tg^2\alpha + tg^2\beta} = \sqrt{(-tg\gamma \cdot tg\alpha + 1) + \frac{tg^2\beta}{\cos^2\alpha}}$$

Модуль вектора \bar{N}_P :

$$|\bar{N}_P| = \sqrt{1 + tg^2\omega + (tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)^2},$$

або

$$|\bar{N}_P| = \sqrt{\frac{\cos^2\beta}{\cos^2\omega} + (tg\omega \cdot tg\gamma \cdot \cos\beta + \sin\beta)^2}$$

Відповідно:

$$\cos\alpha_N = \frac{-tg\gamma \cdot tg\alpha + 1 + tg\omega \cdot tg\beta \cdot tg\alpha + tg\beta(tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)}{\sqrt{(-tg\gamma \cdot tg\alpha + 1)^2 + \frac{tg^2\beta}{\cos^2\alpha}} \cdot \sqrt{1 + tg^2\omega + (tg\omega \cdot tg\gamma + tg\beta)^2}}$$

Для вершинної кромки $\beta=90^\circ$ будемо мати:

$$\cos\alpha_N = \frac{\cos\alpha \cdot \cos\omega}{\cos\omega} = \cos\alpha$$

Тобто на вершинній кромці задній кут в нормальному до різальної кромки перерізі дорівнює інструментальному.

Визначення кута нахилу різальної кромки

За визначенням кут між векторами \bar{P} і \bar{V} дорівнює $90^\circ - \lambda$. Таким чином, кут нахилу різальної кромки буде [6]:

$$\sin \lambda = \frac{(\bar{V} \cdot \bar{P})}{|\bar{V}| \cdot |\bar{P}|}$$

Скалярний добуток векторів \bar{V} і \bar{P} дорівнює:

$$(\bar{V} \cdot \bar{P}) = \operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \omega + \operatorname{tg} \gamma$$

Модуль вектора \bar{V} буде:

$$|\bar{V}| = \sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \omega} = \frac{1}{\cos \omega}$$

Модуль вектора \bar{P} дорівнює:

$$|\bar{P}| = \sqrt{\operatorname{tg}^2 \beta + \operatorname{tg}^2 \gamma + 1} = \frac{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \cos^2 \beta}}{\cos \beta}$$

Тоді:

$$\sin \lambda = \frac{(\operatorname{tg} \beta \cdot \operatorname{tg} \omega + \operatorname{tg} \gamma) \cos \omega \cdot \cos \beta}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \cos^2 \beta}} = \frac{\sin \beta \cdot \sin \omega + \operatorname{tg} \gamma \cdot \cos \omega \cdot \cos \beta}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot \cos^2 \beta}}$$

Для вершинної точки $\beta = 90^\circ$ будемо мати:

$$\sin \lambda = \pm \sin \omega, \text{ тобто } \lambda = \omega.$$

При чистовій обробці інструментальної передній кут може вибиратись рівним нулю. Тоді величини геометричних параметрів різальної частини будуть визначатись за формулами:

$$\operatorname{tg} \gamma_N = \pm \operatorname{tg} \omega \cdot \cos \beta$$

$$\sin \lambda = \pm \sin \beta \cdot \sin \omega$$

$$\cos \alpha_N = \frac{\cos \omega \cdot \cos \alpha + \sin \omega \cdot \sin \beta \cdot \cos \beta \cdot \sin \alpha}{\cos \beta \cdot \cos \alpha \cdot \sin \beta \cdot \sqrt{\cos^2 \beta + \cos^2 \omega \cdot \sin^2 \beta}}$$

Аналіз показує, що при великих кутах підйому різьби геометричні параметри різальної частини на бокових різальних кромках суттєво відрізняються один від одного. Тому різбові різці з передньою площиною, паралельною осі оброблюваної заготовки застосовують при малих величинах кутів підйому різьби.

Висновок

Виведені аналітичні залежності для розрахунку величин геометричних параметрів різальної частини різців з плоскою передньою поверхнею, паралельною осі деталі, при профільній схемі обробки трапеціодальних різьб. Показано, що на бокових різальних кромках геометричні параметри відрізняються один від одного в залежності від кута підйому різьба.

Перелік джерел літератури: 1. Бобров В.Ф. Многопроходное нарезание крепежных резьб резцом / В.Ф. Бобров – М.: Машиностроение, 1982. -104с 2. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты / П.Р. Родин – К.: Вища школа, 1986. – 455с 3. Кожевников Д.В. Режущий инструмент: учебник для вузов / Д.В. Кожевников, В.А. Гречишников, С.В. Кирсанов, В.И. Конорев, А.Г. Схиртладзе; под редакцией доктора технических наук С.В. Кирсанова – М.: Машиностроение, 2007. -528с 4. Овсиенко А.Н. Формообразование и режущие инструменты: учебное пособие / А.Н. Овсиенко, Д.Н. Клауч, С.В. Кирсанов, Ю.В. Максимов – М.: Форум, 2010. -416с 5. Грановский Г.И. Резание металлов / Г.И. Грановский, В.Г. Грановский. –М.: Высшая школа. 1985. -416с 6. Равська Н.С. Методика аналітичного визначення геометричних параметрів різальної частини інструменту // Н.С. Равська, Т.П. Ніколаєнко, Д.О. Сільчин. Наукові праці Донецького національного технічного університету.: Машинобудування: машинознавство. Випуск 6(154) – Донецьк: ДНТУ. 2009. –С.118-129.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ГЕОМЕТРИЯ РІЗЦІВ З ПЕРЕДНЬОЮ ПЛОЩИНОЮ, ПАРАЛЕЛЬНОЮ ОСІ, ПРИ
ОБРОБЦІ ТРАПЕЦІОДАЛЬНИХ РІЗЬБ

Равська Н.С., Ніколаєнко Т.П., Вовк В.В.

У даній роботі представлено методику аналітичного визначення геометричних параметрів різців з передньою площиною, паралельною осі, призначених для оброблення трапеціодальних різьб. Отримані залежності для розрахунку статичних головних та нормальних передніх та задніх кутів, кута нахилу різальної кромки в будь якій точці різальної кромки такого різця. Аналіз залежностей показав, що при великих кутах підйому різьби кути на бічних різальних кромках суттєво відрізняються і тому різці з передньою площиною, паралельною осі застосовуються при малих кутах підйому різьби.

ГЕОМЕТРИЯ РЕЗЦОВ С ПЕРЕДНЕЙ ПЛОСКОСТЬЮ, ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ ОСИ,
ПРИ ОБРАБОТКЕ ТРАПЕЦЕИДАЛЬНЫХ РЕЗЬБ

Равская Н.С., Николаенко Т.П., Вовк В.В.

В данной работе представлено методику аналитического определения геометрических параметров резцов с передней плоскостью, параллельной оси, предназначенных для обработки трапецеидальных резьб. Получены зависимости для расчета статических главных и нормальных передних и задних углов, угла наклона режущей кромки в произвольной точке режущей кромки такого резца. Анализ зависимостей показал, что при больших углах подъема резьбы углы на боковых режущих кромках значительно отличаются и поэтому резцы с передней плоскостью, параллельной оси используют при малых углах подъема резьбы.

GEOMETRY OF CUTTERS WITH FACE WHICH PARALLEL TO THE AXIS,
WHEN TRAPEZOIDAL THREAD CUTTING

Ravskaya N.S., Nikolaenko T.P., Vovk V.V.

In this work a principles of analytical determination of tool geometry of cutters with face which parallel to the axis for cutting of trapezoidal thread are presented. Dependences for calculation of static main and normal rack and clearance, a tool cuttings edge inclination in any point of the cutting edge of such cutter are determined. The analysis of dependences showed that big lead angles of thread on the side cutting edges considerably differ and therefore cutters with the face which parallel to an axis are used at small lead angles of a thread.

Ключові слова: різьба, різець, геометричні параметри, працездатність інструменту, раціональна геометрія.

Ключевые слова: резьба, резец, геометрические параметры, работоспособность инструмента, рациональная геометрия.

Key words: thread, cutter, tools geometry, tools workability, rational tools geometry.

Дата надходження статті: 22 квітня 2015 р.

УДК 621.91:678.5:681.3

Глоба О.В., Гречук А.І.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
grechukand@gmail.com
g_a_v@ukr.net

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ СВЕРДЛІННЯ ВПКМ

Вступ

В сучасному машинобудуванні збільшуються темпи використання ВПКМ. Вони володіють низькою властивостями, які популяризують їх використання для вирішення багатьох конструктивних задач. В випадках габаритних та монолітних корпусних деталях, фасонних поверхнях, виготовлення яких з металу було б занадто витратним, а багатьох випадках неможливим, ВПКМ, як альтернатива, виступає універсальними і незамінними засобом для їх реалізації. Механічні властивості, можливість запікання або ручного формування різноманітних поверхонь в ВПКМ, відношення міцності до ваги, жорсткості до ваги, корозійної стійкості, втоми теплового розширення в порівняно з металами є вдалим шляхом раціоналізації різних конструкцій. Всі вищеперераховані властивості не позбавляють від потреби проведення кріплення між складовими частинами конструкцій. Актуальність використання ВПКМ підвищує вимоги до якості обробки отворів, що зумовлює розробку нових конструкцій свердел, оптимізацію режимів різання та дослідження параметрів оброблюваності.

Основний зміст роботи

При виконанні отворів в деталях з ВПКМ може виникнути ряд дефектів, які не зустрічаються при обробці однорідних матеріалів і знизять їх якість. До цих дефектів можна віднести:

- розшарування поверхневого шару навколо обробляемого отвору зі сторони входу та виходу свердла, та об'єму матеріалу по товщині заготовки;
- незрізані волокна шарів ВПКМ, які утворюються по причині анізотропії фізичних властивостей матеріалу з архітектурою перехресного армування;
- викришування внутрішньої поверхні отвору, яке зумовлено викришуванням частини волокон в результаті незрізаних;
- відхилення від круглості;
- підвищення температури при свердлінні, що призводять до прижогів та деструкції матеріалу.

Для уникнення викришувань, необхідності додаткової обробки для зняття незрізаних волокон, деструкції, можна застосувати метод ТДУ. ТДУ - це явище при якому, тепловиділення при свердлінні досягає певної температури, значення якої знаходиться в околі температури плавлення зв'язуючої речовини ВПКМ, при цьому незрізані волокна приплавляються до внутрішньої поверхні отвору, тим самим укріплюють роздроблену частину поверхні і формують її спинкою свердла. В данному випадку, доцільно використовувати спеціальні свердла, що мають вигладжуючу спинку. Для прогнозування ТДУ необхідне моделювання процесу свердління, з точки зору розподілення теплоти в зоні різання, щоб досягнути необхідної температури різання.

ВПКМ відрізняються своєю низькою теплопровідністю, яка сприяє слабкому тепловідведенню теплоти від ріжучого інструменту. При свердлінні ВПКМ, теплота, що виділяється, розподіляється таким чином: 90% надходить в інструмент, 5% в стружку і 5% в заготовку [1], [3]. Так як використання рідких ЗОТС є економічно недоцільним із-за введення додаткових операцій(сушки). Тому не забезпечується відвід теплоти від інструменту, і він стає джерелом нагріву заготовки. Тому для того щоб досягти певної, необхідної температури в зоні різання, необхідно варіювати геометричними параметрами

свердла, режимами обробки в залежності від фізико-механічних та хімічних характеристик оброблюваного матеріалу.

Методика визначення температури в зоні свердління.

Запропоновано метод визначення температури в зоні різання.

Визначення теплоти в зоні свердління можна визначити використовуючи загальновідому формулу затраченої роботи (1).

$$A = \int \vec{F} \cdot d\vec{L}, \quad (1)$$

де F – сила, H ; dL – переміщення, $мм$.

Переміщення свердла в напрямку подачі обчислюється за формулою(2).

$$Sx = \frac{S \cdot n \cdot \tau}{60}, \quad (2)$$

де S – подача, $мм/об$; n – частота обертання шпинделя, $об/хв$; τ – час обробки, $сек$.

Вектор миттєвої швидкості будь-якої точки тіла, що обертається з кутовою швидкістю $\vec{\omega}$, визначається за формулою (3).

$$\vec{V} = \vec{\omega} \times \vec{r}, \quad (3)$$

де \vec{r} – радіус-вектор до досліджуваної точки з початку координат, розташованого на осі обертання свердла, а $\vec{\omega}$ – кутова швидкість, що обчислюється за формулою (4).

$$\omega = \frac{\partial \varphi}{\partial t}, \quad (4)$$

де $\partial \varphi$ – кут повороту точки навколо осі обертання свердла за одиницю часу ∂t .

Розглядаючи процес свердління, значення кутової швидкості можна визначити із режимів обробки (5).

$$\omega = \frac{2 \cdot \pi \cdot n}{60}, \quad (5)$$

де ω – кутова швидкість, $\frac{рад}{сек}$.

Для розрахунку радіального переміщення точки на периферії різальної кромки і перемички, векторне рівняння (3) спрощується і обчислюється за формулами (6) і (7) відповідно.

$$V_{Yk} = \omega \cdot \frac{D}{2}; \quad (6)$$

$$V_{Yp} = \omega \cdot r_p, \quad (7)$$

де D – діаметр свердла, $мм$; r_p – радіус перемички, $мм$, що обчислюються за формулою (8).

$$r_p = 0,15 \cdot \frac{D}{2}; \quad (8)$$

Сили, які діють на свердло в процесі його свердління зводяться до осьової сили P_x , H та крутного моменту M_c , $H \cdot мм$. Сила для кромки і перемички обчислюються по формулах (9) і (10), крутного моменту – (11), (12) відповідно [3].

$$P_{Xk} = C_p \cdot \left(\frac{D}{2}\right)^{xp} \cdot S^{yp} \cdot K_p; \quad (9)$$

$$P_{Xp} = C_p \cdot r_p^{xp} \cdot S^{yp} \cdot K_p; \quad (10)$$

$$M_{ck} = 1000 \cdot C_m \cdot \left(\frac{D}{2}\right)^{xm} \cdot S^{ym} \cdot K_m; \quad (11)$$

$$M_{cp} = 1000 \cdot C_m \cdot r_p^{xm} \cdot S^{ym} \cdot K_m; \quad (12)$$

Коефіцієнти C_p, C_t, x_p, y_p обираються в залежності від типу оброблюваного композиційного матеріалу. За для визначення радіальної складової сили для кромки і перемички використовується формули (13), (14).

$$P_{yk} = \frac{2 \cdot M_{ck}}{D}; \quad (13)$$

$$P_{yp} = \frac{M_{cp}}{rp}; \quad (14)$$

Коефіцієнти K_p, K_m обчислюються по формулах (15), (16).

$$K_p = K_{ph} \cdot K_{p\phi} \cdot K_{p\alpha} \cdot K_{py}; \quad (15)$$

$$K_m = K_{hm} \cdot K_{qm}; \quad (16)$$

Вибір коефіцієнтів залежить від геометрії свердла та зносу різальних кромки. Сукупність розрахункових коефіцієнтів забезпечують врахування деформацій при свердлінні в залежності від параметрів геометрії та зносу свердла а також від типу оброблюваного композиту.

Загальна кількість теплоти, що виділяється при свердлінні складається з теплоти, що виділяється за час роботи різальних кромки Q_k та перемичкою Q_p свердла, формула (17-19).

$$Q = Q_k + Q_p; \quad (17)$$

$$Q_k = P_{xk} \cdot S_x + P_{yk} \cdot V_{yk} \cdot k \cdot \tau; \quad (18)$$

$$Q_p = P_{xp} \cdot S_x + P_{yp} \cdot V_{yp} \cdot k \cdot \tau, \quad (19)$$

де k - коефіцієнт тертя між ріжучою частиною свердла і матеріалом заготовки.

Теплота, яка передається до заготовки обчислюється за формулою (20-21), [1, 4].

$$Q_{ck} = \frac{Q_k}{1 + \sqrt{\frac{\lambda_s \cdot \rho_s \cdot c_s}{\lambda_c \cdot \rho_c \cdot c_c}}}; \quad (20)$$

$$Q_{cp} = \frac{Q_p}{1 + \sqrt{\frac{\lambda_s \cdot \rho_s \cdot c_s}{\lambda_c \cdot \rho_c \cdot c_c}}}, \quad (21)$$

де λ_s, λ_c - теплопровідність, $H / \text{сек} \cdot K$; ρ_s, ρ_c - густина, $g / \text{мм}^3$; c_s, c_c - теплоємність, $\text{Дж} / g \cdot K$.

Температура в зоні свердління знаходиться згідно із законом Фур'є (22).

$$\frac{dT}{dt} = - \frac{\lambda}{c \cdot m} \frac{(T_2 - T_1)}{dx} dS, \quad (22)$$

де T_1, T_2 - початкова і кінцева температури нагріву; градуси c – теплоємність ВПКМ, $\text{Дж} / g \cdot K$; m – маса елемента заготовки, через яку проходить тепло; dx - значення, яке задається дискретно для визначення віддалення температурних зон від джерела теплоти; dS - площа температурної зони.

Знаючи кінцеву температуру, необхідну для досягнення явища ТДУ (близьку до плавлення ВПКМ) на певному об'ємі заготовки, змінюючи кількість теплоти, що виділяється, можна визначити температуру T_1 в зоні свердління, яку необхідно досягти, варіюючи заданими параметрами.

Висновки

Запропонована методика дає змогу визначити температуру в зоні різання з врахуванням геометрії свердла, в залежності від типу оброблюваного композиційного

матеріалу і дозволяє проаналізувати вплив геометрії, заточки та зносу свердла на тепловиділення при свердлінні з метою їх зменшення.

Явище ТДУ дозволить уникнути деструкції матеріалу, необхідності додаткової обробки отвору (зняття незрізаних волокон), а також зміцнення внутрішньої поверхні отвору та підвищення параметрів якості отвору, які особливо впливають на надійність болтових та заклепочних з'єднань деталей з ВПКМ.

Перелік джерел літератури: 1. Залога В.А. Измерение температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов. / В.А. Залога, Д В. Криворучко, В.А. Колесник, А.А. Нешта, И.О. Осадчий // Резание и инструмент в технологических системах. – 2013. - №83. – с.138-145. 2. Золотухин Ю.А., Ярышев Н.А., Моделирование и расчет температурных полей в переходных процессах теплопроводности, С. 249-256, 2001. 3. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных материалов. – Л.:Машиностроение, Ленингр. Отд-ние, 1987.-176 с, ил. 4. Wang H. Tribological simulation of porous self-lubricating PEEK composites with heat-stress coupled field / Huaiyuan Wang, Dujuan Liu, Lei Yan, Chao Wang, Shuhui Yang, Yanji Zhu // Tribology International. - #77. – 2014. – p. 43-47.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ В ЗОНІ СВЕРДЛІННЯ ВПКМ

Глоба О.В., Гречук А.І.

В роботі розглянуті параметри якості при свердлінні високоміцних полімерних композиційних матеріалів (ВПКМ). Проаналізоване явище термодинамічного укріплення (ТДУ). Розроблено методику визначення необхідних умов для досягнення явища ТДУ при свердлінні ВПКМ спіральним свердлом.

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ В ЗОНЕ СВЕРЛЕНИЯ ВПКМ

Глоба А.В., Гречук А.И.

В работе рассмотрены параметры качества при сверлении высокопрочных полимерных композиционных материалов (ВПКМ). Проанализировано явление термодинамического упрочнения (ТДУ). Разработана методика определения необходимых условий для достижения явления ТДУ при сверлении ВПКМ спиральным сверлом.

METHOD OF DETERMINING TEMPERATURE DRILLING NEAR VECM

Globa A.V., Hrechuk A.I.

In this work the quality parameters for drilling high enduring composite materials (VECM). Analyzed the thermodynamic phenomenon strengthening (TDS). The method of determining the necessary conditions for achieving phenomena TDS when drilling VECM spiral drill.

Ключові слова: високоміцні полімерні композиційні матеріали, свердління, термодинамічне укріплення, температура.

Ключевые слова: высокопрочные полимерные композиционные материалы, сверление, термодинамическое упрочнения, температура.

Keywords: high-polymer composite materials, drilling, strengthening thermodynamic temperature.

Дата надходження статті: 17 квітня 2015 р.

УДК 621.9

Майданюк С.В., Іванюк В.М.
 НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна
may_sv@i.ua, yojik1992@yandex.ru

ТОВЩИНА ЗРІЗУ ПРИ РОБОТІ ДИСКОВИМИ ВІДРІЗНИМИ ФРЕЗАМИ З РІЗНОНАПРАВЛЕНИМИ ЗУБЦЯМИ

Вступ

Завантаження різальної частини будь-якого інструмента, в тому числі фрез відрізних, визначає інтенсивність зношування інструмента та його стійкість. Оцінка завантаження різальної частини і, на основі цього, визначення шляхів удосконалювання процесів різання, за рахунок раціонального завантаження різальної частини, є важливим резервом при створенні прогресивних різальних інструментів і процесів обробки ними. Навантаження досліджуваної точки ріжучої кромки при обробці характеризуються головним чином швидкістю головного руху різання - швидкістю різання \vec{V} , товщиною зрізуваного шару a , а також тривалістю контакту досліджуваної точки ріжучої кромки з матеріалом заготовки, тобто часом різання та відпочинку.

Однією з характеристик завантаження різальних кромок є товщина зрізуваного шару. Найчастіше спостерігається нерівномірне завантаження різальної частини інструментів, що в свою чергу, приводить до нерівномірного зношування інструмента [1].

Розрахунок завантаження різальних кромок зубців є вихідним для подальшого силового аналізу процесу відрізання фрезами.

Разом зі швидкістю, схемою зрізання припуску та іншими складовими процесу різання, рівномірність завантаження різальних кромок більшою мірою залежить і від товщини зрізуваного шару. Тому, для вирішення завдань по вдосконаленню конструкції інструмента необхідно знати завантаження різних ділянок різальних кромок, зокрема – товщину зрізуваного шару.

У теорії різання матеріалів багато дослідників [2, 3, 4] вважають, що товщину зрізуваного шару необхідно вимірювати в основній площині у напрямі сходу стружки. В той самий час, стандартами ГОСТ 25762-83 [5] та ДСТУ 2249-93 [6] однозначно регламентується товщина зрізуваного шару a є довжина нормалі від поверхні різання, яка проведена через досліджувану точку різальної кромки, обмежена перерізом зрізуваного шару.

Завантаження зуба обумовлюється площею зрізуваного шару оброблюваного матеріалу. Зараз відома методика розрахунку товщини зрізу для дискових і відрізних фрез із прямим зубом [7] та загальна методика визначення товщини зрізу [8].

Складність розрахунку відрізних фрез з різнонаправленими зубцями полягає в тому, що кожний зуб фрези має різні кути заточення. При цьому реалізується генераторна схема зняття припуску, що забезпечує розподіл стружки за шириною фрезерування [7]. У зв'язку з наявністю перемінного кроку зубців, внаслідок різнонаправленості зубців фрези, подача на зуб для кожного зубця також буде різною. Це означає, що товщина зрізу буде різною для різних зубців і перемінною за шириною фрезерування.

Метою роботи є аналітичне визначення товщину зрізуваного шару при роботі відрізними фрезами з різнонаправленими зубцями та аналіз впливу на нього конструктивних та геометричних параметрів інструмента.

При обробці відрізними фрезами зовнішньою поверхнею зрізуваного, в даний момент, прошарку матеріалу заготовки буде поверхня різання утворювана при роботі попереднього зуба.

Товщина зрізуваного шару a визначається, відповідно до [8], за формулою (1):

$$a = \frac{\vec{V} \cdot \vec{N}}{|\vec{N}|}, \quad (1)$$

де \vec{V}_s - вектор швидкості руху подачі; \vec{N} - вектор нормалі до поверхні різання.

Вектор нормалі \vec{N} до поверхні різання визначається наступним чином:

$$\vec{N} = [\vec{P} \times \vec{V}_e],$$

де \vec{P} - вектор, дотичний до ріжучої кромки в досліджуваній точці,

\vec{V}_e - вектор результуючого руху різання.

Оскільки при відрізання відрізними фрезами швидкість головного руху це швидкість обертання фрези і вона істотно перевищує швидкість руху подачі, та кут між векторами швидкостей результуючого руху різання та головного руху різання, близький до нуля, тобто кінематичні та статичні кути істотно не відрізняються та близькі одне до одного, тоді можна прийняти, що товщина зрізаного шару a буде визначатися в статичній системі координат та вектор нормалі \vec{N} до поверхні різання буде визначатися не відносно вектора результуючого руху різання, а відносно вектора швидкості головного руху різання \vec{V}_K фрези в досліджуваній точці.

Тоді вектор нормалі \vec{N} до поверхні різання визначатиметься за формулою (2):

$$\vec{N} = [\vec{P} \times \vec{V}_K], \quad (2)$$

де \vec{V}_K - вектор швидкості головного різання фрези в досліджуваній точці K .

Виберемо систему координат в досліджуваній точці K (рис. 1), причому вісь Z направимо уздовж осі фрези, ось X - вздовж вектора швидкості головного руху різання в досліджуваній точці K , а вісь Y - перпендикулярно вектору швидкості головного руху різання в досліджуваній точці K .

В системі XYZ вектор швидкості руху подачі \vec{V}_s визначається наступним чином:

$$\vec{V}_s = -\vec{i} \cdot V_s \cdot \sin(\theta_K) + \vec{j} \cdot V_s \cdot \cos(\theta_K),$$

де V_s - величина вектора швидкості руху подачі; θ_K - кут контакту, в досліджуваній точці K , відрізної фрези з заготовкою в процесі обробки.

При відрізання фрезами з прямолінійно-поступальним рухом подачі величина швидкості руху подачі V_s дорівнює величині подачі на зуб S_z , але оскільки відрізна фреза являє собою фрезу з різнонаправленими зубцями, то зубці будуть працювати через один, тоді величина вектора швидкості руху подачі V_s буде дорівнювати:

$$V_s = \frac{S_0}{z/2} = 2 \cdot S_z$$

Тобто:

$$\vec{V}_s = -\vec{i} \cdot 2 \cdot S_z \cdot \sin(\theta_K) + \vec{j} \cdot 2 \cdot S_z \cdot \cos(\theta_K) \quad (3)$$

В системі XYZ вектор \vec{P} , дотичний до ріжучої кромки в досліджуваній точці K визначається за формулою (4):

$$\vec{P} = \vec{i} \cdot \sin(\lambda_{Kc}) + \vec{j} \cdot \cos(\lambda_{Kc}) \cdot \cos(\varphi_{Kc}) - \vec{k} \cdot \cos(\lambda_{Kc}) \cdot \sin(\varphi_{Kc}) \quad (4)$$

де λ_{Kc} - кут нахилу головної різальної кромки в статичній системі координат в досліджуваній точці K ; φ_{Kc} - головний кут в плані в статичній системі координат в досліджуваній точці K .

Вектор \vec{V}_K швидкості головного різання фрези в досліджуваній точці K в системі координат XYZ визначається наступним чином - прийемо модуль вектора швидкості головного руху за одиницю, тобто $|\vec{V}_K| = 1$, тоді вектор \vec{V}_K буде визначатись за формулою (5):

$$\vec{V}_K = \vec{i} \quad (5)$$

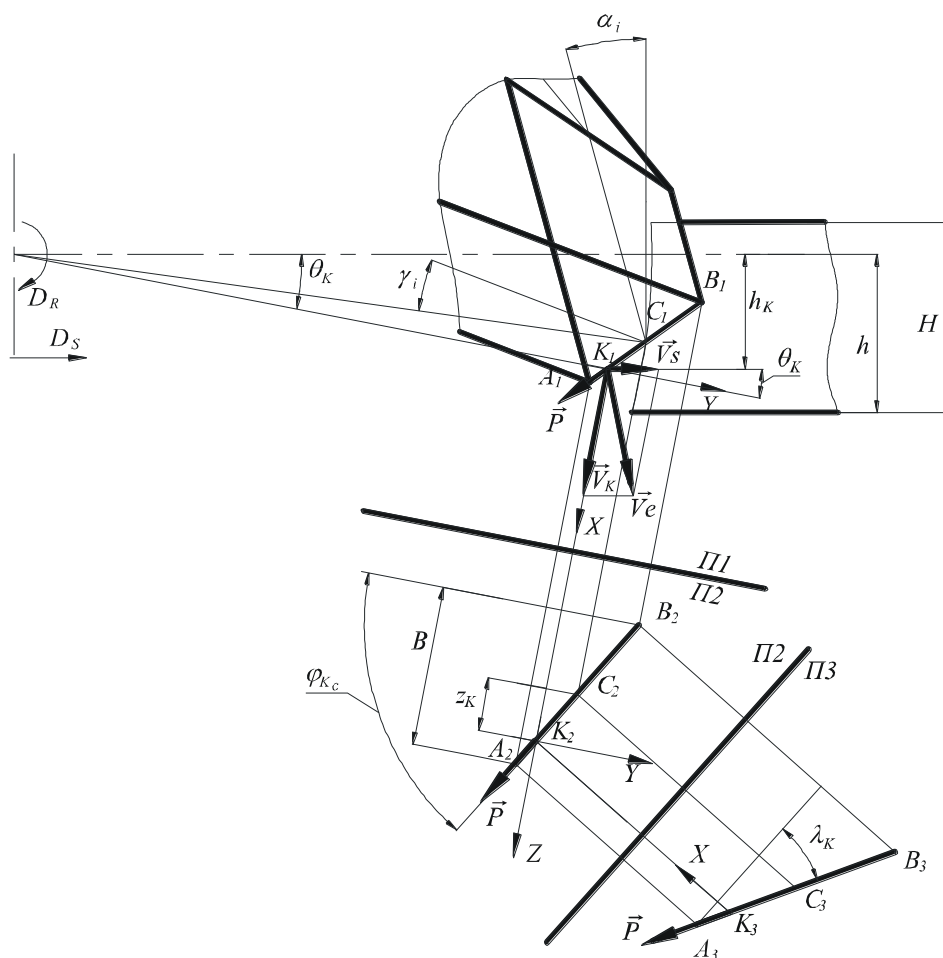


Рис. 1. Визначення векторів \vec{P} , \vec{V}_s , \vec{V} при обробці дисковими фрезами

Підставляючи рівняння (4) та (5) у рівняння (2) отимаємо рівняння (6) для вектора нормалі \vec{N} до поверхні різання:

$$\vec{N} = -\vec{j} \cdot \cos(\lambda_{Kc}) \cdot \sin(\varphi_{Kc}) - \vec{k} \cdot \cos(\lambda_{Kc}) \cdot \cos(\varphi_{Kc}) \quad (6)$$

Підставляючи рівняння (3) та (6) у рівняння (1) отимаємо рівняння для визначення товщини зрізаного шару a :

$$a = \frac{2 \cdot Sz \cdot \cos(\theta_K) \cdot \cos(\lambda_{Kc}) \cdot \sin(\varphi_{Kc})}{\cos(\lambda_{Kc})} = 2 \cdot Sz \cdot \cos(\theta_K) \cdot \sin(\varphi_{Kc})$$

Вирази для визначення головного кута в плані φ_{Kc} , кута нахилу головної різальної кромки λ_{Kc} в статичній системі координат та кута контакту θ_K в досліджуваній точці K відрізної фрези наведені в роботі [9].

Для аналізу завантаження різальних кромки відрізних фрез з різнонаправленими зубцями множину вхідних факторів утворюють:

- конструктивні параметри:
- діаметр фрези D ;
- зміщення досліджуваної точки K різальної кромки відносно середнього перерізу фрези z_K ;
- кількість зубців фрези z ;
- геометричні параметри:
- інструментальний задній кута α_i ;
- інструментальний передній кут γ_i ;

- кут нахилу задньої поверхні τ_{α} ;
- кут нахилу передньої поверхні τ_{γ} ;
- товщина заготовки h ;
- подача на зуб Sz .

Аналіз завантаження різальних кромок відрізних фрез в залежності від конструктивних та геометричних параметрів можна оцінити наступним чином:

- діаметр фрези D не впливає на значення товщини зрізуваного шару;
- зміщення досліджуваної точки K різальної кромки відносно вершини фрези Z_K вздовж різальної кромки суттєво не впливає на значення товщини зрізуваного шару;
- кількість зубців фрези Z суттєво впливає на значення товщини зрізуваного шару, причому, чим більша кількість зубців фрези, тим менша товщина зрізуваного шару;
- інструментальний задній кут α_j суттєво не впливає на значення товщини зрізуваного шару, причому, чим більше величина заднього кута, тим менша товщина зрізуваного шару;
- інструментальний передній кут γ_j впливає на значення товщини зрізуваного шару, чим більший інструментальний передній кут, тим менше значення товщини зрізуваного шару;
- кут нахилу задньої поверхні τ_{α} впливає на значення товщини зрізуваного шару, чим більше значення приймає кут нахилу задньої поверхні, тим менше значення товщини зрізуваного шару;
- кут нахилу передньої поверхні τ_{γ} суттєво впливає на значення товщини зрізуваного шару;
- товщина заготовки h не впливає на значення товщини зрізуваного шару;
- подача на зуб Sz впливає на значення товщини зрізуваного шару, величина товщини зрізуваного шару збільшується зі збільшенням подачі на зуб Sz .

Висновок

В статті виведено аналітичну залежність для визначення миттєвих значень товщини зрізуваного шару для відрізних фрез з різнонаправленими зубцями та проведено аналіз впливу геометричних та конструктивних параметрів фрез на товщини зрізів. Одержані залежності можуть бути використані для подальшого силового та динамічного аналізу процесу відрізання дисковими фрезами.

Перелік джерел літератури: 1. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов / П.Р. Родин - К.: Вища школа., 1990. 2. Кушнер В.С. Основы теории стружкообразования / В. С. Кушнер // Кн.1: Механика резания. Учебное пособие / В. С. Кушнер – Омск., Изд. ОмГТУ, 1996. 3. Васин С. А. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании / С. А. Васин, А. С. Верещака, В. С. Кушнер. – М: МГУТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. – (Учеб). 4. Розенберг Ю. А. Резание материалов / Ю. А. Розенберг. – Курган, 2007. – (Учебник). 5. ГОСТ 25762-83 Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий. 6. ДСТУ 2249-93. Оброблення різанням. Терміни, визначення і позначення. 7. Семенов А. В. Разработка дисковых пил с неравномерным шагом : дис. канд. техн. наук : 05.03.01 / Семенов А. В. – К, 1998. – 194 с. 8. Равская Н. С. Определение толщины срезаемого слоя режущим инструментом / Н. С. Равская, В. В. Вовк, Л. И. Ковалева. // Резание и инструмент в технологических системах. – 2008. – №75. 9. Панчук В. Г. Графічне визначення статичних геометричних параметрів різальної частини відрізних фрез з різнонаправленими зубцями і стружковими канавками змінної висоти / В. Г. Панчук, С. В. Майданюк // Прогресивні технології і системи машинобудування. — 2007. — №34.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ТОВЩИНА ЗРІЗУ ПРИ РОБОТІ ДИСКОВИМИ ВІДРІЗНИМИ ФРЕЗАМИ
З РІЗНОНАПРАВЛЕНИМИ ЗУБЦЯМИ

Майданюк С.В., Іванюк В.М.

В даній роботі розв'язується задача аналітичного визначення товщини зрізу в довільній точці різальної кромки дискових відрізнних фрез з різнонаправленими зубцями та проведено аналіз товщини зрізу в залежності від конструктивних та геометричних параметрів інструмента. Дана задача є складовою для визначення завантаження відрізнних дискових фрез в процесі роботи та подальшого аналізу силового навантаження інструмента в процесі роботи інструмента.

ТОЛЩИНА СРЕЗА ПРИ РАБОТЕ ДИСКОВЫМИ ОТРЕЗНЫМИ ФРЕЗАМИ
С РАЗНОНАПРАВЛЕННЫМИ ЗУБЬЯМИ

Майданюк С.В., Иванюк В.М.

В данной работе решается задача аналитического определения толщины среза в произвольной точке режущей кромки дисковых отрезных фрез с разнонаправленными зубьями и произведен анализ толщин среза в зависимости от конструктивных и геометрических параметров инструмента. Данная задача является составляющей для определения загрузки отрезных дисковых фрез в процессе работы и дальнейшего анализа силового нагружения инструмента в процессе работы.

SECTION THICKNESS IN-CUT OF CUT-OFF MILLING CUTTERS
WITH ALTERNATE TOOTH

Maidaniuk S., Ivaniuk V.

In this article it has been solved the problem of analytical determination section thickness at an arbitrary point of the cutting edge of cut-off milling cutters with alternate teeth and analyzed section thickness depending on the design and geometrical parameters of the tool. This task is a component for determining the load cut-off milling cutters in the process of further analysis of the force interaction of the tool in the process.

Ключові слова: товщина зрізуваного шару, фреза дискова відрізна, різальна кромка, геометричні параметри, аналіз.

Ключевые слова: толщина срезаемого слоя, фреза дисковая отрезная, режущая кромка, геометрические параметры, анализ.

Keywords: the thickness cut off layer, cut-off milling cutter, cutting edge, geometric parameters, analysis.

Дата надходження статті: 30 квітня 2015 р.

УДК 621.95.025

Плівак О.А.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
aplivak@gmail.com

СПІРАЛЬНЕ СВЕРДЛО З ПОЛІПШЕНОЮ ГЕОМЕТРІЄЮ ЙОГО ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ

Вступ

Спіральне свердло є основним, найбільше поширеним і недосконалим представником осьових інструментів. Саме цим і пояснюється з моменту винаходу спіральних свердел постійна спрямованість науковців і виробників на розробку і удосконалення конструкції його різальної частини. Недосконалість цього інструменту перш за все пояснюється різкою зміною передніх кутів вздовж його різальної кромки. Для стандартних спіральних свердел діапазон зміни передніх кутів від периферії до центру лежить в межах від $+30^\circ$ до -30° . В цьому криється одна з суттєвих причин недостатньої ефективності процесу свердління, особливо в умовах високошвидкісного різання. Проте, незважаючи на велику кількість рішень щодо розробки нових і удосконалення існуючих конструкцій свердел, задача стабілізації їх передніх кутів вирішена не в повній мірі і будується, в основному, на доопрацюванні стандартних спіральних свердел для певних оброблюваних матеріалів. Тому удосконалення конструкції цього інструменту спрямоване на зменшення діапазону зміни передніх кутів вздовж його різальних кромок є актуальною проблемою.

Метою роботи є покращення геометрії передньої поверхні спіральних свердел для підвищення їх стійкості та працездатності процесу свердління.

Попередні дослідження

Розробка нових та удосконалення існуючих конструкцій спіральних свердел, що забезпечують зменшення діапазону передніх кутів вздовж різальних кромок, головним чином, здійснюються за рахунок зміни форми проекції різальних кромок на площину, перпендикулярну осі свердла та їх розташування.

Аналіз різних конструкцій свердел [1 ÷ 8] зі зміненою формою різальних кромок та їх розташування показав, що не дивлячись на їх численність вони характеризуються, в основному, формами, наведеними в таблиці 1 і рекомендують для свердління певних матеріалів. Дані конструкції різальної частини спіральних свердел умовно можуть бути підрозділені на дві групи.

Перша група (табл. 1, номер 1, 2) характеризується прямолінійними ділянками різальної кромки інструменту, розташування яких залежить від значення головного кута в плані та відстані точок окремих ділянок різальної кромки свердла від осьової площини, тобто кута μ .

За рахунок криволінійних різальних кромок (табл. 1, номер 3, 4, 5, - *друга група*) можна одержати як менший перепад нормальних передніх кутів γ_n вздовж цих різальних кромок, так і постійні їх значення.

Типовими представниками першої групи є свердло зі зворотнім кутом при вершині (табл. 1, номер 1) і свердло (табл. 1, номер 2) з ломаними кромками. Винахід свердла зі зворотнім кутом при вершині відноситься до 50-х років минулого сторіччя (а. с. №68310 від 5. 10. 1950 р.). Воно призначене для поліпшення центрування і більш стійкої роботи свердла при обробці отворів на фасонних поверхнях і в пластмасових деталях. Кут при вершині інструмента 2ϕ рекомендується призначати більшим 180° , що забезпечує якісну обробку отворів на виході свердла. Недоліком цієї конструкції є мала маса металу на периферії свердла, в результаті чого погіршуються умови тепловідводу від цієї найбільш навантаженої зони, що і призводить до інтенсивного зношування. До цієї ж групи свердел відноситься свердло (табл. 1, номер 2) з ломаними різальними кромками в проекції на площину перпендикулярну осі свердла. Такими свердлами можна досягти зменшення діапазону зміни γ_n на $10 \div 20^\circ$ на периферії в порівнянні зі стандартними свердлами. Проте виготовлення таких свердел потребує

зміни форми його гвинтової канавки, для чого потрібне профілювання і виготовлення інструменту другого порядку або за рахунок переточки стандартного свердла.

Таблиця 1

Основні конструкції спіральних свердел з поліпшеною геометрією передньої поверхні

№	Форма і положення різальних кромок	Область використання	Переваги	Недоліки
1		при обробці отворів на фасонних поверхнях і в пластмасових деталях	поліпшення центрування й більш стійка робота свердла	мала маса металу на периферії свердла, у результаті чого погіршуються умови тепло відводу від цієї найбільш навантаженої зони
2		рекомендується застосування для обробки сталі 12X18H10T	зменшення діапазону зміни кутів γ_n на 10 - 20° на периферії в порівнянні зі стандартними свердлами	необхідна додаткова операція при виготовленні для зміни форми різальних кромок стандартного свердла
3		рекомендується застосування, для сталей аустенітного класу	при обробці такими свердлами спостерігалось підвищення стійкості до 2 - х раз	менш технологічні при заточці в порівнянні зі свердлом з прямолінійною різальною кромкою
4		рекомендується застосування для обробки матеріалів з не високою міцністю	постійні передні кути	не технологічність, збільшена товщина зрізу на периферії, довга ріжуча частина, велике загострення серцевини, що знижує міцність свердла
5		рекомендується застосування при обробці широкою гама сталей	постійні передні кути	не технологічність, потрібне профілювання й виготовлення спеціальної фрези для обробки канавок свердла

Поліпшення геометрії передньої поверхні можна також досягти застосовуючи свердла з опуклою різальною кромкою, проекція якої буде дугою кола (табл. 1, номер 3). Таке свердло утворюється спеціальною заточкою, при якій утворюються криволінійні кромки [4]. Кут

при вершині у таких свердел змінюється по довжині різальних кромок. Він змінюється від $40^\circ \div 50^\circ$ на периферії до $130^\circ \div 140^\circ$ – в центрі інструменту у перемички. При обробці важко оброблювальних матеріалів такими свердлами досягається підвищення стійкості до 2-х разів. Так як, заточку цих свердел необхідно здійснювати спеціальними способами, то технологічність цієї конструкції значно нижча від стандартних свердел.

Свердло (табл. 1, номер 4) характеризується постійними передніми кутами $\gamma_N = 29^\circ$ і змінними величинами кута при вершині. Його недоліком є збільшена товщина зрізу на периферії, довга різальна частина, велике загострення, що знижує міцність свердла.

Свердло (табл. 1, номер 5) має постійні передні кути вздовж різальних кромок, величина яких дорівнює 20° . Основним недоліком цих конструкцій свердел є їх не технологічність.

Для подальшого удосконалення цього недосконалого інструменту розглянемо, від яких конструктивних параметрів залежать значення передніх кутів γ_N вздовж різальних кромок свердла.

Відомо [8], що нормальні передні кути γ_N стандартного спірального свердла визначаються за формулою:

$$\operatorname{tg} \gamma_N = \operatorname{tg} \omega_x \cdot \frac{1 - \sin^2 \mu \cdot \sin^2 \varphi}{\sin \varphi \cdot \cos \mu} - \operatorname{tg} \mu \cdot \cos \varphi, \quad (1)$$

де $\operatorname{tg} \omega_x = \frac{R_x}{R} \cdot \operatorname{tg} \omega$; $\sin \mu = \frac{r}{R_x}$; R_x - радіус досліджуваної точки різальної кромки; R -

радіус свердла; ω - кут нахилу гвинтової канавки свердла; r - радіус серцевини; φ - половина кута при вершині.

Ця залежність покладена в основу визначення нормальних передніх кутів свердел будь-яких конструкцій, з врахуванням впливу їх конструктивних елементів на значення параметрів, від яких залежить значення кута γ_N .

Наведені результати попередніх досліджень щодо удосконалення різальної частини спіральних свердел за рахунок поліпшення геометрії передньої поверхні вирішують цю проблему в певній мірі для обробки окремих матеріалів. В той же час аналіз залежності з визначення передніх кутів свердла показує, що змінюючи такі конструктивні параметри, як кут нахилу гвинтової канавки ω , кут φ і радіуси R та r , відношення яких визначають значення кута μ , можна зменшувати діапазон зміни кутів γ_N , вибираючи необхідні їх значення при свердлінні різних матеріалів.

Із аналізів залежності (1) видно, що збільшення r призводить до зменшення передніх кутів і більш різкій їх зміні по довжині різальної кромки. Вплив відстані r від осі симетрії проекції свердла на площину, перпендикулярну його осі, до досліджуваної точки різальної кромки свердла на значення γ_N залежить від кута при вершині 2φ і посилюється при зменшенні кута при вершині.

За рахунок зміни кута 2φ можна досягти її викривлення в кожній точці різальної кромки в площині, паралельній осі свердла. Згідно [8, 9, 10] викривленням різальної кромки може не тільки зменшити діапазон зміни кутів вздовж кромки свердла, але і одержувати постійні їх значення, як зазначено в табл. 1, номер 3, 4, 5.

Викривлення різальної кромки спірального свердла в проекції на площину, перпендикулярну осі свердла, найбільш не досліджено, що пояснюється нетехнологічністю цього способу поліпшення геометрії свердла та необхідністю виготовлення спеціального інструменту. Проте таке викривлення різальних кромок може бути замінено ломаними кромками. Тому розглянемо поліпшення геометрії передньої поверхні на прикладі свердла з ломаними різальними кромками з діаметрально розташованими в центральній зоні свердла.

Геометрія передньої поверхні стандартного свердла з діаметрально розташованими різальними кромками в центральній зоні. Різальна частина стандартного свердла з діаметрально розташованими ділянками різальної кромки в центральній його зоні наведено на рис. 1.

У такого свердла різальні кромки в центральній зоні діаметрально розташовані. Ці свердла можуть бути виготовлені підточкою, передньої поверхні в центральній зоні, яка може бути площиною, або гвинтовою поверхнею.

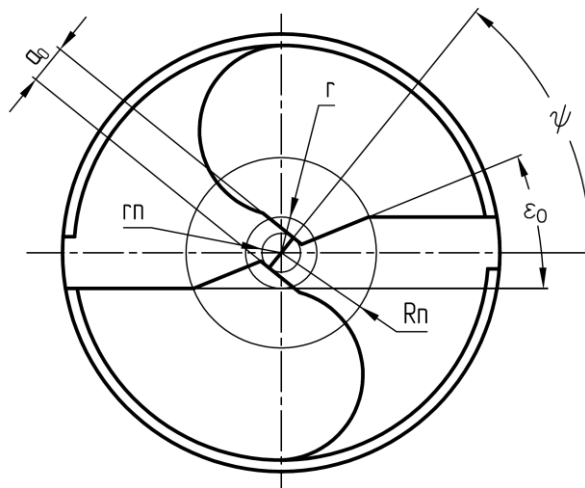


Рис.1. Різальна частина стандартного свердла з діаметрально підточеною ділянкою різальних кромок.

При площинній підточці кути γ_N від різальних кромки, розташованих діаметрально і визначаються нахилом площини.

При гвинтовій підточці передні кути різальних кромки, що діаметрально розташовані, визначаються за формулою:

$$\operatorname{tg} \gamma_N = \frac{R_x}{R} \cdot \frac{\operatorname{tg} \omega}{\sin \varphi} \quad (2)$$

Графіки зміни передніх кутів стандартного свердла при площинній та гвинтовій підточці наведені на рис.2.

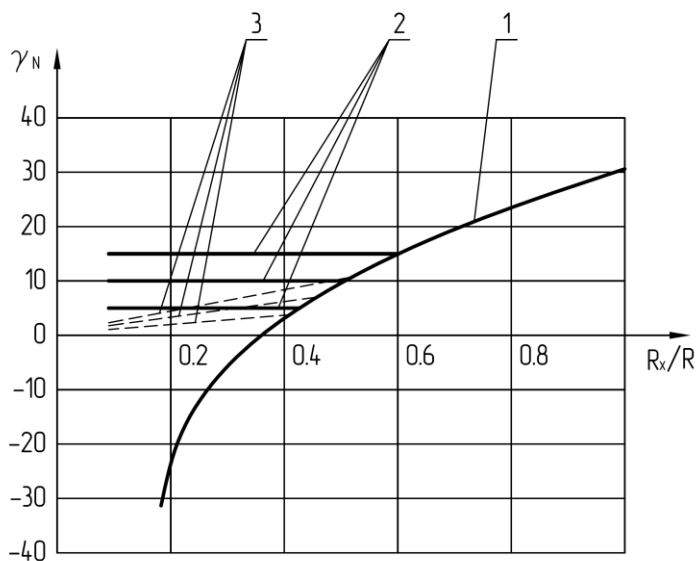


Рис.2. Зміна передніх кутів: 1 - стандартного свердла; 2 – свердла з площинною підточкою; 3 – свердла з гвинтовою підточкою.

Аналіз зміни передніх кутів показує, що при площинній та гвинтовій підточці з діаметральним розташуванням різальних кромки можна не досягти заданих передніх кутів та підточених ділянках кромки стандартного свердла.

Таким чином досягається зменшення діапазону зміни передніх кутів вздовж різальних кромок свердла. Подальше зменшення діапазону зміни передніх кутів γ_N вздовж різальних кромок можна досягти за рахунок використання наведених способів підточки у свердел з ломаними кромками (табл. 1, номер 2).

Свердло з ломаними та діаметрально розташованими в центральній зоні різальними кромками.

Відомо, що на периферії у стандартного свердла кути γ_N мають значні по величині передні кути порядку 30° , що негативно впливає на знос свердел [8]. Перефрійні кути можна зменшити використовуючи свердла з ломаними різальними кромками в площині, перпендикулярній осі свердла. На рис. 3 наведена зміна передніх кутів γ_N у свердла з ломаними різальними кромками та діаметральним їх розташуванням в центральній зоні свердла.

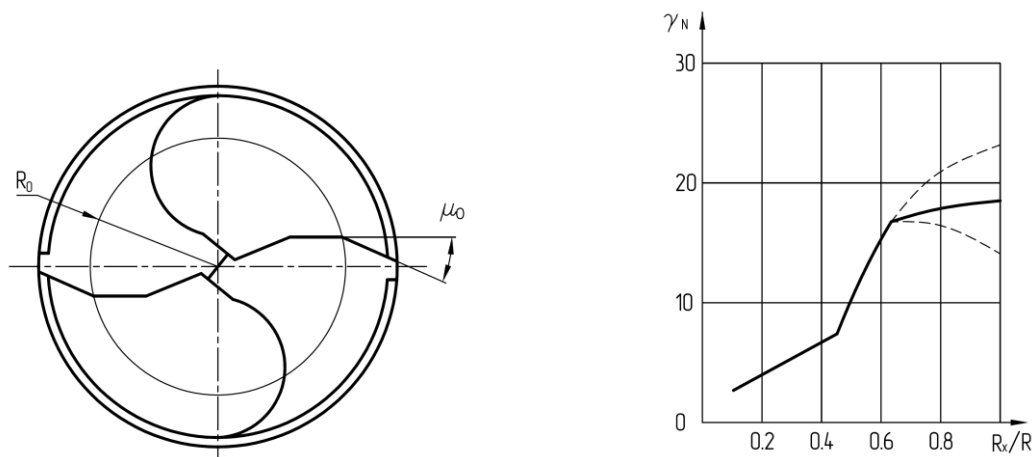


Рис.3. Зміна передніх кутів γ_N у свердла з ломаними різальними кромками діаметрально розташованих в центральній зоні свердла.

Розрахунок кутів γ_N на периферії свердла проведений за формулами та методикою наведеними в роботах [11]. Аналіз зміни кутів у даних свердел показує, що змінюючи μ_0 і радіуса R_0 початку злому кромки можна в широкому діапазоні змінювати кути γ_N , забезпечуючи необхідні їх значення за заданих оброблюваних матеріалів.

Висновок

В даній роботі вирішена задача поліпшення геометрії передньої поверхні спіральних стандартних свердел та свердел з ломаними кромками за рахунок їх діаметрального розташування в центральній зоні свердла. Показано, що діаметральне розташування різальних кромок може бути забезпечено як площиною так і гвинтовою їх підточкою. Зменшення діапазону зміни кутів у спіральних свердел з діаметрально розташованими кромками забезпечується ломаними різальними кромками на периферії. Змінюючи γ_N при площинній підточці центральної зони свердла, кут нахилу гвинтової підточки, та кут злому μ_0 і радіус злому R_0 можна забезпечувати необхідні значення передніх кутів, наближуючи їх до оптимальних для заданих оброблюваних матеріалів.

Перелік джерел літератури: 1. Жилис В.И. Современные конструкции спиральных сверл. // по материалам отечественных и зарубежных источников. / В.И. Жилис. Под редакцией М.Т. Галея. – Вильнюс, 1966. 57с. 2. Жилис В.И. Исследование и анализ спиральных сверл различных конструкций. // Материалы конференции, посвященной 10-ти летию Вильнюсского завода сверл. / В.И. Жилис – Вильнюс, 1969. 3. А.с. №1065109 (СССР) Сверло с подточкой поперечной режущей кромки/ Дибнер Л.Г. Лапшиц Б.А. Жилис В.И. Конников М.Н.– опубл. в Б.И. 1984, №7. 4. А.с. №1085702 (СССР) Сверло фасонное / Родин П.Р., Фигурин Ю.И., Татаренко В.Н – опубл. в Б.И. 1984 №13. 5. А.с. №1812003 А1 Спиральное сверло / Кузовенко Е.Г., Шняхтин Н.Н., Кузовенко И.Е. – опубл. в Б.И. 1993 №16. 6. А.с.

№1151375 (СССР) Спиральное сверло Скочко Е.В. – опубл. в Б.И. 1985 №14. **7.** Патент на корисну модель №73294 Спиральне сверло / Равська Н.С., Родін Р.П., Бесарабець Ю.Й., Плівак О.А., Оробченко А.П. – Зареєстровано в Держреєстрі патентів України на корисні моделі 25.09.2012. **8.** Родин П.Р. Геометрия режущей части спирального сверла / П.Р. Родин, Киев: Техника 1971 – 135 с. **9.** Равская Л.В. Передник углы стандартных сверл с обратным углом при вершине. / Резание и инструмент, 1984, №31. 96-98с. **10.** Родин П.Р., Равская Л.В. Передник углы сверл с радиусной режущей кромкой. / Резание и инструмент, 1980, №24. 122-123с. **11.** Бондаренко С.Г. Оптимизация геометрических параметров сверл с ломаными режущими кромками при обработке стали 12Х18Н10Т. / Технология и автоматизация машиностроения, №13, К., «Техника», 1974.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

СПИРАЛЬНЕ СВЕРДЛО З ПОЛІПШЕНОЮ ГЕОМЕТРІЄЮ ЙОГО ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ

Плівак О.А.

В даній роботі проведено аналіз різних конструкцій різальних частин спіральних свердел на основі типових представників. Показано шляхи поліпшення геометрії передньої поверхні вздовж різальної кромки спіральних свердел. Встановлено, що діаметральне розташування різальних кромок може бути забезпечено як площиною, так і гвинтовою їх підточкою. Розроблена конструкція спірального свердла з діаметрально розташованими різальними кромками в центральній зоні, що призводить до зменшення діапазону зміни передніх кутів вздовж різальної кромки.

СПИРАЛЬНОЕ СВЕРЛО С УЛУЧШЕННОЙ ГЕОМЕТРИЕЙ ЕГО ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ

Пливак А.А.

В данной работе проведен анализ разных конструкций режущих частей спиральных сверл на основе типичных представителей. Показаны пути улучшения геометрии передней поверхности вдоль режущей кромки спиральных сверл. Установлено, что диаметральное расположение режущих кромок может быть обеспечено как плоской, так и винтовой их подточкой. Разработана конструкция спирального сверла с диаметральными расположенными режущими кромками в центральной зоне, которая приводит к уменьшению диапазона изменения передних углов вдоль режущей кромки.

TWIST DRILLS WITH THE IMPROVED GEOMETRY HIM FRONT SURFACE

Plivak A. A.

In this article the analysis of different constructions of cutting parts of twist drills is conducted on the basis of typical representatives. The ways of improvement of geometry of front surface are shown along the cutting edge of twist drills. It is set that diametral location of cutting edges can be provided with both as a plane and their spiral sharpening. The worked out construction of twist drill is with the diametrically located cutting edges in a central area which results in diminishing of turn-down of front clearance angles along a cutting edge.

Ключові слова: спіральне свердло, передня поверхня, різальна кромка, кут нахилу, гвинтова канавка, підточка.

Ключевые слова: спиральное сверло, передняя поверхность, режущая кромка, угол наклона, винтовая канавка, подточка.

Key words: twist drill, front surface, cutting edge, angle of slope, spiral ditch, sharpening.

Дата надходження статті: 29 квітня 2015 р.

УДК 621.7.015: 539.431

**Федоран Ю.А., Барандич Е.С., Волкогон В.М.¹,
Антонюк В.С., Выслоух С.П., Аврамчук С.К.²**ИПМ им.И.Н. Францевича НАН Украины¹, г. Киев; НТУУ «КПИ»², г. Киев, Украина**ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ
НА УСТАЛОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ
ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ*****Вступление***

Внедрение в производство современных технологических процессов обеспечивающих высокие и стабильные показатели эксплуатационных характеристик рабочих поверхностей деталей, а также повышение надежности и безотказности работы машин и механизмов, требует новых научных решений.

Надежность и качество обработанной поверхности не может в полной мере быть обеспечено традиционными финишными методами обработки, так как процесс шлифования сопровождается формированием в поверхностных слоях неблагоприятных остаточных напряжений растяжения, структурными и фазовыми изменениями.

Точение, как метод финишной обработки, имеет ряд преимуществ, заключающиеся в формировании качественной обработанной поверхности и геометрической точности любой сложной формы. Кроме того, отсутствие шаржирования в процессе обработки делает процесс тонкого точения более продуктивным по сравнению с другими методами финишной обработки [1].

При механической обработке инструментальных легированных сталей определяющее влияние на формирование поверхностных слоев оказывают высокие температуры и давления в зоне резания. Происходящие при этом структурные изменения обрабатываемой поверхности зависят от величины указанных факторов, а также от химического состава и исходной структуры материала. В отличие от обычной термообработки это происходит в процессе пластической деформации, вызванной высокими контактными давлениями, скоростями нагрева и охлаждения поверхностных слоев металла [2].

Механическая обработка инструментальных легированных сталей режущим инструментом незначительно влияет на прочность и пластичность как мягких, так и закаленных сталей, но оказывает существенное влияние на их сопротивление усталости [3]. Это объясняется развитием усталостного разрушения, как правило, с поверхности и в малом объеме; при этом всякое локальное ослабление материала вызывает появление сдвигов с надрывами и на их основе усталостных трещин. [4]. Наиболее существенное влияние токарной обработки на выносливость инструментальных легированных сталей оказывают величина подачи, радиус закругления резца, передний угол и скорость резания [5].

Применение сверхтвердых инструментальных материалов, таких как гексанит, которые имеют высокую теплопроводность, должно способствовать смещению уровня остаточных напряжений и, как следствие, повышению усталостной прочности материалов [6, 7]. Однако вопрос использования нитридной керамики при обработке инструментальных легированных сталей точением и шлифованием исследован недостаточно.

Цель работы

Исследование особенностей влияния вида инструментального материала и режимов механической обработки на структурное состояние поверхностных слоев и усталостные характеристики инструментальной легированной стали ХВСГ.

Методика исследования

Для изучения особенностей влияния вида инструментального материала на структурное состояние проведены исследования поверхностных слоев стали ХВСГ полученных при шлифовании абразивными кругами, кругами из гексанита-А и при точении резцами из гексанита-Р. Технологический процесс изготовления образцов состоял из резки круглого

проката на заготовки, предварительной токарной, получистовой и чистовой их обработки. Для исследования влияния процесса шлифования образцы из стали ХВСГ (ГОСТ 5950-73) твердостью HRC 54...56 изготавливали в виде цилиндров высотой 10 мм и диаметром 50 мм, а для процесса точения – длиной 250 мм, которые закаливали при температуре 850 °С (с охлаждением в масле) и отпускали при температуре 200 °С на воздухе.

Шлифование проводили на круглошлифовальном станке 3Б12 абразивными кругами: 1А1 250x16x76 63С 6 СМ1К, и кругами 1А1 250x16x5x76 ГА 125/100 100% БСТ из гексанита-А.

Точения осуществляли на токарном станке мод. 16К20 резцами из гексанита-Р с режимами обработки – скорость резания $V = 20, 40, 80, 160$ и 250 м/мин, подача $s = 0,07$ мм/об и глубина резания $t = 0,25$ мм.

Рентгеноструктурные исследования проводились методом послойного анализа на дифрактометре ДРОН-3 в Fe Ka-излучении.

Количество остаточного аустенита (f_γ) в исследуемых образцах определяли по данным измерения интегральной интенсивности рентгеновских линий (110) и (111) α и γ -фазы с учетом фактора повторяемости:

$$f_\gamma = \frac{S_\gamma}{0,66 \cdot S_\alpha + S_\gamma} \cdot 100\%, \quad (1)$$

где S_α ; S_γ – интегральная интенсивность рентгеновских линий α - и γ -фазы, соответственно.

Численные значения S_α и S_γ определялись путем планиметрирования соответствующих линий. Напряжения I-рода в поверхностных слоях оценивались рентгенографически как сумма главных напряжений ($\sigma_1 + \sigma_2$) по формуле:

$$\sigma_1 + \sigma_2 = \frac{E}{\mu} \cdot ctg\Theta \cdot \Delta\Theta \quad (2)$$

где E – модуль упругости; μ – коэффициент Пуассона; $\Delta\Theta = \Theta - \Theta_0$ – разность углов K_α – компонентов α - и γ - фаз после механической обработки (Θ) и исходной (Θ_0).

Исследования микротвердости поверхностных слоев образцов проводили на микротвердометре мод. ПМТ-3 при нагрузке 0,2 Н и 0,5 Н.

Усталостные испытания образцов проводились в условиях чистого изгиба с вращением на установке МУИ-6000. Частота изменения нагрузки составляла – 15,0 Гц, база испытаний – 10 млн. циклов.

Для построения кривой усталости испытывалось не менее 15 образцов, обработанных по принятому режиму обработки. Полученные в результате расчета средние значения $\bar{\sigma}$, $lg \bar{N}_p$, среднеквадратичные отклонения значений σ_i и $lg N_{pi}$, коэффициент корреляции и другие являются исходными для получения корреляционного уравнения – уравнения кривой усталости:

$$lg N_p = A + M\sigma \quad (3)$$

где N_p – среднее число циклов до разрушения образца при напряжении σ ; A , M – коэффициенты.

Обсуждение результатов

Исследования микротвердости образцов в зависимости от глубины слоя при шлифовании абразивным кругом, и кругом из гексанита-А и точении резцом из гексанита-Р показали, что глубина зоны вторичной закалки уменьшается с увеличением теплопроводности обрабатываемого инструментального материала. При этом зона высокотемпературного отпуска находится на глубине 30-650 мкм для абразивного круга, 30-300 мкм для круга из гексанита-А, и 8-12 мкм в случае точения резцом из гексанита-Р.

Таким образом, при снижении температуры в зоне обработки глубина нарушенного слоя уменьшается и становится минимальной для поверхности обработанной резцом из гексанита-Р.

Результаты измерения остаточного аустенита после шлифования абразивным кругом и кругом из гексанида-А приведены в табл. 1, а после точения резцом из гексанитом-Р в табл. 2. Как видно из таблиц глубина нарушенной концентрации аустенита меньше в несколько раз глубины нарушенной микротвердости и составляет в случае обработки абразивным кругом – 120 мкм, а кругом из гексанида-А – 80 мкм.

Таблица 1

Количество остаточного аустенита,
 $f_{\gamma}\%$ в стали ХВСГ после шлифования абразивным кругом и кругом из гексанида-А

№ п/п	Глубина, мкм	10	20	30	40	80	120	160
1	Круг абразивный	24	25	23	23	29	30	30
2	Круг из гексанида – А	32	27	26	29	30	30	30

Таблица 2.

Количество остаточного аустенита,
 $f_{\gamma}\%$ в стали ХВСГ после точения резцом из гексанида-Р

Скорость обработки, м/мин	20	40	80	120	250
Резец из гексанида – Р	23	21	30	30	30

Существенные изменения концентрации остаточного аустенита при точении резцом из гексанида-Р происходят в диапазоне $V = 20-80$ м/мин. Это можно связать с процессом налипания обрабатываемого материала на резец, описанным в работах [3, 4].

Характерной особенностью процесса шлифования абразивным кругом является возникновение растягивающих напряжений I-рода в α -фазе структуры скоростного отпуска, распространяющихся на глубину до 100 мкм от поверхности (рис. 1, а). Их максимальное значение по критерию $(\sigma_1 + \sigma_2)$ достигается на глубине 20-30 мкм от поверхности. В γ -фазе имеют место небольшие сжимающие напряжения, распространяющиеся на глубину до 50 мкм.

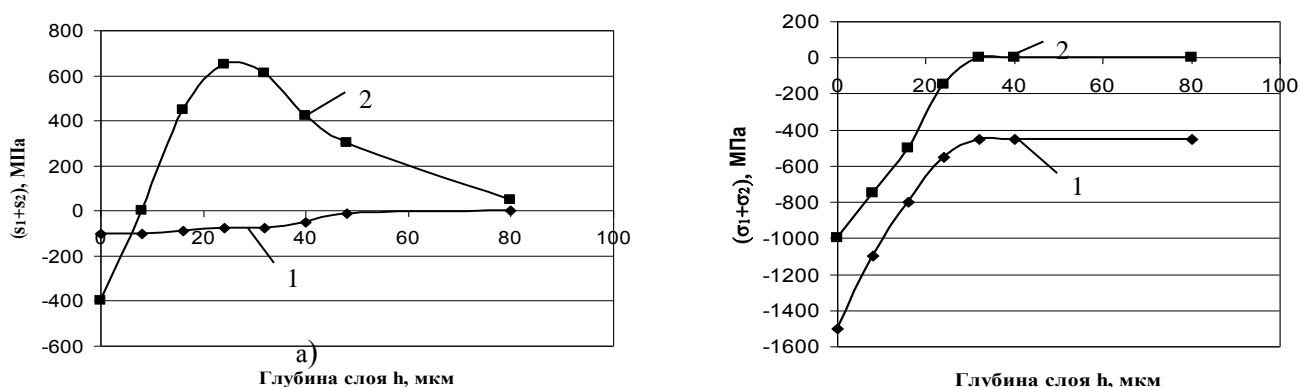


Рис. 1. Распределение остаточных напряжений I-го рода по глубине поверхностного слоя при шлифовании абразивным (а) и кругом из гексанида-А (б); 1 – γ -фаза; 2 – α -фаза,

Структурное состояние поверхностного слоя исследуемой стали при резании гексанитом-Р (рис. 2), также как и при шлифовании кругом из гексанида-А (рис. 1 б), характеризуется наличием зоны сжимающих напряжений в α - и γ -фазах, максимальных на поверхности образцов. Дальнейший характер изменения напряжений по глубине для α - и γ -фаз различается и зависит от скорости резания. Для минимальной из исследованных скоростей (рис. 2 а) напряжения в γ -фазе уменьшаются до нуля на глубине 80 мкм.

При увеличении скорости резания зона интенсивного снижения уровня остаточных напряжений в γ -фазе сокращается до 60 мкм. Для α -фазы область интенсивного снижения напряжений также заканчивается на глубине 80 мкм, но при этом максимальные значения напряжений на поверхности значительно превышают аналогичные величины для γ -фазы и не снижаются до нуля, так как и в случае шлифования кругом из гексанида-А.

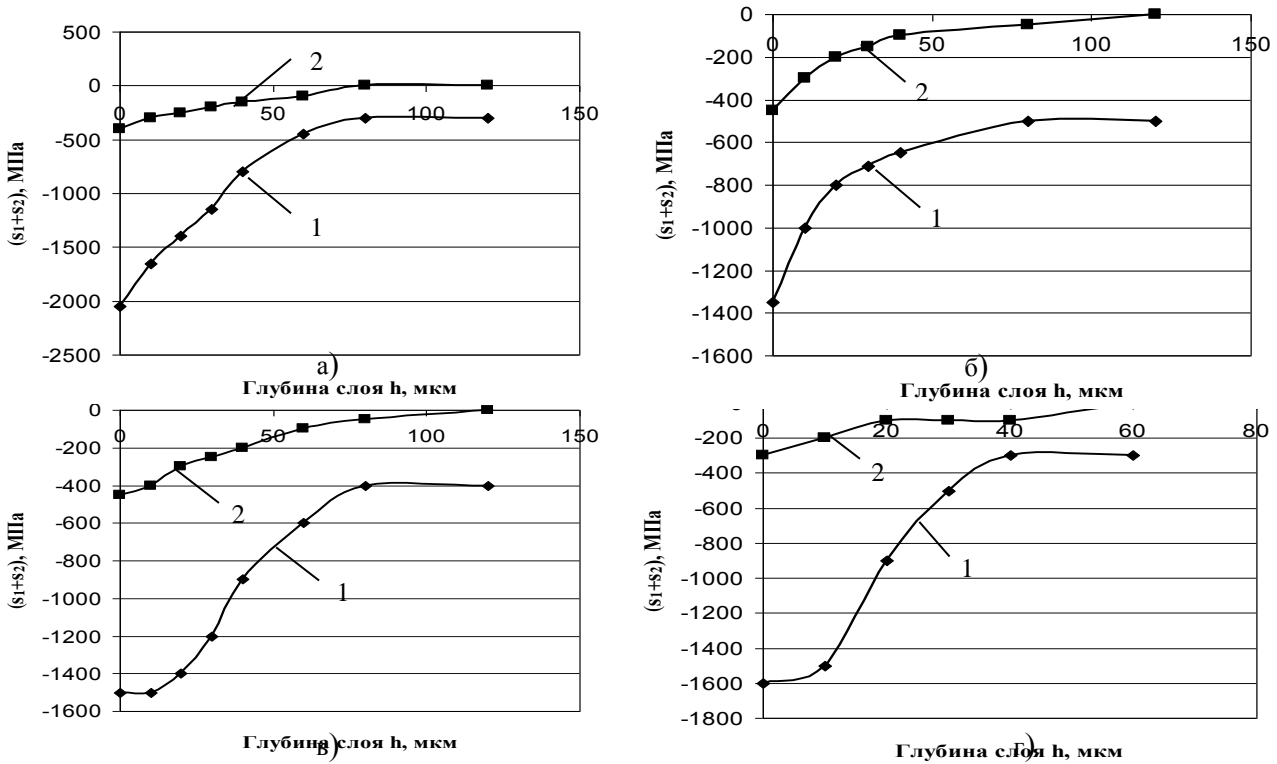


Рис. 2. Распределение остаточных напряжений I-го рода по глубине поверхностного слоя: 1 – γ -фаза; 2 – α -фаза, при $V = 20$ (а); 80 (б); 160 (в); и 250 м/мин (д).

Для испытаний на усталость было изготовлено четыре партии образцов. Первая – обрабатывалась шлифовальным кругом по следующему режиму: число оборотов круга – 2800 об/мин, число оборотов образца – 400 об/мин; вторая, третья и четвертая – гексанитом-Р при скорости резания $V = 50, 100$ и 200 м/мин. соответственно; глубина резания и подача для последних трех партий оставались постоянными и равными $t = 0,25$ мм $S = 0,07$ мм/об. Результаты испытаний на усталость указанных выше партий образцов стали ХВСТГ представлены на рис. 3.

Параметры кривых усталости, значения ограниченных пределов усталости приведены в таблице 3.

Анализ результатов испытаний показывает, что на принятой базе испытаний сопротивление усталости исследуемого материала характеризуется лишь наклонным участком кривой усталости – перел кривой усталости смещен в область больших долговечностей. Кривая усталости образцов четвертой партии (200 м/мин.) расположена ниже кривых 2-й и 3-й партий и ограниченный предел выносливости ниже на 10 %, чем для 2-й партии.

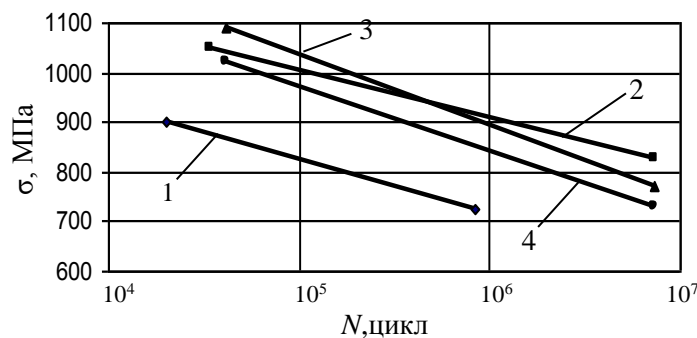


Рис. 3. Кривые усталости образцов из стали ХВСТГ: шлифование абразивным кругом - (1); точение гексанитом-Р со скоростью $V = 50$ (2), 100 (3) и 200 (4) м/мин.

Таблица 3.

Результаты усталостных испытаний
образцов стали ХВСГ в условиях чистого изгиба с вращением

№ партии	Вид чистовой обработки	Коэффициенты уравнений кривой усталости		Предел выносливости σ_{-1} , МПа
		<i>A</i>	<i>M</i>	
1	Шлифование абразивным кругом	12,09	-0,0089	660
2	Точение, резец из гексанита-Р V = 50 м/мин.	16,07	-0,01126	827
3	Точение, резец из гексанита-Р V = 100 м/мин.	12,76	-0,00776	770
4	Точение, резец из гексанита-Р V = 200 м/мин.	12,27	-0,00775	735

Выносливость шлифованных образцов существенно ниже выносливости образцов после точения гексанитом-Р. Ограниченный предел выносливости для первой партии (560 МПа) на 32% ниже, чем для 2-й партии. Это связано с тем что в процессе резания гексанитом-Р в поверхностных слоях стали проходит скоростной отпуск под напряжением, при котором возникают сжимающие остаточные напряжения 1-го рода в α - и γ -фазах, замедляется распад остаточного аустенита. Сочетание равномерно распределенных хрупких и вязких структурных составляющих в поверхностном слое способствует повышению выносливости стали ХВСГ. При шлифовании абразивным кругом возникают растягивающие напряжения 1-го рода в γ -фазе, частично распадается остаточный аустенит и повышается степень его наклепа.

Выводы

Таким образом, проведенные исследования процесса шлифования абразивными кругами и точения стали ХВСГ резцами из гексанита-Р инструментальной легированной стали ХВСГ показали следующее:

- с увеличением теплопроводности инструментального материала сужается зона структурных изменений, происходящих в поверхностном слое обрабатываемого материала, она минимальна при точении резцами из гексанита-Р;
- количество остаточного аустенита при обработке резцами из гексанита-Р минимально в диапазоне скоростей резания 40-80 м/мин.;
- совместное влияние давления и температуры в процессе скоростного резания приводит к уменьшению степени наклепа γ - фазы в поверхностном слое
- обработка инструментом из гексанита-Р для α - и γ -фаз в поверхностном слое сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, в то время как абразивная обработка способствует возникновению растягивающих напряжений I-рода в α - фазе структуры скоростного отпуска;
- процесс точения резцами из гексанита-Р повышает предел выносливости по сравнению со шлифованием абразивным кругом на 30%, при этом увеличение скорости

резания от 50 до 200 м/мин не приводит к существенному изменению сопротивления усталости.

Перечень источников литературы: 1. Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Кравчук А.В., Котляр Д.А., Федоран Ю.А. Влияние скорости обработки гексанитом-Р на выносливость стали ХВСГ // Международный научно-технический сборник «Резание и инструмент в технологических системах».- Харьков: НТУ «ХПИ».- 2011. - № 80. – С. 38-42. 2. Обработка инструментом сталей резцами из Гексанита-Р / Г.Г. Карюк, М.С. Пивоваров, В.П. Барабан и др. // Гексанит и Гексанит-Р и изделия на их основе инструментального назначения.– Киев. ин-т пробл. материал. АН УССР, 1975.– С. 14-17. 3. Постнов, В. В. Процессы на контактных поверхностях, износ режущего инструмента и свойства обработанной поверхности / В. В. Постнов, Б. У. Шарипов, Л. Ш. Шустер. Свердловск: Изд-во Уральского ун-та, 1988.-224 с. 4. Суслов, А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин Текст. / А. Г. Суслов. М.: Машиностроение, 2000.– 318 с 5. Сулима, А. М. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин / А. М. Сулима, В. А. Шулов, Ю. П. Ягодкин. М.: Машиностроение, 1988. - 238 с. 6. Приймачук В.Л., Божко А.В. Овенесян А.О. Теплофизические свойства разных модификаций нитрида бора // Порошковая металлургия.–1983.–№ 8.– . 80-82. 7. Волкогон В.М., Котляр Д.А., Аврамчук С.К., Кравчук А.В., Антонюк В.С. Вплив попередньої підготовки порошків BNв до спікання на основні характеристики процесу обробки сталі ШХ15 в режимі безперервного різання // Високі технології в машинобудуванні: Зб. наукових праць.- Харків НТУ «ХПИ», 2010- Вип. 1.- С. 35-44.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ РЕЖИМІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА ВТОМНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ ЛЕГОВАНИХ СТАЛЕЙ

Федоран Ю.А., Барандич Е.С., Волкогон В.М.,
Антонюк В.С., Вислоух С.П., Аврамчук С.К.

Приведені результати досліджень впливу виду механічної обробки і інструментального матеріалу на структурний стан поверхневого шару та втомну міцність сталі ХВСГ при механічній обробці. Обробка інструментом із гексаніту-Р в поверхневому шарі для α - і γ -фаз супроводжується тільки стискаючими залишковими напруженнями, а абразивна обробка призводить до розтягуючих напружень І-роду. Збільшення швидкості різання при обробці інструментом із гексаніту-Р від 50 до 200 м/хв не призводить до суттєвої зміни втомної міцності.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ РЕЖИМОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА УСТАЛОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ЛЕГИРОВАННЫХ СТАЛЕЙ

Федоран Ю.А., Барандич Е.С., Волкогон В.М.,
Антонюк В.С., Вислоух С.П., Аврамчук С.К.

Приведены результаты исследований влияния вида механической обработки и инструментального материала на структурное состояние поверхностного слоя и усталостную прочность стали ХВСГ при механической обработке. Обработка инструментом с гексаниту-Р в поверхностном слое для α - и γ -фаз сопровождается только сжимающими остаточными напряжениями, а абразивная обработка приводит к растягивающим напряжениям I-рода. Увеличение скорости резания при обработке инструментом с гексаниту-Р от 50 до 200 м / мин не приводит к существенному изменению усталостной прочности.

STUDY EFFECT OF MECHANICAL TREATMENT ON THE FATIGUE CHARACTERISTICS TOOL ALLOY STEEL

Fedoran Y. A., Barandich C.S., Volkogon V. M.,
Antonjuk V.S., Vysloukh S.P., Avramchuk S.K.

Results of machining kind influence researches and a tool material on a structural condition of surface steel layers of ХВСГ are resulted at machining. Advantage of turning processing by cutters from geksanit-R in comparison with grinding process is shown. Processing by geksanit-R tool in a surface layer for α - and γ - phases is accompanied only by compressing residual stress while abrasive processing promotes occurrence of stretching residual stress. Increase of cutting speed from 50 to 200 m/min at treatment instrument by geksanit-R does not cause the substantial change of resistance a fatigue.

Ключові слова: інструментальна сталь, точіння, шліфування, аустеніт, мартенсит, мікротвердість, залишкові напруження, втомна міцність.

Ключевые слова: инструментальная сталь, точение, шлифование, аустенит, мартенсит, микротвердость, остаточные напряжения, усталостная прочность.

Key words: instrumental steel, turning process, grinding process, austenyt, martensite, hardness, residual stress, fatigue strength.

Дата надходження статті: 6 травня 2015 р.

РОЗДІЛ 2

ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 658.52.011.56

Ковалев В.Д.¹, Мироненко Е.В.¹, Клочко А.А.², Басова Е.В.², Кравченко Д.А.¹
 ДГМА¹, г. Краматорск, Україна, ²НТУ «ХПІ»², г. Харків, Україна

ЛИНЕАРИЗАЦИЯ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ СТАЦИОНАРНОЙ ЗАДАЧИ СМАЗЫВАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ, ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Введение

Для исследования вопросов связанных с уточненными решениями изотермической стационарной задачи для смазывающей охлаждающей жидкости находящейся в ньютоновском состоянии рассмотрены усилия, действующие в зацеплении цилиндрических зубчатых колес с учетом сил трения, возникающих на активных поверхностях зубьев в зоне контактирования эвольвентных поверхностей и толщины масляного слоя с учетом гидродинамических характеристик смазывающей жидкости.

Формулы для определения усилий, действующих в передаче прямозубых и косозубых цилиндрических зубчатых колес аппроксимируют длину контактирования по линии трения и учитывают в качестве исходного приближения результаты приближенного решения при постоянной и переменной вязкости масла.

Основная часть

Для получения соответствия приближенных и уточненных решений была установлена связь между максимальным контактно-гидродинамическим давлением k_{0max} и максимальным герцевским давлением $\sigma_{герц}$. Анализ показал, что при любых рабочих параметрах максимальное контактно-гидродинамическое давление должно быть меньше или равно максимальному герцевскому давлению.

Целью контактно-гидродинамического расчета зубчатой передачи является установление величины толщины смазочного слоя при заданной внешней нагрузке, скорости движения для определения наличия или отсутствия жидкостного трения, с получением исходных данных для определения работоспособности и долговечности сопрягаемых тяжело нагруженных и ответственных зубчатых колес тяжелых токарных станков.

Перемещения поверхностей трения эвольвентных сопрягаемых поверхностей зубчатых колес определяются методами теории упругости. При этом параллельно рассматриваем решения при вязкости смазочного масла постоянным и когда учитывается влияние давления на вязкость [1, 2].

При расчете принимались следующие условные обозначения: x – координата вдоль направления движения поверхностей, направленная в сторону, обратную движению, м; α, β – размерные координаты конца и начала области трения, м; U_a, U_b – скорости движения трущихся поверхностей, м/с; λ_a, λ_b – кривизны поверхностей в точке контакта до деформации, 1/м; h – толщина смазочного слоя в данной точке x с учетом деформации поверхности, м; h_1 – расстояние между поверхностями в данной точке x двух недеформированных окружностей, м; h_m – наименьшая толщина смазочного слоя с учетом деформации, м; h_{m1} – наименьшее расстояние между двумя недеформированными окружностями, м; h_0 – толщина смазочного слоя в точке, где градиент давления равен нулю (в точке максимума давления и в точке обрыва смазочной пленки) с учетом деформации, м; k_0 – гидродинамическое давление в данной точке x с учетом зависимости вязкости масла от давления, кгс/м²; ρ_0 – гидродинамическое давление в исследуемой точке без учета зависимости вязкости масла от давления, кгс/м²; K_0 – гидроди-

намическая грузоподъемность единицы длины контакта зубчатого колеса с учетом зависимости вязкости масла от давления, кгс/м; P_0 – гидродинамическая грузоподъемность единицы длины контакта зубчатого колеса без учета зависимости вязкости масла от давления, кгс/м; μ – абсолютная вязкость масла при давлении k_0 , (кгс·с)/м²; μ_0 – абсолютная вязкость масла при атмосферном давлении, (кгс·с)/м²; π – пьезокоэффициент вязкости, м²/кгс; E – приведенный или эффективный модуль упругости трущихся поверхностей, кгс/м², $\frac{1}{E} = \frac{1}{2} \left[\frac{1}{E_1} + \frac{1}{E_2} \right]$; v_1 – суммарный прогиб двух трущихся поверхностей, м; A' – коэффициент пропорциональности между прогибом поверхности и отношением гидродинамического давления к модулю упругости, м.

Суммарные перемещения противоположных элементов двух эвольвентных поверхностей под действием нормальных давлений в смазочном слое, где постоянные определяются относительным смещением поверхностей, определим по Штаерману в виде

$$v_1(x) = -\frac{4}{\pi E} (1 - m^2) \int_a^\beta k_0(\varepsilon) \ln|\varepsilon - x| d\varepsilon + const; \quad (1)$$

$$v_1(x) = -\frac{4}{\pi E} (1 - m^2) \int_a^\beta p_0(\varepsilon) \ln|\varepsilon - x| d\varepsilon + const, \quad (2)$$

где m – коэффициент Пуассона, $h(x) = h_1(x) + v_1(x) - \Delta$.

Переходя от размерных координат и параметров к безразмерным и учитывая, что $H(a)=1$, найдем

$$H(z) = 1 - a^2 + z^2 + D \int_a^b k(t) \ln \frac{t-a}{|t-z|} dt; \quad (3)$$

$$H(z) = 1 - a^2 + z^2 + D \int_a^b p(t) \ln \frac{t-a}{|t-z|} dt. \quad (4)$$

Здесь новый безразмерный коэффициент деформации

$$D = \frac{48\mu_0(U_a+U_b)(1-m^2)}{\pi E h_0^2(\lambda_a \pm \lambda_b)}. \quad (5)$$

Подставив (3) в (4), получим одно нелинейное сингулярное интегродифференциальное уравнение для функции $k(z)$ или $p(z)$. Решение этого уравнения связано со значительными трудностями, так как очень мало работ посвящено решению нелинейных интегродифференциальных уравнений.

Для упрощения рассмотрим более простой случай постоянной вязкости масла, уравнение (4). Для его решения приводится нелинейное сингулярное интегродифференциальное уравнение к регулярному нелинейному интегральному уравнению типа Гаммерштейна.

$$p(t) = \int_a^t \frac{1-H(z)}{H^3(z)} dz. \quad (6)$$

Подставляя это выражение в (4) и изменяя порядок интегрирования или применяя интегрирование по частям, а также учитывая, что $p(a)=0$; $p(b)=0$, найдем

$$H(z) = 1 - a^2 + z^2 + D \int_a^b M(t, z) \frac{1-H(t)}{H^3(t)} dt, \quad (7)$$

где ядро

$$M(t, z) = \ln \frac{|t-z|^{t-z}}{(t-u)^{t-a}}. \quad (8)$$

Это уравнение можно отнести к нелинейным интегральным уравнениям типа уравнений Гаммерштейна с несимметричным ядром.

Единственными попытками разработать алгоритм приближенного численного решения интегральных уравнений были работы В. П. Ветчинкина и Д. Ю. Панова. В работах [19, 25] были разработаны теории приближенных методов.

Основными задачами теории приближенных методов решения являются:

-построение эффективных универсальных алгоритмов; определение сходимости процесса решения; исследование быстроты сходимости; выяснение устойчивости процесса вычислений; оценка погрешности;

-определение существования и единственности решения.

Существование и единственность решения уравнения (7) при его вариации по H :

$$\delta H(z) = D \int_a^b M(t, z) \frac{2H(t)-3}{H^4(t)} \delta H dt. \quad (9)$$

где $H_s(z)$ – безразмерная толщина смазочного слоя в точке z при s -м приближении;

$H_{s+1}(z)$ – безразмерная толщина смазочного слоя в точке z при $(s+1)$ -м приближении.

Переходя от вариаций к конечным разностям для соответствующих приближений, получим

$$H_{s+1}(z) - H_s(z) = D \int_a^b M(t, z) \frac{2H_s(t)-3}{H_s^4(t)} [H_{s+1}(t) - H_s(t)] dt.$$

Введем обозначения

$$\eta_s(z) = H_s(z) - D \int_b^a M(t, z) \frac{2H_s(t)-3}{H_s^3(t)} dt;$$

$$M_s(t, z) = M(t, z) \frac{2H_s(t)-3}{H_s^4(t)}.$$

Тогда окончательно

$$H_{s+1}(z) = \eta_s(z) + D \int_a^b M_s(t, z) H_{s+1}(t) dt. \quad (10)$$

Следовательно, вместо нелинейного интегрального уравнения (7) получили ряд последовательно решаемых линейных интегральных уравнений Фредгольма 2-го рода относительно неизвестной функции H_{s+1} при известной H_s . Уравнение (10) решается многими известными численными методами. Фактически произведенный переход от (7) к (10) представляет собой своеобразное применение известного метода Ньютона.

Недостатком описанного метода является необходимость задаваться вначале для каждого D своим значением a , проводить указанным путем решения и в конце проверять правильность выбора a по условию $p(b) \approx 0$.

При несоответствующем выборе величины $a - p(b) \neq 0$ следует изменить нужным образом величину a и повторить сначала все решение.

Для ускорения решения предложен видоизмененный метод, пригодный в случае как постоянной, так и переменной вязкости масла. Основное уравнение при переменной вязкости получим из (3) и произведем интегрирование по частям:

$$H(z) = 1 - a^2 + z^2 + D \int_a^b M(t, z) \frac{1-H(t)}{H^3(t)} e^{Bnk(t)} dt, \quad (11)$$

где – ядро $M(t, z)$ определяется по формуле (8).

Пользуясь связью между $k_o(t)$ и $p_o(t)$ и переходя от размерных давлений к безразмерным, получим $k(t) = -\frac{\ln[1-Bnp(t)]}{Bn}$, откуда $e^{Bnk(t)} = \frac{1}{1-Bnp(t)}$.

В результате

$$H(z) = 1 - a^2 + z^2 + D \int_a^b M(t, z) \frac{1-H(t)}{H^3(t)} \frac{1}{1-Bnp(t)} dt, \quad (12)$$

где

$$p(t) = \int_a^t \frac{1-H(z)}{H^3(z)} dz. \quad (13)$$

При $B_n=0$ получим уравнение для постоянной вязкости. Сущность используемого метода заключается в рассмотрении интегралов выражений (12) и (13) как конечные суммы после применения метода механических квадратур. Задаваясь различными значениями для узловых точек интегрирования, получаем систему нелинейных алгебраических уравнений относительно H , и a , которую решим методом Ньютона. Таким образом, сразу находим все неизвестные.

Последний метод весьма близок к предыдущему и также является своеобразным видоизменением метода Ньютона. Можно показать, что результаты расчета, полученные обоими способами, практически совпадают так как сразу определяются не только все H , но и a . Для правильного выбора приема интегрирования, а также количества и расположения узловых точек следует предварительно определить, какая получится форма зазора при контактировании эвольвентных поверхностей зубчатых колес, т.к. в конце области трения имеется «запорный язык» – редан, в окрестности которого необходимо иметь весьма малый шаг интегрирования.

Вычислять интегралы необходимо по наиболее точным формулам – Маркова (формулы интегрирования замкнутого типа). Однако применять эти формулы можно только в случае постоянной вязкости, так как при расчетах по формуле (12) необходимость определять $p(t)$ в каждой узловой точке интегралов уравнений (12) и (13).

При переменной вязкости масла целесообразно вычислять интегралы по Симпсону, тогда одни и те же точки могут быть использованы несколько раз для вычисления различных $p(t)$.

Разделим всю длину области трения по высоте зуба на три диапазона, в каждом из которых принимаем постоянный шаг интегрирования. Всего область трения разобьем на i участков, следовательно, получим i неизвестных значений H в соответствующих узловых точках. В первой – нулевой точке $H(a)=1$. Кроме того, неизвестным является a . Таким образом, всего имеем $(i+1)$ неизвестных.

Придавая z в выражении (12) соответственно i различных значений, соответствующих узловым точкам, и рассматривая интеграл как сумму по Симпсону, получим i нелинейных алгебраических уравнений с $(i+1)$ неизвестными.

Для получения замкнутой системы необходимо добавить еще одно уравнение.

Таким уравнением является $p(b)=0$, где $p(b)$ берется по (13) с ранее выбранными узловыми значениями для z . Переносим все члены в выражении (12) в одну сторону и вводим дополнительные обозначения:

$$H(t_i) = H_i;$$

$$\psi(t_q, z_i) = \frac{1-H(t_q)}{H^3(t_q)} \frac{1}{1-Bnp(t_q)} \ln \frac{|t_q - z_i|^{t_q - z_i}}{(t_q - a)^{t_q - a}}, \quad (14)$$

где $q=i$.

В результате получим, что

$$\begin{aligned}
 F_t[H_1, H_2, \dots, H_i, a] = & -H_i + 1 - a^2 + z_i^2 + \\
 & + D\left\{\frac{\Delta t_1}{3} [\psi(t_{10}, z_1) + 4 \sum_{s=1}^5 \psi(t_{2s-1}, z_1) + 2 \sum_{s=1}^4 \psi(t_{2s}, z_1)] + \right. \\
 & + \frac{\Delta t_2}{3} [\psi(t_{10}, z_1) + \psi(t_{2s-1}, z_1) + 4 \sum_{s=6}^8 \psi(t_{2s-1}, z_1) + 2 \sum_{s=6}^7 \psi(t_{2s}, z_1)] + \\
 & \left. + \frac{\Delta t_3}{3} [\psi(t_{16}, z_1) + \psi(t_{38}, z_1) + 4 \sum_{s=9}^{19} \psi(t_{2s-1}, z_1) + 2 \sum_{s=9}^{18} \psi(t_{2s}, z_i)]\right\}; \quad (15)
 \end{aligned}$$

Полученную систему $(i+1)$ нелинейных алгебраических уравнений с $(i+1)$ неизвестными (H_i и a) решим методом Ньютона, применяя в качестве исходного приближения результаты приближенного решения при переменной вязкости.

Метод Ньютона заключается в том, что вместо решения (15) решают следующую систему линейных алгебраических уравнений для поправок:

$$\begin{aligned}
 \frac{\partial F_1}{\partial H_1} \Delta H_1 + \frac{\partial F_1}{\partial H_2} \Delta H_2 + \dots + \frac{\partial F_1}{\partial H_{38}} \Delta H_{38} + \frac{\partial F_1}{\partial a} \Delta a = -F_1; \\
 \dots \dots \dots (16) \\
 \frac{\partial F_{i+19}}{\partial H_1} \Delta H_1 + \frac{\partial F_{i+1}}{\partial H_2} \Delta H_2 + \dots + \frac{\partial F_{i+1}}{\partial H_{i+1}} \Delta H_{i+1} + \frac{\partial F_{i+1}}{\partial a} \Delta a = -F_{i+1}.
 \end{aligned}$$

При этом все F_t и $\frac{\partial F_t}{\partial H_j}$ вычисляются по H_i , принятым на основе исходного приближения либо результатов уточненного расчета при постоянной вязкости и меньшем значении D .

Для решения принимается, что $b-a=const$. Поэтому при переходе от исходного приближения к первому изменяются a_1, b и все другие абсциссы узловых точек. В этом случае разность координат любых узловых точек не изменяется.

Отсюда следует, что $\frac{\partial F_t}{\partial a} = 2(z_1 - a)$. После нахождения поправок ΔH_i и Δa определяем

$$H_{iNOB} = H_{icm} + \Delta H_i; a_{NOB} = a_{cm} + \Delta a.$$

Рассматриваемый метод пригоден для малых величин B_n и $B_n=0$, так как при больших B_n в некоторой области аргумента z произведение B_{np} приближается к единице. Здесь малые погрешности, допускаемые при вычислении r , приводят к большим погрешностям в определении H , так как в знаменатель выражения (12) входит в разность $1-B_{np}$.

Для больших коэффициентов B_n непосредственно определяются только эпюры давления. При этом интеграл уравнения (3) вычисляется для увеличения точности с использованием особенностей формы ядра уравнения [3, 4]:

$$k(z) = \int_a^z \frac{1-H(t)}{H^3(t)} e^{Bnk(t)} dt \quad (17)$$

Подставляя (17) в выражение (3), получаем нелинейное сингулярное интегральное уравнение

$$k(z) = \int_a^z \frac{[a^2-t^2-D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t}| dz] e^{Bnk(t)}}{[1-a^2+t^2+D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t}| dz]^3} dt. \quad (18)$$

Разделим всю область трения по высоте зуба на i участков (допускается переменный шаг) и на каждом участке примем, что эпюра давления описывается отрезком прямой. Пусть на участке i

$$k(z) = a_i + b_i z \quad (19)$$

В дальнейшем будем обозначать давление в точке z_i через $k_i=k(z_i)$. Тогда из системы

двух уравнений $k_i = a_i + b_i z_i$; $k_{i-1} = a_i + b_i z_{i-1}$ найдем

$$a_i = \frac{k_{i-1} z_i - k_i z_{i-1}}{z_i - z_{i-1}}; \quad b_i = \frac{k_i - k_{i-1}}{z_i - z_{i-1}}. \quad (20)$$

При этом интеграл выражения (3) представим в виде суммы интегралов, в каждый из которых подставим свое значение $k(z)$ по формуле (19).

В результате получим

$$\int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz = \sum_{i=1}^l \left\{ \frac{k_{i-1} z_i - k_i z_{i-1}}{z_i - z_{i-1}} \int_{z_{i-1}}^{z_i} \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz + \frac{k_i - k_{i-1}}{z_i - z_{i-1}} \int_{z_{i-1}}^{z_i} z \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz \right\} \quad (21)$$

Несобственные интегралы в последнем выражении легко определяются в смысле главного значения интеграла Коши. Так как условие Хельдера здесь выполняется, то

$$\int_{z_{i-1}}^{z_i} \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz = \ln \frac{(z_i-a)^{(z_i-a)} |z_{i-1}-t|^{(z_{i-1}-t)}}{(z_{i-1}-a)^{z_{i-1}-a} |z_i-t|^{z_i-t}};$$

$$\int_{z_{i-1}}^{z_i} z \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz = \frac{1}{2} \left\{ \ln \frac{(z_i-a)^{(z_i^2-a^2)} |z_{i-1}-t|^{(z_{i-1}^2-t^2)}}{(z_{i-1}-a)^{(z_{i-1}^2-a^2)} |z_i-t|^{(z_i^2-t^2)}} + (z_i - z_{i-1})(t - a) \right\}. \quad (22)$$

Переносим в выражении (18) $k(z)$ в правую часть и придавая z последовательно все узловые значения, получим

$$F_s = F[k(z_s)] = -k_s + \int_a^{z_s} \frac{[a^2 - t^2 - D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz] e^{Bnk(t)}}{[1 - a^2 + t^2 + D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz]^3} dt, \quad (23)$$

где $s=1, 2, \dots, l-1$.

Принимая $k=0$, найдем

$$F_1 = \int_a^b \frac{[a^2 - t^2 - D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz] e^{Bnk(t)}}{[1 - a^2 + t^2 + D \int_a^b k(z) \ln \frac{z-a}{|z-t|} dz]^3} dt. \quad (24)$$

Подставляя сюда (21) и (22), преобразуем (24) в систему l нелинейных (трансцендентных) уравнений с $(l-1)$ неизвестными k_i (где $i = 1, 2, \dots, l-1$) и a .

Эту систему решаем по методу Ньютона, как и ранее. При этом получаем систему уравнений для поправок Δk_i и Δa .

$$\frac{\partial F_1}{\partial k_1} \Delta k_1 + \frac{\partial F_1}{\partial k_2} \Delta k_2 + \dots + \frac{\partial F_1}{\partial k_{l-1}} \Delta k_{l-1} + \frac{\partial F_1}{\partial a} \Delta a = -F_1;$$

.....

$$\frac{\partial F_i}{\partial k_1} \Delta k_1 + \frac{\partial F_i}{\partial k_2} \Delta k_2 + \dots + \frac{\partial F_i}{\partial k_{l-1}} \Delta k_{l-1} + \frac{\partial F_i}{\partial a} \Delta a = -F_i. \quad (25)$$

Откуда находим $k_{i\text{НОВ}} = k_{i\text{ст}} + \Delta k_i$; $a_{\text{НОВ}} = a_{\text{ст}} + \Delta a$. Указанный процесс повторяем до сходимости результатов. После чего по формуле (3) отыскиваем $H(\gamma)$.

В результате проведенных расчетов получены формы зазоров и эпюры распределения давления для ряда соотношений параметров при постоянной и переменной вязкостях масла.

На рис. 1–3 приведені епюри розподілення тиску для ряду співвідношень параметрів при постійній і змінній в'язкостях масла. На рис. 1 і рис. 2 порівнюються форми зазорів і епюри тисків, отримані при наближеному і уточненому розв'язанні контактної гідродинамічної задачі. Таким чином, в інженерній практиці при розрахунку навантажувальної спроможності циліндричних зубчатих колес рекомендується користуватися результатами наближеного розв'язання.

Перехід від місцевих тисків до гідродинамічної грузопідйомності циліндричних зубчатих колес розглянуто в [2, 3]. На рис. 4 наведено графік залежності безрозмірної грузопідйомності від D і B_n при уточненому розв'язанні. Пошук розв'язань для випадку $B_n = 0$ і ряду різних значень D (уточнений метод) і C (наближений метод). Далі були отримані такі пари значень C і D , які привели до однакової погонної безрозмірної несущої спроможності по довжині контактування зубів циліндричних зубчатих колес. В результаті отримана залежність, що зв'язує C і D при $B_n = 0$:

$$C = 0,613D^2 + 1,292D, \quad (26)$$

і таким чином отримана зв'язь між наближеним і уточненим розв'язанням при постійній в'язкості масла.

Для порівняння контактних навантажень при однаковому h_m слід мати однакове значення KH_m , так як

$$KH_m = \frac{K_0 h_m}{B B_1 h_0}. \quad (27)$$

Для отримання відповідності наближених і уточнених розв'язань при великих значеннях B_n була встановлена зв'язь між максимальним контактним-гідродинамічним тиском k_{0max} і максимальним герцевим $\sigma_{герц}$. Аналіз показує, що при будь-яких робочих параметрах максимальне контактним-гідродинамічне тиску повинно бути менше або дорівнює максимальному герцевому

$$\sigma_{герц} = 0,418 \sqrt{K_0 E (\lambda_a \pm \lambda_b)} \quad (28)$$

Знайдемо відношення цих тисків

$$\frac{k_{0max}}{\sigma_{герц}} = \frac{k_{max}}{0,418 \sqrt{K}} \sqrt{\frac{6\mu_0(U_a + U_b)}{h_0^2(\lambda_a \pm \lambda_b)E}} = \frac{k_{max}}{0,418 \sqrt{K}} \sqrt{\frac{\pi D}{8E(1-m^2)}}. \quad (29)$$

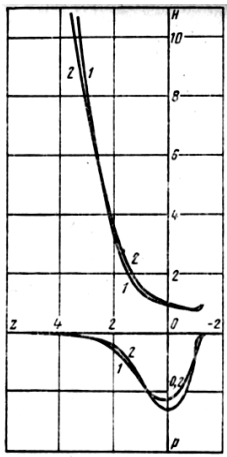
Знайшов уточнене розв'язання при $D=2,71$ і $B_n=0; 1; 2$ і відповідні значення коефіцієнта деформації C наближеного розв'язання, визначимо $\frac{k_{0max}}{\sigma_{герц}}$.

Результати розрахунку $\frac{k_{0max}}{\sigma_{герц}}$ наведено в табл. 1.

Таблиця 1

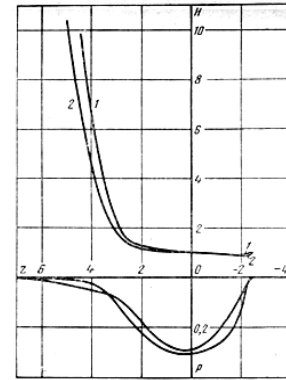
Результати розрахунку $\frac{k_{0max}}{\sigma_{герц}}$

D	B_n	C	k_{max}	K	$\frac{k_{0max}}{\sigma_{герц}}$
2,71	0	8	0,255	0,554	0,89
2,71	1	8,5	0,308	0,715	0,95
2,71	2	9,4	0,380	1,023	0,98



1 – приближенное решение; 2 – уточненное решение

Рис. 1. Графики для сравнения приближенного и уточненного решений при $B_n=0; C=8; D=2,71$



1 – приближенное решение; 2 – уточненное решение

Рис. 2. Графики сравнения приближенного и уточненного решений при $B_n=0; C=25; D=5,42$

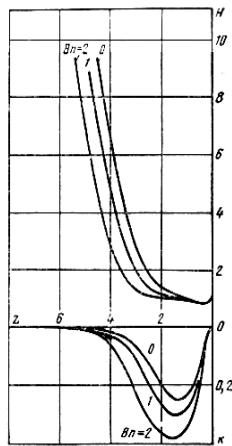


Рис. 3. Графики сравнения результатов для случаев постоянной вязкости и вязкости, зависящей от давления при $D=2,71$

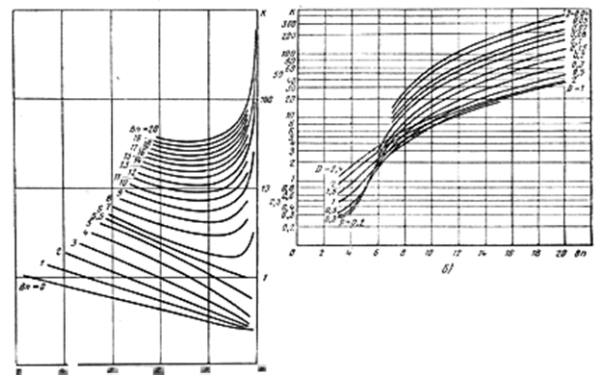


Рис. 4. График зависимости безразмерной грузоподъемности при уточненном решении от D и B_n

Учитывая, что в зубчатых передачах $B_n \geq 5 \div 6$, можно с ошибкой менее 3% считать, что максимальные контактно-гидродинамические давления совпадают с герцевскими. При этом эпюра давления почти совпадает с квадратичной параболой и из приближенного решения, где $H(z) = 1 - a^2 + z^2 + Ck(z)$ следует, что $k \approx \frac{a^2 - z^2}{c}$; $k_{max} \approx \frac{a^2}{c}$ и

$$C = \frac{a^2}{k_{max}}. \quad (30)$$

Так как отклонение эпюры давления от квадратичной параболы имеется только в зоне малых давлений, очевидно, что контактная нагрузка эпюры давления (имеющей вид квадратичной параболы) будет $K = \frac{4}{3} a k_{max}$, откуда $a = \frac{3}{4} \frac{k}{k_{max}}$.

Подставляя выражение в (30), после перехода к размерным величинам и подстановки $k_{0 max} = \sigma_{герц}$ получим выражение для C :

$$C = \frac{32,7\mu_0(U_a+U_b)\sqrt{K_0}}{h_0^2 E \sqrt{h_0 E (\lambda_a \pm \lambda_b)}}. \quad (31)$$

Решая совместно (31) с (5), получаем зависимость коэффициентов деформации при приближенном C и уточненном D решениях для разных B_n (рис. 5).

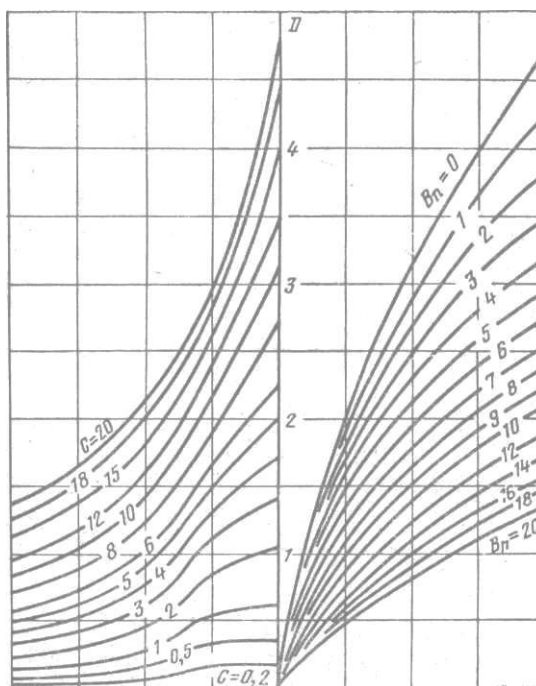


Рис. 5. Соотношение между коэффициентами деформации приближенного и уточненного решений

Эта связь была использована при получении уточненного решения для определения исходного приближения и возможности моделирования процесса контактирования зубьев с определением толщины смазочного слоя h_0 и учетом связи безразмерной контактной нагрузки K с основными безразмерными параметрами C и B_n для определения толщины смазочного слоя

$$h_0 = \frac{3,17[\mu_0(U_a+U_b)]^{0,75} n^{0,6}}{K_0^{0,15} (\lambda_a \pm \lambda_b)^{0,4}} \quad (32)$$

и коэффициента трения при контактировании эвольвентных поверхностей зубчатых колес. При гидродинамическом (жидкостном) или граничном (полужидкостном) режимах трения масляный слой не только существенно влияет на состояние зубьев, потери мощности и температуру в контакте, но и исполняет роль упругой среды, демпфирующей удары и изменяющей распределение нагрузок по длине контактных линий. Так, для закрытых эвольвентных передач с поверхностно-упрочненными химико-термической обработкой зубьями наиболее актуальным является предотвращение глубинных (подслойных) повреждений, обусловленных концентрацией нагрузки в зацеплении, критериальным показателем которой является коэффициент $K_L = f(C, h_0)$.

Основные физико-механические и химические характеристики масляной пленки в условиях нагруженного контакта элементов зацепления, а именно толщина масляного слоя h_0 , и коэффициент трения f являются важнейшими комплексными критериальными показателями, определяющими начало и протекание процесса контактирования скоростных тяжело-нагруженных зубчатых передач тяжелых токарных станков с ЧПУ.

При назначении определенной жидкой смазки принимают во внимание, прежде всего,

ее динамическую или кинематическую вязкость. С увеличением вязкости улучшаются условия создания гидродинамической масляной пленки, разделяющей смазываемые поверхности и предотвращающей их непосредственный металлический контакт, уменьшается вероятность повреждения рабочих поверхностей. На коэффициент трения f вязкость масла оказывает влияние аналогичное влиянию скорости скольжения: при больших значениях v повышается несущая способность масляного слоя и одновременно увеличиваются силы сопротивления вязкому сдвигу. В итоге коэффициент трения f уменьшается незначительно. Одна из наиболее распространенных рекомендаций относительно выбора вязкости масла для смазывания тяжело нагруженных зубчатых передач

$$v_{50} = (100 \dots 200) / V_{окр}^{0,4}. \quad (33)$$

Внутренние динамические нагрузки в зубчатом зацеплении, несмотря на применяемые конструктивные и технологические меры по их снижению, остаются источником вибрации и повышенной акустической эмиссии, что существенно понижает конкурентоспособность соответствующих средне- и высокоскоростных передач при сопоставлении с другими современными конструкциями привода, в частности, электрическим, гидравлическим, пневматическим. Это объясняется интенсивным динамическим взаимодействием профилей зубьев в процессе пересопряжения, имеющим стохастический или детерминированный характер (зависит от геометрии зацепления, конструкции зубчатых колес, точности изготовления). Увеличенная толщина масляного слоя эвольвентных передач обеспечивает высокую плавность работы. Одновременно происходит более интенсивное передвижение объемов масла к торцам зубчатых колес и, в результате, повышение уровня акустической эмиссии редукторов.

Выводы

Рассмотрены вопросы связанные с уточненными решениями изотермической стационарной задачи для смазывающей охлаждающей жидкости находящейся в ньютоновском состоянии с учетом усилий, действующих в зацеплении цилиндрических зубчатых колес и сил трения, возникающих на активных поверхностях зубьев в зоне контактирования эвольвентных поверхностей и толщины масляного слоя с учетом гидродинамических характеристик смазывающей жидкости.

Для получения соответствия приближенных и уточненных решений была установлена связь между максимальным контактно-гидродинамическим давлением k_{0max} и максимальным герцевским давлением $\sigma_{герц}$. Анализ показал, что при любых рабочих параметрах максимальное контактно-гидродинамическое давление должно быть меньше или равно максимальному герцевскому давлению.

При гидродинамическом (жидкостном) или граничном (полужидкостном) режимах трения масляный слой не только существенно влияет на состояние зубьев, потери мощности и температуру в контакте, но и исполняет роль упругой среды, демпфирующей удары и изменяющей распределение нагрузок по длине контактных линий. Так, для закрытых эвольвентных передач с поверхностно-упрочненными химико-термической обработкой зубьями наиболее актуальным является предотвращение глубинных (подслоиных) повреждений, обусловленных концентрацией нагрузки в зацеплении, критериальным показателем которой является коэффициент $K_L = f(C, h_0)$.

Основные физико-механические и химические характеристики масляной пленки в условиях нагруженного контакта элементов зацепления, а именно толщина масляного слоя h_0 , и коэффициент трения f являются важнейшими комплексными критериальными показателями, определяющими начало и протекание процесса контактирования скоростных тяжело нагруженных зубчатых передач тяжелых токарных станков с ЧПУ.

Перечень источников литературы: 1. Технологическое обеспечение эксплуатационных параметров цилиндрических зубчатых передач при аппроксимативном решении контактно-гидродинамических задач смазки // В.Д. Ковалев, Ю.В. Тимофеев, А.Н.

Шелковой, А.А Клочко, Д.А. Кравченко // Вісник НТУ «ХП». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХП», 2015. – № 4 (1113). – С. 11–19. – Бібліогр.: 6 назв. – ISSN 2079-004X. 2. Исследование гидродинамических свойств высокоскоростных тяжело нагруженных зубчатых цилиндрических передач тяжелых токарных станков / В. Д. Ковалев., А. А. Клочко, Д. А. Кравченко, Е. Н. Киреев // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2012. – Вып. 31. – С. 79–93. 3. Тимофеев Ю. В. Гидродинамические свойства высокоскоростных зубчатых цилиндрических передач металлорежущих станков / Ю. В. Тимофеев, А. А. Клочко, В. Д. Ковалев, Д. А. Кравченко, Т. В. Терещенко // Качество, стандартизация, контроль, теория и практика: Материалы 14-й Международной научно-практической конференции, 23–26 сентября 2014 г., г.Одесса. – Киев :АТМ Украины, 2014. – С. 135 – 136. 4. Контактнo-гидродинамическая проблема высокоскоростных цилиндрических зубчатых передач тяжелых токарных станков / В. Д. Ковалев, А. Н. Шелковой, А. А. Клочко, Д. А. Кравченко, А. Н. Кравцов // Збірник наукових праць. Прогресивні технології в машинобудуванні: Тези докладів III-ої Всеукраїнської науково-технічної конференції, 2-6 лютого 2015 р. – Національний університет «Львівська політехніка». – Львів, 2015. – С. 56.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ЛИНЕАРИЗАЦИЯ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ СТАЦИОНАРНОЙ ЗАДАЧИ СМАЗЫВАЮЩИХ ЖИДКОСТЕЙ ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ, ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ С ЧПУ

Ковалев В.Д., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Басова Е.В., Кравченко Д.А.

В статье рассмотрены вопросы связанные с уточненными решениями изотермической стационарной задачи для смазывающей охлаждающей жидкости находящейся в ньютоновском состоянии с учетом усилий, действующих в зацеплении цилиндрических зубчатых колес и сил трения, возникающих на активных поверхностях зубьев в зоне контактирования эвольвентных поверхностей и толщины масляного слоя с учетом гидродинамических характеристик смазывающей жидкости. Для получения соответствия приближенных и уточненных решений была установлена связь между максимальным контактно-гидродинамическим давлением и максимальным герцевским давлением. Анализ показал, что при любых рабочих параметрах максимальное контактно-гидродинамическое давление должно быть меньше или равно максимальному герцевскому давлению. При гидродинамическом (жидкостном) или граничном (полужидкостном) режимах трения масляный слой не только существенно влияет на состояние зубьев, потери мощности и температуру в контакте, но и исполняет роль упругой среды, демпфирующей удары и изменяющей распределение нагрузок по длине контактных линий. Так, для закрытых эвольвентных передач с поверхностно-упрочненными химико-термической обработкой зубьями наиболее актуальным является предотвращение глубинных (подслоевых) повреждений, обусловленных концентрацией нагрузки в зацеплении.

ЛІНЕАРИЗАЦІЯ ІЗОТЕРМІЧНОЇ СТАЦІОНАРНОЇ ЗАДАЧІ ЗМАЩУВАЛЬНИХ РІДИН ВИСОКОШВИДКІСНИХ, ВАЖКОНАВАНТАЖЕНИХ ЗУБЧАСТИХ ПЕРЕДАЧ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ З ЧПК

Ковальов В.Д., Мироненко Є.В., Клочко О.О., Басова Є.В., Кравченко Д.О.

У статті розглянуті питання пов'язані з уточненими рішеннями изотермической стаціонарної задачі для змащувальну охолоджуючої рідини, яка знаходиться в ньютонівському стані з урахуванням зусиль, що діють у зачепленні циліндричних зубчастих коліс і сил тертя, що виникають на активних поверхнях зубців у зоні контактування евольвентних поверхонь та товщини мастильного шару з урахуванням гідродинамічних характеристик мастильної рідини. Для отримання відповідності наближених і уточнених рішень було встановлено зв'язок між максимальною контакт-гідродинамічним тиском і максимальним герцевским тиском. Аналіз показав, що при будь-яких робочих параметрах максимальне контакт-гідродинамічний тиск повинен бути менше або дорівнює максимальному герцевскому тиску. При гідродинамічному (рідинному) або граничному (напіврідинному) режимах тертя масляний шар не тільки істотно впливає на стан зубів, втрати потужності і температуру в контакті, але і виконує роль пружного середовища, демпфуючої удари і змінює розподіл навантаження по довжині контактних ліній. Так, для закритих евольвентних передач з поверхнево-зміцненими хіміко-термічною обробкою зубами найбільш актуальним є запобігання глибоких (підслойних) пошкоджень, зумовлених концентрацією навантаження в зачепленні.

LINEARIZATION ISOTHERMAL STATIONARY PROBLEM OF LUBRICATING FLUIDS HIGH-SPEED, HEAVILY LOADED GEARS HEAVY CNC LATHES

Kovalev D. V., Mironenko E. V., Klochko A. A., Basova E. V., Kravchenko D. A.

In the article the questions connected with refined solutions izotermicheskoi stationary problem for lubricating coolant in the Newtonian condition considering the forces acting in the meshing spur gears and friction forces that occur on the active surfaces of the teeth in the zone of contact of involute surfaces and the thickness of the oil layer taking into account the hydrodynamic characteristics of lubricating fluid. To match approximate and refined solutions was established the correlation between the maximum contact-hydrodynamic pressure and maximum Geraskin pressure. The analysis showed that under all operating parameters maximum contact and hydrodynamic pressure must be less than or equal to the maximum gertsenskom pressure. When hydrodynamic (liquid) or boundary (semi-liquid) modes of friction of the oil film not only has a significant impact on the condition of the teeth, loss of power and temperature in contact, but also takes the role of an elastic medium, damping the shocks and change the distribution of loads along the length of the contact lines. So, for closed involute gears with case-hardened chemical and thermal treatment teeth most relevant is the prevention of deep (subsurface) damage due to concentration of load in the mesh.

Ключевые слова: цилиндрические зубчатые колеса, линеаризация, изотермическая стационарная задача, смазывающая жидкость, толщина масляного слоя, гидродинамическая теория смазки

Ключові слова: циліндричні зубчасті колеса, лінеаризація, ізотермічна стаціонарна завдання, змащувача рідина, товщина масляного шару, гідродинамічна теорія мастила

Keywords: cylindrical gears, linearization, isothermal steady-state problem, the lubricating fluid, the oil film thickness, hydrodynamic theory of lubrication

Дата надходження статті: 29 квітня 2015 р.

УДК 621.923:924

Петраков Ю.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

ПРОЕКТУВАННЯ САМОЦЕНТРУЮЧОГО ЛЮНЕТУ

Вступ

Якщо довжина деталі у 10...12 разів більша за її діаметр, то для її оброблення застосовують люнети [1,2]. Люнет є верстатним пристроєм, що забезпечує додаткову опору заготовок, які обертаються при обробленні і усуває прогин під дією сили різання, або власної ваги заготовки, підвищує вібросталість всієї ТОС. Люнети найчастіше застосовують при обробці довгих маложорстких валів на токарних, круглошліфувальних, різбошліфувальних, шліцефрезерних верстатах тощо. Люнети за способом встановлення на верстаті розділяються на нерухомі (закріплюються на напрямних верстата) і рухомі (встановлюються на супорті, каретці і переміщуються разом з ними).

Установка люнета та його налаштування виконується різними способами [3,4]. Настроювати кулачки люнета безпосередньо по заготовці можливо тільки у випадку її достатньої точності (наприклад, калібрований пруток) або вона вже попередньо оброблена. Таким способом можна встановлювати кулачки тільки при грубих роботах, причому, якщо заготовка прогинається під дією власної ваги, то спочатку до неї підводять два нижніх кулачки і тільки після цього закріплюють верхній кулачок. При чистових і точних роботах краще налаштування виконувати за допомогою короткої оправки з діаметром рівним діаметру заготовки в місці контакту з опорами люнету. Один кінець оправки закріплюється в патроні шпинделя, а по другому кінцю, що попередньо вивірений індикатором, або проточений на місці виставляють кулачки люнета. Після установки кулачків люнет пересувають вздовж напрямних верстата до необхідного положення.

На верстатах з ЧПК найбільше застосування зайшли люнети з гідроприводом самоцентруючі. Такі люнети виготовляють декілька світових фірм ROHM, Kitagama, Schunk, Sajrai Technologies та інші [5]. На рис.1 показаний самоцентруючий люнет SMW-AUTOBLOK SLU з овальним гідравлічним поршнем, а в лівому верхньому куті - фрагмент люнету фірми Schunk з круглим поршнем.

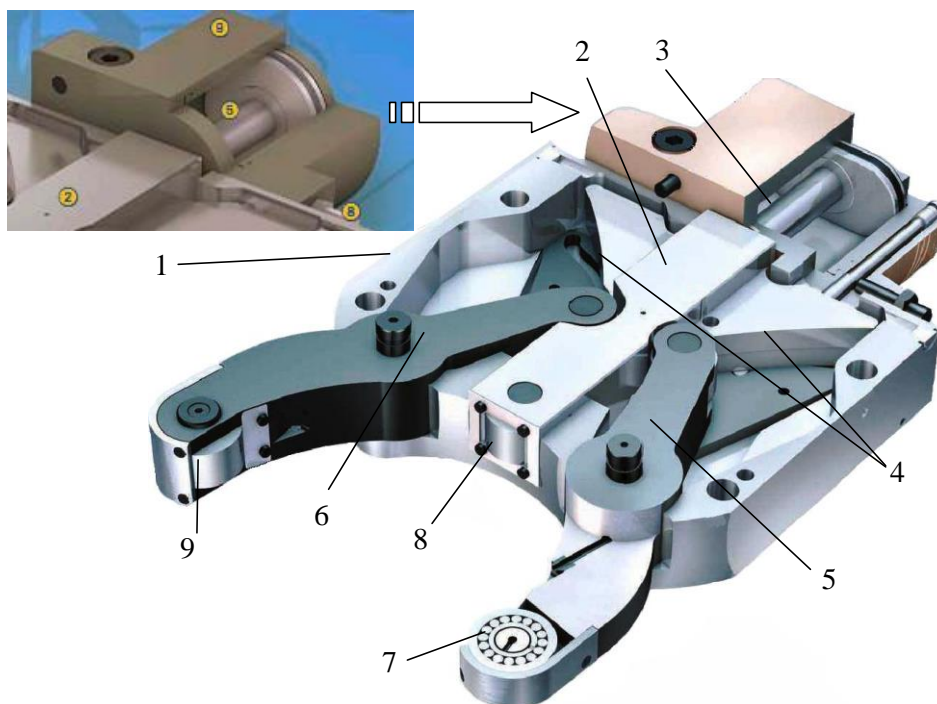


Рис. 1. Самоцентруючий люнет

У напрямних корпуса 1 розташований повзун 2, що зв'язаний зі штоком 3 гідравлічного циліндра і містить два копії 4. З копіями 4 взаємодіють ролики поворотних важелів 5 і 6. На кінцях важелів і повзуна встановлені ролики-опори лунету 7, 8 і 9.

Оскільки такий верстатний пристрій складається з важільної системи з геометричним замиканням через управляючий копій і під час функціонування на верстаті знаходиться під дією сили різання, то для його проектування необхідно урахувати як геометричні фактори (необхідний діапазон зміни діаметрів заготовки), так і силове збурення, під дією якого знаходиться його важільна система. Проте, таких методик у відкритій літературі не існує, що стримує застосування цих прогресивних верстатних пристроїв у вітчизняному машинобудуванні.

Метою роботи є створення програмного засобу проектування оптимальних параметрів самоцентруючого лунету.

Математична модель

Функціонування лунету зрозуміле з кінематичної розрахункової схеми самоцентруючого лунету, яка представлена на рис.2.

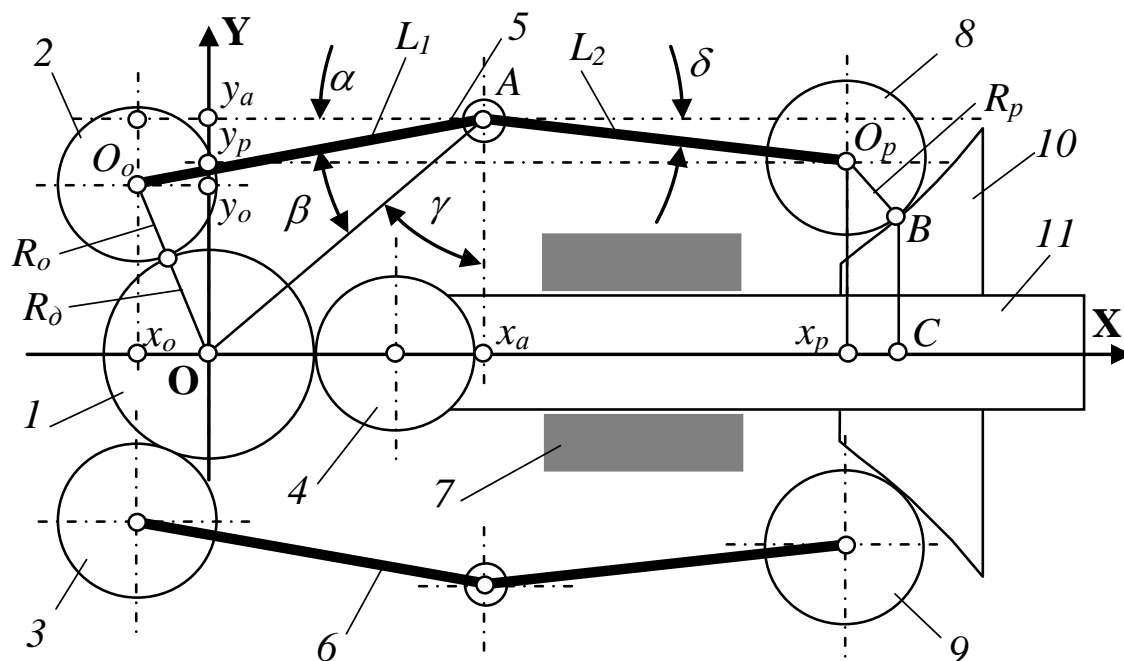


Рис. 2. Розрахункова схема самоцентруючого лунету

Початок системи координат XOY співпадає з віссю заготовки 1 (з віссю центрів верстата), а опорні ролики 2, 3 і 4 лунету контактують з циліндричною поверхнею заготовкою і забезпечують її підтримку при обробленні. Причому опорні ролики 2 і 3 розташовані на поворотних важелях 5 і 6, які можуть повертатися навколо осей, нерухомо закріплених у корпусі 7 лунету. Важелі 5 і 6 через ролики 8 і 9 взаємодіють з поверхнями копія 10, який закріплений на повзуні 11, що має опорний ролик 4 і зв'язаний зі штоком гідравлічного циліндру (на схемі не показаний), який забезпечує силове замикання кінематичних ланцюгів лунету.

Проектування самоцентруючого лунету зводиться до розрахунку профілю копія 10. Оскільки центр системи координат XOY розташований на вісі обертання деталі, за конструктивно визначеними координатами x_a , y_a опори A важеля 5 маємо:

$$OA = \sqrt{x_a^2 + y_a^2}, \quad \gamma = \arctan(x_a / y_a). \quad (1)$$

Тепер, з трикутника OO_oA , за теоремою косинусів, можна визначити кут β :

$$\beta = \arccos\left(\frac{L_1^2 + OA^2 - (R_o + R_d)^2}{2L_1OA}\right). \quad (2)$$

Таким чином, за кутом $\alpha = \pi/2 - \beta - \gamma$ можна розрахувати координати опорного ролика 2:

$$\begin{cases} x_o = x_a - L_1 \cos \alpha \\ y_o = y_a - L_1 \sin \alpha \end{cases}. \quad (3)$$

Координати опорного ролика 3 визначаються аналогічно за його симетричним розташуванням, координата x_o опорного ролика 4 розраховується за простою формулою $x_o = R_o + R_d$, а координата $y_o = 0$.

Для функціонування лунету профіль копіра має забезпечувати рух опорних роликів при зміні діаметра заготовки за формулами (3). Звідки профіль копіра 10, в свою чергу, має забезпечувати рух ролика 8 (у відносному русі) за траєкторією, що визначається з геометричних співвідношень схеми:

$$\begin{cases} x_p = x_a + L_2 \cos(\alpha - \delta) \\ y_p = y_a - L_2 \sin(\alpha - \delta) \end{cases}. \quad (4)$$

Для розрахунку матеріального профілю копіра 10 зручно скористатися схемою за рис.3, де лінією 1 позначена еквідистанта ролика у зворотному русі.

З розкладу вектора V швидкості центра ролика за еквідистантою можна знайти кут ψ між складовими швидкості:

$$\psi = \arctan(V_X / V_Y). \quad (5)$$

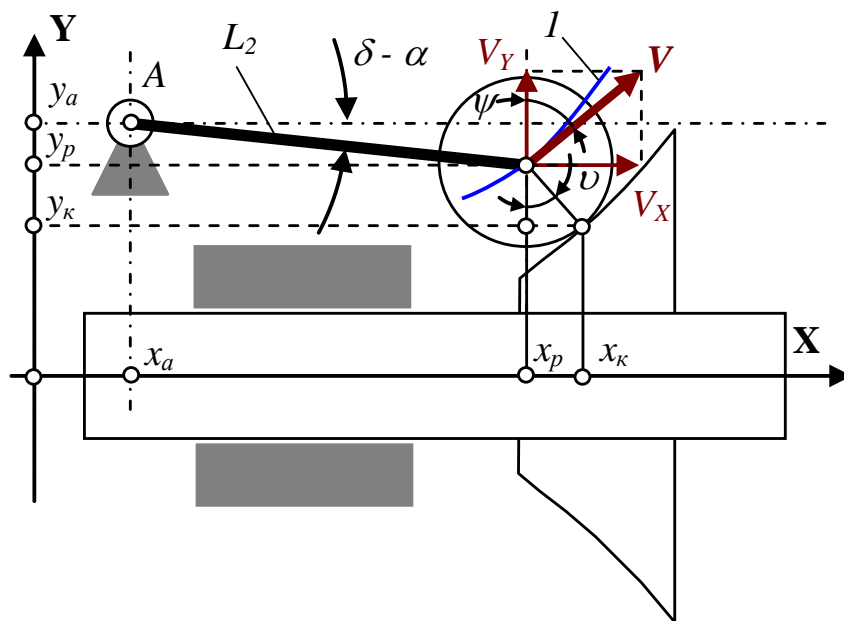


Рис. 3. Схема для розрахунку профілю копіра

Складові швидкості визначають чисельним методом (метод кінцевих різниць) як похідні з системи рівнянь (4), що описують траєкторію руху центру ролика.

Ураховуючи, що кут між вектором швидкості, який є дотичним до траєкторії руху і радіусом, що проведений до точки дотику з профілем копіра, дорівнює $\pi/2$, з геометричних співвідношень можна визначити кут ν тиску в парі ролик - копір:

$$\nu = \pi/2 - \psi. \quad (6)$$

Тепер можна розрахувати координати матеріального профілю копіра в системі координат XOY:

$$\begin{cases} x_k = x_p + R_p \sin \nu \\ y_k = y_p - R_p \cos \nu \end{cases} \quad (7)$$

Для проектування люнети важливим є його силовий розрахунок який виконується з аналізу схеми дії сил (рис.4). Оскільки механізм люнети функціонує за принципом геометричного замикання, то заготовка без урахування радіальної складової P_Y сили різання знаходиться у рівновазі під дією сил:

$$2F_2 \sin \varphi = F_1. \quad (8)$$

де φ - кут тиску в парі опорний ролик – заготовка.

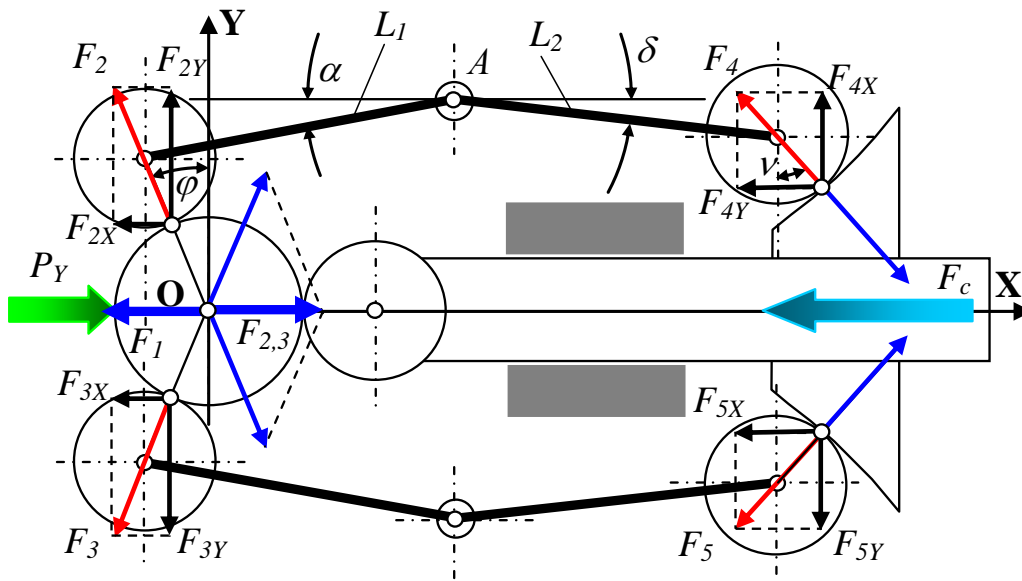


Рис. 4. Схема дії сил в люнеті

За розкладом сили F_4 , що діє зі сторони копіра на ролик та сили F_2 , що діє зі сторони заготовки на опору, можна отримати умову рівноваги важеля навколо осі A як рівняння моментів:

$$F_2 \cos \varphi L_1 \cos \alpha + F_2 \sin \varphi L_1 \sin \alpha = F_4 \cos \nu L_2 \cos \delta - F_4 \sin \nu L_2 \sin \delta. \quad (9)$$

Звідки:

$$F_4 = \frac{F_2 L_1 (\cos \varphi \cos \alpha + \sin \varphi \sin \alpha)}{L_2 (\cos \nu \cos \delta - \sin \nu \sin \delta)}. \quad (10)$$

Тепер, після підстановки сили F_2 , яка знайдена з рівняння (8), маємо:

$$F_4 = \frac{F_1 L_1 (\cos \varphi \cos \alpha + \sin \varphi \sin \alpha)}{2 \sin \varphi L_2 (\cos \nu \cos \delta - \sin \nu \sin \delta)}. \quad (11)$$

Таким чином може бути отримане рівняння рівноваги повзуна за віссю X без урахування радіальної складової сили різання:

$$F_c = 2F_4 \sin \nu + F_1. \quad (12)$$

Після підстановки (11) в (12) можна отримати залежність для визначення сили, що діє зі сторони гідравлічного циліндра:

$$F_c = \frac{F_1 L_1 \sin \nu (\cos \varphi \cos \alpha + \sin \varphi \sin \alpha)}{L_2 \sin \varphi (\cos \nu \cos \delta - \sin \nu \sin \delta)} + F_1. \quad (13)$$

Для забезпечення контакту опорних роликів з заготовкою і її центрування (без різання) гідравлічним циліндром має бути створена деяка сила F_l взаємодії опорного ролика з заготовкою. З формули (13) видно, що, в залежності від кута φ тиску в парі опорний ролик – заготовка, сила F_c на штоку гідравлічного циліндра може сягати значних величин, а при $\varphi \leq 0$ люнет взагалі не може виконувати функцію центрування заготовки. Отже, таке обмеження обов'язково має бути урахованим при виборі конструктивних параметрів люнету.

За умови не розкриття стиків між опорами і заготовкою при різанні сила F_l має бути більше радіальної складової P_y сили різання. З формули (13) при умові $F_l \geq P_y$ можна отримати необхідну величину сили гідравлічного циліндра люнета, а значить і визначити необхідний тиск рідини. Проте, аналіз рівняння (13) показує, що така сила залежатиме як від конструктивних параметрів люнету, так і від кутів, які при його функціонуванні в робочому діапазоні зміни діаметрів заготовки змінюються. Отже немає альтернативи визначенню сили шляхом моделювання за отриманими математичними моделями. При недостатній силі гідравлічного циліндру буде спостерігатися розкриття опор люнету при різанні і втрата його функціонального призначення.

Попереднє визначення необхідної сили гідравлічного циліндру (звичайно з деяким коефіцієнтом запасу, наприклад $F_c = 1,5P_y$) є важливим етапом підготовки операції, тому що перевищення потрібної величини приводить до невиправданого перевантаження вузлів люнету і передчасного виходу його з ладу.

Прикладна програма моделювання

Для виконання проектування за розробленою математичною моделлю створена прикладна програма, інтерфейс якої у вихідному стані показаний на рис.5. Програма призначена для моделювання процесу підтримки заготовки при зміні її діаметра у заданому діапазоні. Програма дозволяє досліджувати зміну кута тиску двох підтримуючих опор, що розташовані на поворотних важелях і необхідної сили гідравлічного циліндра від конструктивних параметрів люнету і радіальної складової сили різання.

На інтерфейсі (рис.5) зліва розташовані вікна для завдання вихідних даних, справа – графічне вікно анімації процесу, де зображена заготовка 1 при максимальному діаметрі, опорні ролики 2, важелі 3 з копірними роликами 4 повзун 5 з копірами 6. Справа внизу розташоване вікно 7 для представлення результатів моделювання при зміні діаметра заготовки в заданому діапазоні. Масштаб зображення у графічному вікні можна змінювати за допомогою відповідного віконця.

Для моделювання функціонування люнету при зміні діаметра заготовки в заданому діапазоні натиснути кнопку «Процес». В графічному вікні відбувається зміна діаметра заготовки з відповідними рухами всіх ланок люнету, а у вікні «Результати» з'являються графіки зміни необхідної сили гідравлічного циліндра (лінія 1) і кута φ тиску в парі опорний ролик – заготовка (лінія 2). Після закінчення циклу моделювання на інтерфейсі з'являється вікно 3 для зберігання даних профілю копіра, який забезпечує функціонування люнету у заданому діапазоні зміни діаметра заготовки (рис.6).

У відповідності до мети необхідно вибрати оптимальні конструктивні параметри люнету. Задача оптимізації у спрощеному вигляді може бути сформульована наступним чином: знайти таке значення одного параметру люнету (зазначеного у завданні), яке приводить до мінімальної сили гідравлічного циліндра при забезпеченні функціонування люнету в заданому діапазоні зміни діаметрів заготовки при заданій величині радіальної складової сили різання. Таким чином, задача оптимізації зводиться до однокритеріальної.

Нехай необхідно знайти оптимальну величину довжини L_l важеля від вісі повороту до вісі опори при інших вихідних даних, що зазначені у вікнах інтерфейсу за рис.5, рис.6. Пошук треба розпочинати з мінімально можливої величини L_l за умови забезпечення контакту опорних роликів з заготовкою і її центрування без різання. Діапазон пошуку визначається необхідністю забезпечення функціонування люнету у заданому діапазоні зміни радіуса заготовки, що обробляється.

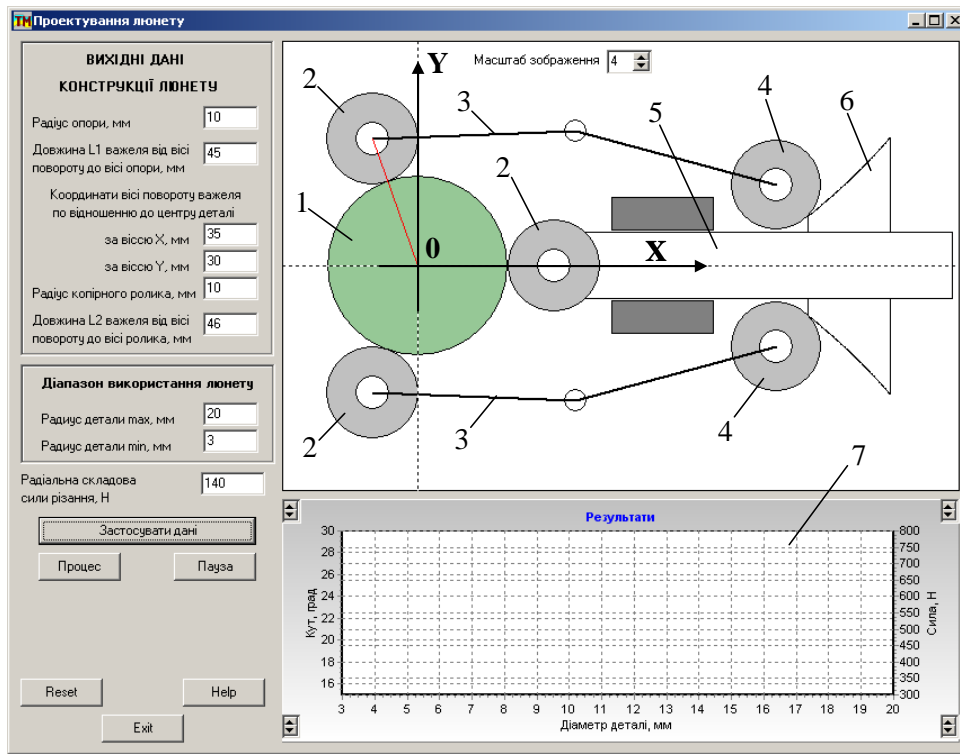


Рис. 5. Інтерфейс програми моделювання у вихідному стані

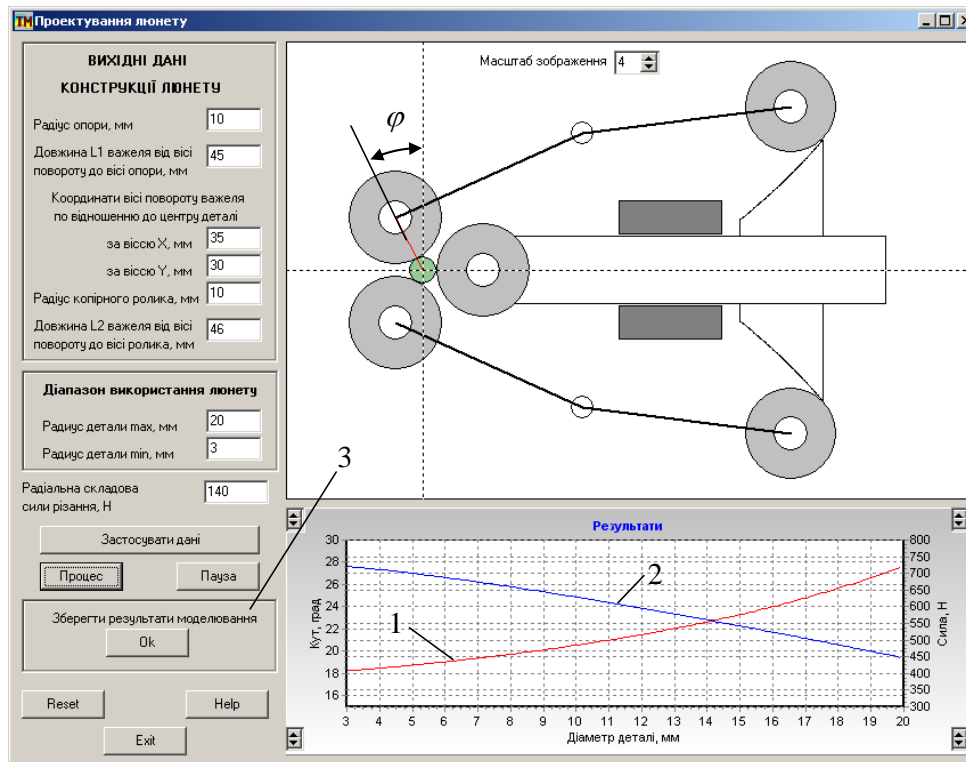


Рис. 6. Стан інтерфейсу в кінці циклу моделювання

При довжині $L_1=38\text{мм}$ важеля від вісі повороту до вісі опори моделювання зупиняється при радіусі заготовки менше 5,5мм з повідомленням про порушення силових умов взаємодії (рис.7).

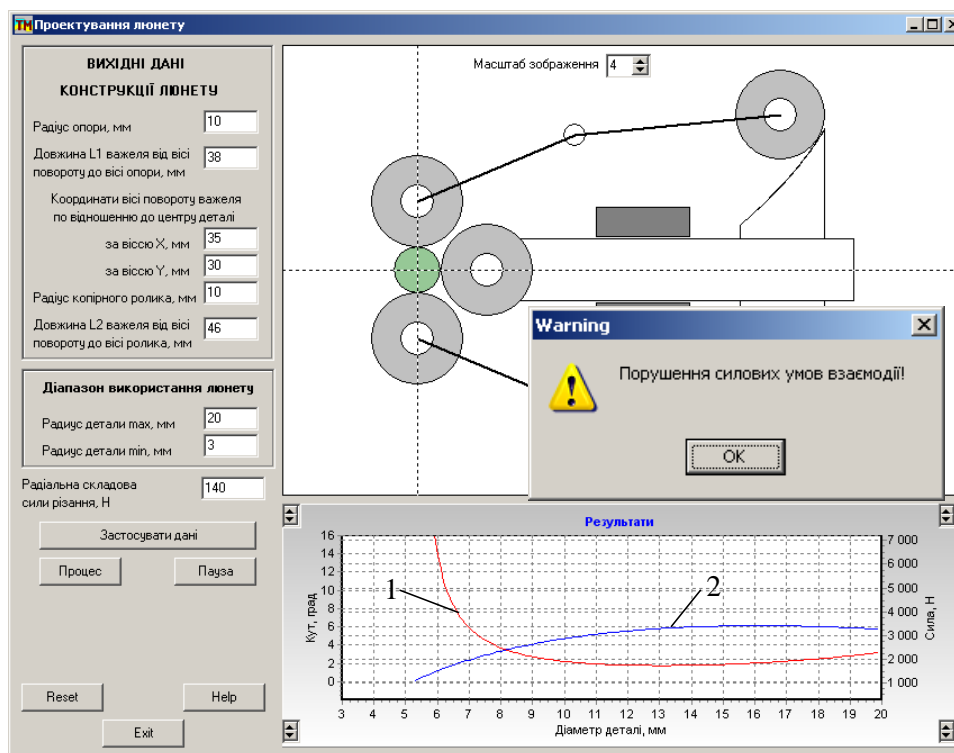


Рис. 7. Стан інтерфейсу при порушенні умов силової взаємодії

Це означає, що під час зміни радіусу заготовки до зазначеної межі відбулося порушення умови $\varphi > 0$. (дивись формулу (13)). Таким чином, лунет з такими геометричними параметрами не забезпечує центрування заготовки без різання, оскільки складові від сил взаємодії опорних роликів з заготовкою не врівноважуються. На практиці в цьому випадку результуюча сила від роликів опор лунету буде сприйматись безпосередньо заготовкою, що обов'язково викличе її деформацію і зсув від осі центрів верстату. Моделювання, що проводилось за умови дії радіальної складової сили різання ($P_Y = 140H$), показало, що при зменшенні радіусу заготовки необхідна сила гідравлічного циліндра збільшується (лінія 1 на рис.7), а кут тиску в парі опорний ролик – заготовка зменшується (лінія 2 на рис.7). Така тенденція пояснюється з розгляду схеми дії сил за рис.4: горизонтальні складові від сил F_2 і F_3 зменшуються (оскільки зменшуються кути тиску) і для забезпечення рівноваги заготовки необхідно збільшувати силу F_c гідравлічного циліндру. Отже, за такими геометричними параметрами лунет не спроможний забезпечувати функціонування у заданому діапазоні зміни радіусів заготовки.

На наступному етапі пошуку необхідно збільшити довжину L_1 важеля з обраним кроком, наприклад 2мм. Моделювання з такою довжиною приводить до іншої колізії – порушення геометричних умов взаємодії (рис.8). Оскільки опорні ролики лунету знаходяться в одній площині, то їх контакт запобігає наступному руху при зменшенні радіусу заготовки в заданому діапазоні.

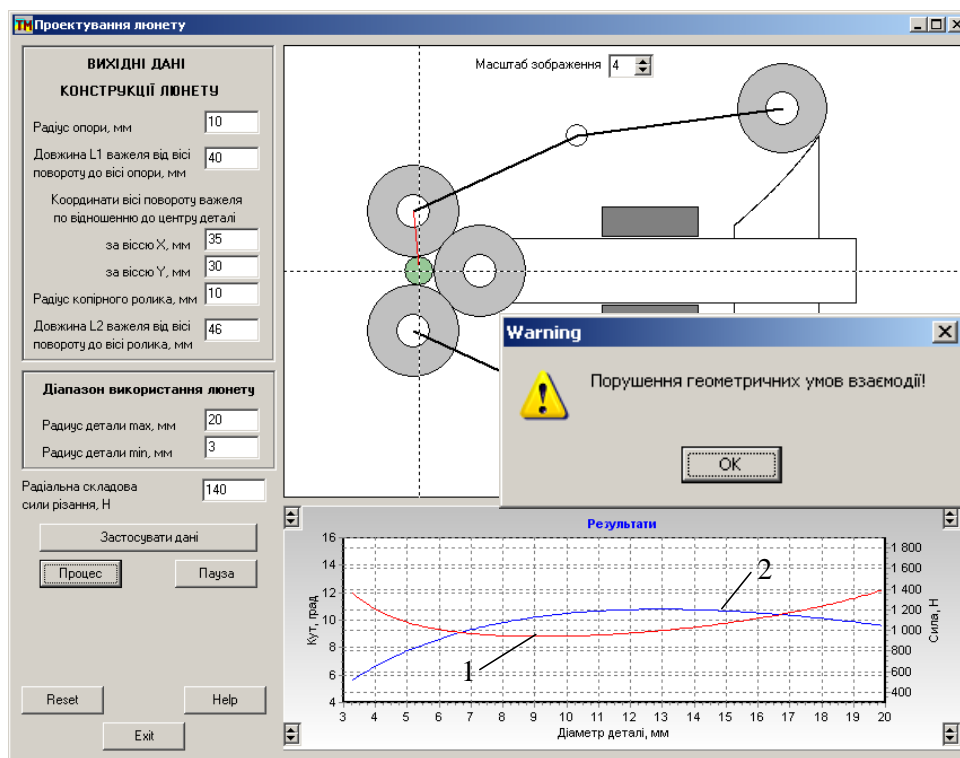


Рис. 8. Стан інтерфейсу при порушенні умов геометричної взаємодії

Продовження пошуку оптимальної довжини L_1 важеля приводить до певних результатів, які представлені в таблиці 1.

При досягненні довжини $L_1 = 48\text{мм}$ знову настає порушення геометричних умов взаємодії, що свідчить про перевірку всього доступного діапазону зміни цього параметру. Для більш точного визначення оптимальної довжини важеля доцільно повернутися назад з кроком 1мм і на цьому закінчити пошук. Таким чином, оптимальна довжина $L_1 = 47\text{мм}$ важеля забезпечує функціонування лонету у заданому діапазоні зміни радіусів заготовки з мінімальною силою гідравлічного циліндру 610Н. При цьому зміна кута тиску в парі опорний ролик – заготовка відбувається в діапазоні $30^0 \pm 6,5^0$ (рис.9).

Таблиця 1

Експериментальні дані

№	L_1 , мм	$(F_c)_{\min}$, Н	$(F_c)_{\max}$, Н	φ_{\min} , град	φ_{\max} , град	Примітка
1	38	-	-	-	-	Порушення силових умов взаємодії
2	40	-	-	-	-	Порушення геометричних умов взаємодії
3	42	621	1005	13,5	16,3	
4	44	454	792	17,5	23,3	
5	46	375	660	21,5	32,0	
6	48	-	-	-	-	Порушення геометричних умов взаємодії
7	47	350	610	23,5	36,5	

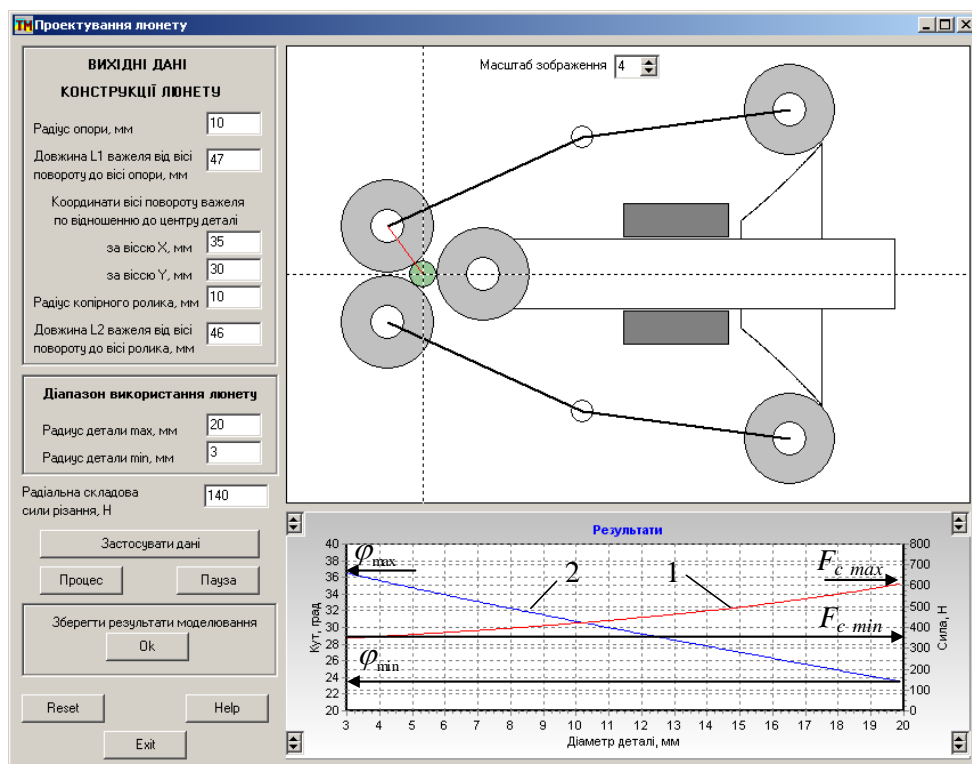


Рис. 9. Стан інтерфейсу при оптимальній довжині важеля

Пошук закінчено і треба зберегти результати моделювання (дивись відповідне діалогове віконце на інтерфейсі рис.9) у текстовому файлі для використання при виготовленні профілю копіра лунету (рис.9). У файлі міститься вся необхідна інформація про основні розміри лунету, а матеріальний профіль копіра представлений масивом даних координат у Декартовій системі з кроком 0,1мм, що цілком достатньо для проектування управляючої програми його виготовлення на верстаті з ЧПК.

1	3.0000	– радіус заготовки <i>min</i>	
2	20.0000	– радіус заготовки <i>max</i>	
3	10.0000	– радіус ролика	
4	47.0000	– довжина L_1 важеля	
5	35.0000	– координата X	
6	30.0000	– координата Y	
7	46.0000	– довжина L_2 важеля	
8	86.7165	11.7142	} координати профілю
9	86.8419	11.8154	
10	86.9678	11.9174	
.....			
176	104.4882	28.6273	}
177	104.5742	28.7252	
178	104.6615	28.8244	

Рис. 10. Текстовий файл параметрів лунету

Висновки

1. Самоцентруючі лунети забезпечують автоматичне підналагодження при зміні діаметру заготовки в широкому діапазоні і здатні підвищувати жорсткість та вібросталість технологічної обробляючої системи при різних видах оброблення мало жорстких деталей різанням.

2. Проектування самоцентруючого люнету зводиться до розрахунку профілю копіра та визначення необхідної сили гідравлічного циліндра за розмірами його кінематичних ланцюгів. Необхідна сила гідравлічного циліндру залежить від величини очікуваної на операції радіальної складової сили різання та геометричних параметрів люнету. При моделюванні встановлено, що зміна довжини важеля з $L_1 = 42\text{мм}$ до $L_1 = 47\text{мм}$ зменшує необхідну силу гідравлічного циліндру з 1005Н до 610Н.

3. Пошук оптимальних величин геометричних параметрів люнету проводиться в діапазоні, який обмежується порушенням або силових, або геометричних умов взаємодії люнету.

Перелік джерел літератури: 1. Корсаков В. С. – Основы конструирования приспособлений; Учебник для вузов. — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение. 1983. — 277 с. 2. Обработка металлов резанием: справочник технолога / Панов А.А., Анакин В.В., Бойм Н.Г. и др.; Под общ.ред. А.А.Панова. 2-е изд. – М.:Машиностроение, 2004. – 784 с. 3. Станочные приспособления: Справочник. В 2-х т. /Ред. совет: Б. Н. Вардашкин (пред.) и др.— М.: Машиностроение, 1984. — Т. 1 / Под ред. Б. Н. Вардашкина, Л. Л. Шатилова, 1984. 592 с. 4. Шишкин В.П., Закураев В.В. Основы проектирования станочных приспособлений. Теория и задачи: Учебное пособие / Под ред. А.Е.Беляева. – М.:НИЯУ МИФИ, 2010. – 288 с. 5. http://www.schunk.com/index_select_your_country2.html?r=1

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ПРОЕКТУВАННЯ САМОЦЕНТРУЮЧОГО ЛЮНЕТУ

Петраков Ю.В.

Розроблена математична модель функціонування самоцентруючого люнету, що ураховує як геометричні, так і силові умови взаємодії з заготовкою змінного діаметру. Створена прикладна програма моделювання, за допомогою якої можна визначати оптимальні параметри люнету і отримати файл управляючої програми для виготовлення копію люнета на верстаті з ЧПК.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ САМОЦЕНТРИРУЮЩЕГОСЯ ЛЮНЕТА

Петраков Ю.В.

Разработана математическая модель функционирования самоцентрирующегося люнета, которая учитывает как геометрические, так и силовые условия взаимодействия с заготовкой переменного диаметра. Создана прикладная программа моделирования, с помощью которой можно определить оптимальные параметры люнета и получить файл управляющей программы для изготовления копира люнета на станке с ЧПУ.

DESIGN OF SELF-CENTRING STEADY REST

Petrakov Y.V.

The mathematical model of the functioning of the self-centring steady rest, which takes into account both geometric and power conditions of interaction with the workpiece of variable diameter. The application simulation program is created, which can be used to determine the optimal parameters of the rest and get the file control program for the manufacturing of lunette copier on the CNC machine.

Ключові слова: самоцентруючий люнет, проектування, моделювання.

Ключевые слова: самоцентрирующийся люнет, проектирование, моделирование.

Keywords: self-centring steady rest, design, simulation.

Дата надходження статті: 6 травня 2015 р.

УДК 621.924

Залога В.О., Нагорний В.В.
СумДУ, м. Суми

ДІАГНОСТУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ МЕТАЛООБРОБНОГО ВЕРСТАТУ

Вступ

В даний час підприємства проводять обслуговування верстатів або за системою планового-попереджувального ремонту (ППР) або експлуатують обладнання до його відмови, або в деяких випадках навіть і поломки [1]. При проведенні капітальних ремонтів відбувається повне розбирання верстатів, з подальшою дефектацією деталей і комплектуючих на основі їх огляду. Даний підхід вимагає значних витрат трудових ресурсів, що, однак, не гарантує безаварійності роботи верстата в міжремонтний період. Тому важливою складовою підвищення ефективності металооброблення є впровадження сучасних методів діагностування технічного стану верстатного обладнання, що дозволяє обслуговувати обладнання за його фактичним станом.

Методи, які засновані на тому, що технічний стан верстата оцінюється без його розбирання називаються методами безрозбірної дефектації [2]. При цьому визначаються окремі вузли і деталі, які мають дефекти, і тому ремонт проводиться цілеспрямовано з метою усунення конкретних дефектів.

Це забезпечує стабільність роботи виробництва, дозволяє прогнозувати час безаварійної роботи обладнання, заздалегідь замовити необхідні комплектуючі для проведення ремонту, а вартість обслуговування обладнання може знижуватися до 40-50% [3].

Впровадження безрозбірної дефектації дозволяє:

1) в період експлуатації і технічного обслуговування обладнання:

- проводити експрес-аналіз технічного стану верстата;
- визначати і при необхідності підвищувати технологічну точність верстата;
- визначати дефекти, у тому числі приховані, і усувати їх на етапі виникнення;
- прогнозувати зношування вузлів і деталей верстата;
- планувати терміни проведення ремонту, замовлення комплектуючих і запчастин для ремонту;

2) при проведенні ремонтних робіт:

- планувати обсяг ремонтних робіт;
- підвищити якість ремонту;
- знизити вартість ремонту в 1,5-2 рази;
- скоротити терміни виконання ремонтних робіт в 1,5 рази.

Безрозбірна дефектація виконується за допомогою різноманітних методів вібродіагностики технічного стану верстата, один з котрих якраз і розглядається в даній статті.

Постановка проблеми

Найбільш інформативним інструментом для ідентифікації дефектів верстата є отримання його вібраційних характеристик [2]. Так відомо, що амплітуди вібрацій верстатів безпосередньо позначаються на якості обробленої деталі, що і визначає точнісні показники [4]. При роботі верстатів виникає широкий спектр коливань, природа яких має як стаціонарний, так і нестаціонарний характер. Можуть мати місце як вимушені коливання, так і автоколивання. У свою чергу автоколивання розрізняються: а) при продуктивній роботі (різанні); б) при роботі на холостих ходах. Оскільки динамічні складові сил різання в більшості випадків мають нелінійний характер, то для ідентифікації дефектів верстата найбільш доцільним є режим його функціонування на холостому ході [3]. У цьому режимі вібраційні характерис-

тики верстата в цілому визначаються роботою саме тих деталей і вузлів, що вимагають діагностування.

Вібродіагностика дозволяє визначати дефекти тих чи інших конструктивних елементів верстата, наприклад: підшипників (зношування зовнішнього або внутрішнього кільця, перекіс зовнішнього кільця, зношування кульок або роликів); биття або перекіс валів і шпинделів; зношування шестерень у коробках швидкостей або подач, а також похибка зачеплення кожної передачі; зношування деталей кулько-гвинтової пари (гайок, гвинта, кульок, перекіс гвинта кулько-гвинтової передачі) тощо.

У даній статті наведені результати розробки способу діагностування технічного стану верстата, який дозволив підвищити точність визначення відповідного дефекту з одночасним прогнозуванням моменту досягнення ним свого гранично допустимого ступеню, що дозволяє уникнути можливої аварії верстату за рахунок його своєчасної зупинки на ремонт [7].

Аналіз відомих і найбільш прийнятних для діагностування технічного стану металообробного обладнання показав, що вони мають такі недоліки, які суттєво знижують як перелік контрольованих дефектів, так точність їх визначення. Наприклад, у відомому способі [5] діагностування елементів технологічної системи, як замкнутої динамічної системи «верстат - пристосування - інструмент – заготовка», пропонується встановлювати «слабкий» (дефектний) елемент конструкції верстата шляхом аналізу записаної колограми поперечного перерізу оброблюваної заготовки. По цій колограмі можна отримати як спектр відносних коливань між інструментом і заготовкою, так і виявити домінуючі частоти власних коливань елементів замкнутої динамічної системи верстата при різанні. Дефектний елемент конструкції верстата встановлюють шляхом порівняння домінуючих частот із частотами заздалегідь знайдених власних коливань основних елементів верстата. До основних недоліків цього способу, що можуть призводити до суттєвих помилок в діагностуванні слабого елемента, можна віднести:

- 1) необхідність зняття колограми для виявлення з її допомогою спектра відносних коливань між інструментом і заготовкою;
- 2) необхідність математичної обробки спектра відносних коливань між інструментом і заготовкою з метою отримання домінуючих частот;
- 3) діагностування здійснюється в процесі різання, коли динамічна система верстата є замкнутою, що істотно спотворює вібраційний сигнал, який встановлюється за допомогою колограми.

Існує також спосіб визначення люфтів приводу верстата [6], який полягає в тому, що вимірюють спектр обвідної вібраційного сигналу при переміщеннях приводу верстата на всьому робочому діапазоні, після чого визначають спектр обвідної вібраційного сигналу при переміщенні приводу верстата в величинах, що відповідають тим можливим люфтам в приводі верстата, які треба знаходити. Далі визначають середні значення пікфакторів при двох режимах роботи верстата на частотах, що відповідають частоті тіл кочення або кратних ній. Фактичний люфт у відповідному приводі верстата знаходять шляхом порівняння отриманих двох режимів роботи верстата середніх значень пікфакторів. Недолік даного способу полягає в тому, що, по-перше, перелік дефектів, які при цьому виявляються, обмежений лише дефектами підшипників кочення у відповідному приводі і, по-друге, він не дозволяє прогнозувати момент досягнення дефектами свого гранично допустимого ступеню для своєчасної зупинки верстата на ремонт і уникнення таким чином його можливої аварії.

Основною метою запропонованого способу діагностування [7] є виключення вказаних недоліків, а саме розширення переліку контрольованих дефектів верстату з одночасним прогнозуванням моменту досягнення дефектами свого гранично допустимого ступеню. Останнє дозволяє своєчасно зупинити верстат на ремонт і уникнути таким чином його можливої аварії. Діагностування проводиться за допомогою датчика вібрації, накопичувача - перетворювача сигналу (комп'ютера) і програми розшифровування отриманих даних. У процесі функціонування технологічної системи проводиться зняття вібросигналів з певних точок верста-

та, перетворення і трансляція їх у комп'ютерну програму для розшифрування і встановлення діагнозу технічного стану як того чи іншого вузла, так верстата в цілому.

Зазначений технічний результат досягається тим, що у запропонованому способі вібродіагностування технічного стану верстата проводиться при роботі верстата на холостому ході в усьому допустимому його кінематикою робочому діапазоні швидкостей або подач відповідно. При цьому почергово здійснюють спочатку вимірювання спектру обвідної вібраційного сигналу при роботі приводу подач, а потім - при роботі приводу шпинделя.

Результати вимірювань піддають аналізу, під час якого виділяють інформаційні дискретні складові спектру на частотах, що свідчать про наявність дефектів відповідних вузлів верстату і визначають поточне значення їх амплітуд. На основі цих даних та інформації про попередні вимірювання та час їх проведення, що зберігається в базі даних, складають часові ряди (тренди) для кожної інформаційної складової.

Ці тренди піддають апроксимації, шляхом мінімізації функціонала U з визначенням величини прогнозованого ресурсу верстата

$$U = \sum_{i=1}^m \left[A_K^\phi(\tau_i) - A_K^p(\tau_i, \alpha, \gamma, \beta, \eta, T_{BT}^K, T_{ZH}^K) \right]^2, \quad (1)$$

де $A_K^p(\tau_i, \alpha, \gamma, \beta, \eta, T_{BT}^K, T_{ZH}^K) = A_K^\phi(\tau_0) - \alpha \cdot \left(\frac{\tau_i - \tau_0}{T_{BT}^K - \tau_i} \right)^\gamma + \beta \cdot \left(\frac{\tau_i - \tau_0}{T_{ZH}^K - \tau_i} \right)^\eta$ – прогнозна модель;

$A_K^\phi(\tau_i), A_K^\phi(\tau_0)$ – поточне і початкове значення рівня амплітуд k -тої інформаційної частотної складової, яка входить в інформаційну базу даних верстату і реагує на k -тий дефект; τ_i, τ_0 – поточне і початкове значення часу контролю технічного стану верстата; m – кількість вимірювань рівня амплітуд k -тої інформаційної частотної складової; α, β – коефіцієнти форми графіка апроксимаційної моделі; γ, η – показники ступеня; T_{BT}^K і T_{ZH}^K – прогнозований ресурс верстата, який обмежується розвитком k -того дефекту, природа появи якого пов'язана, відповідно, з розвитком механічної втоми або зношування.

За отриманими результатами приймають рішення про наявність і ступінь розвитку контрольованих дефектів верстата, яку оцінюють за величиною прогнозованих ресурсів, знайдених для кожного з дефектів. Напрацювання верстата до ремонту і причину ремонту визначають мінімальним ресурсом найбільш розвиненого дефекту і природою його появи.

Виконання даного способу вібродіагностики технічного стану металообробного верстату дозволяє:

- підвищити точність і достовірність діагностики технічного стану верстатів, виявляючи окремо дефекти приводу подач і приводу шпинделя, уникаючи їх взаємного спотворення ;
- контролювати повний перелік властивих верстатному обладнанню дефектів;
- перейти на експлуатацію верстата за його фактичним станом, уникаючи непередбачені зупинки або аварії верстата і істотно скорочуючи тривалість ремонту за рахунок прогнозування напрацювання верстата до ремонту з вказівкою причин цього ремонту;
- збільшити надійність та продуктивність верстата за умов безперервності роботи в заданому режимі, ефективності ремонту та мінімізації витрат часу на його проведення.

Приклад виконання запропонованого способу.

Запропонований спосіб вібродіагностування технічного стану металообробного верстата розглянемо на прикладі діагностування типових вузлів токарно-гвинторізного верстата 16К20Т1: шарикопідшипникових опор 1 та 3, шпинделя 2 (рис.1) і кінематичної пари «гвинт-гайка» 1 в приводі подач (рис.2).

Точки 4 контролю вібрації опор 1,3 шпинделя 2 розміщувалися на корпусі передньої бабки верстату в зонах передньої та задньої шарикопідшипникових опор 1 та 3 (рис.1), а точка контролю 3 стану пари «гвинт-гайка» 1 – на супорті 2 (рис.2).

Контроль за станом верстата і в тому числі за зазначеними його вузлами здійснювався регулярно кожен раз перед початком процесу механічної обробки на холостому ході верстата.

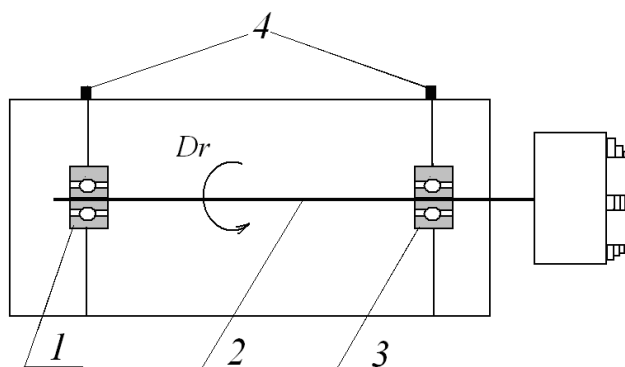


Рис.1 – Схема розміщення точок контролю вібрації опор шпинделя:
1 - задня опора, 2- шпиндель,
3- передня опора, 4 - точки контролю вібрації.

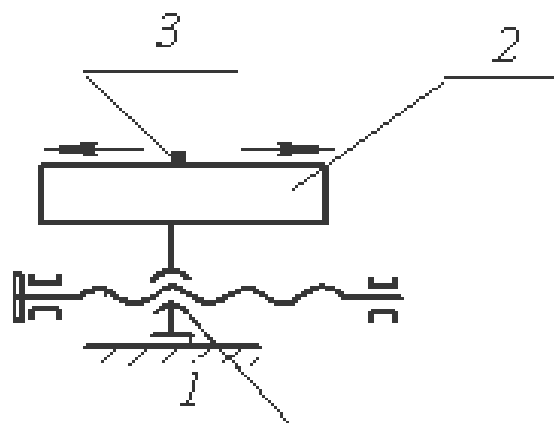


Рис.2 – Схема розміщення точок контролю стану пари «гвинт-гайка»:
1 - пара «гвинт-гайка», 2 - супорт,
3 - точка контролю вібрації

Контроль стану підшипників проводився протягом 7 місяців до настання прогнозованого моменту заміни одного з них, а за приводом подач – протягом 50 місяців до моменту виявлення дефекту пари «гвинт - гайка ». Запис вібросигналу здійснювався за допомогою комп'ютера, де огинаюча вібросигналу піддавалася спектральному аналізу (рис.3 і 4).



Рис.3 – Приклад спектру вібрації передньої опори шпинделя

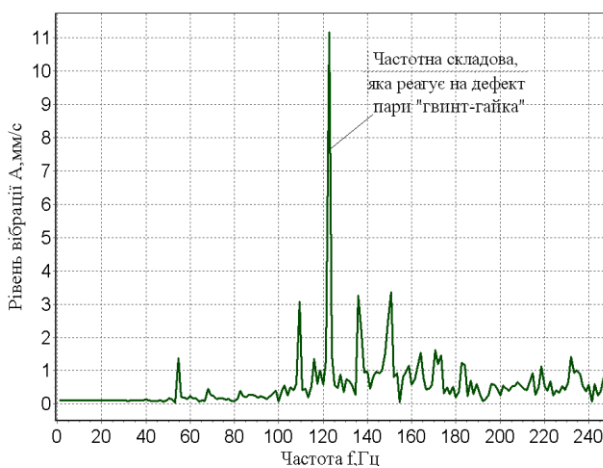


Рис.4 – Приклад спектру вібрації супорта

В отриманих за цей час спектрах виділялися інформаційні частотні складові, які реагують на дефекти, що з'являються у підшипниках кочення і пари «гвинт-гайка» (рис. 3 і 4), а також визначалися поточні значення амплітуд кожної з інформаційних складових. На основі цих даних та інформації про попередні вимірювання та час їх проведення, що зберігалися в базі даних, складали часові ряди для кожної інформаційної складової, що піддавали апроксимації з метою прогнозування ресурсу верстату шляхом мінімізації функціоналу (1) (рис. 5 і 6).

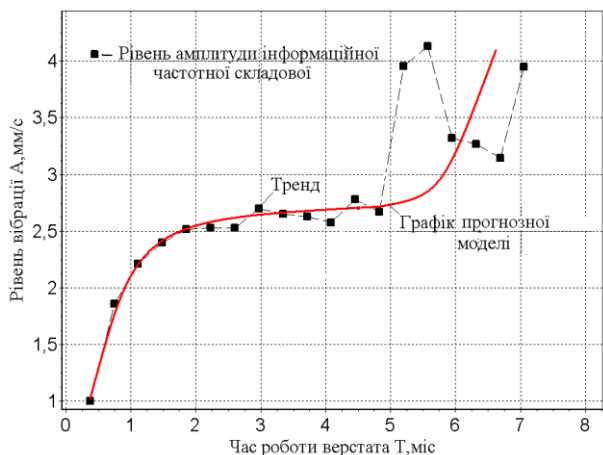


Рис.5– Тренд, що характеризує зміну технічного стану передньої опори шпинделя і графік прогнозу моделі

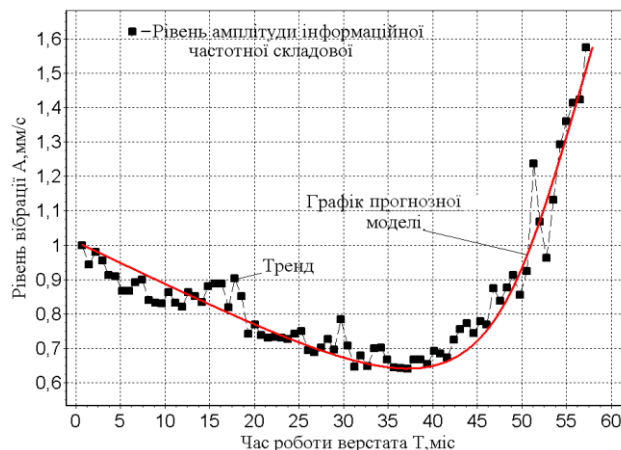


Рис.6– Тренд, що характеризує зміну технічного стану кінематичної пари «гвинт - гайка» і графік прогнозу моделі

В результаті мінімізації знаходились параметри апроксимаційної моделі, головними з яких є два параметри - T_{BT}^K і T_{ZH}^K , - які в даному прикладі представляють ресурси підшипників і пари «гвинт - гайка», що визначаються, відповідно, втомною міцністю і зношуванням цих вузлів верстата. Величини прогнозованих і фактичних ресурсів наведено в таблиці 1.

Таблиця 1

Прогнозне напрацювання верстата до ремонту і його причина

Контрольований вузол верстата	Напрацювання до ремонту ^{*)}				Причина ремонту
	T_{BT} , міс		T_{ZH} , міс		
	П рогноз	акт.	П рогноз	акт.	
Підшипник передньої опори шпинделя	7	2 **)	5	7. .0	Зношування обойм і тіл кочення підшипника
Підшипник задньої опори шпинделя	5	3 **)	0	1 .5	
Кінематична пара «гвинт-гайка»	8	7 **)	8	5 7	Зношування гайки кінематичної пари «гвинт-гайка»

^{*)} Напрацювання верстата $\tau_{пот}$ на момент контролю становив: підшипників - 7 місяців, пари «гвинт-гайка» – 50 місяців.

^{**)} Напрацювання до втомного руйнування не було реалізовано, тому що ресурс верстата лімітувався механічним зносом.

Результати процесів дефектації верстата, які були проведені в ході зупинок його на ремонті через вичерпання прогнозованих ресурсів приводу шпинделя і приводу подач, свідчили кожен раз про своєчасність зупинки верстата на ремонт і підтверджували виявлену при діагностуванні причину появи і ступінь розвитку дефектів, які були розглянуті в прикладі.

Так, у одному з процесів дефектації було виявлено неприпустиме зношування обойм і тіл кочення підшипника, встановленого в передній опорі шпинделя, а так само граничний стан зношування гайки, що входить до кінематичної пари «гвинт-гайка», що підтвердило результати діагностування.

Напрацювання до втомного руйнування кожного разу не було реалізовано, тому що ресурс з причини втомного руйнування перевищував ресурс розглянутих вузлів верстата, який був обмежений їх механічним зносом (табл.1).

Висновок

Запропоновано спосіб діагностування технічного стану верстата, який дозволяє розширити перелік його контрольованих дефектів, підвищити точність визначення дефекту з одночасним прогнозуванням моменту досягнення дефектами свого гранично допустимого ступеню. Останнє дозволяє уникнути можливої аварії верстату за рахунок його своєчасної зупинки на ремонт.

Перелік джерел літератури: **1.** Клягин В. И. Типовая система технического обслуживания и ремонта металлорежущего и деревообрабатывающего оборудования / В. И. Клягин, Ф. С. Сабиров // М.: Машиностроение. - 1988. – 672 с. **2.** Савинов Ю. И. Определение параметров механических систем станков / Ю. И. Савинов // Станки и инструмент. - 2010. - № 10. - С. 8-10. **3.** Савинов Ю. И. Удаленная диагностика деталей станков / Ю. И. Савинов // РИТМ. - 2012. - № 1. - С. 58-61. **4.** Барков А. В. Мониторинг и диагностика роторных машин по вибрации / А. В. Барков, Н. А. Баркова, А. Ю. Азовцев // С.Петербург: Изд. Центр СПбГМТУ. - 2000. – 159 стр. **5.** А. С. СССР N 1296370, МПК G05B 19/00. Способ диагностики элементов замкнутой динамической системы СПИД / Этин А. О., Вильсон А. Л., **6.** Иорданиян Р. В.; заявитель и патентообладатель Экспериментальный научно-исследовательский институт металлорежущих станков ЭНИМС . – N 1296370 , заявл. 02.07.1985; опубл. 15.03.87 , Бюл. № 10. 3 с. **7.** Патент RU 2399033 Рос. Федерация. МПК G01 M13/04 (2006.01). Способ определения люфтов в приводе станка / Савинов Ю. И., Шаронов С.В. (патентообладатели), № 2009103084/28, заявл. 02.02.2009; опубл. 10.09.2010, Бюл. № 39. 5 с. **8.** Патент UA 91643 U Україна, МПК G01M 7/00 (2014.01). Спосіб вібродіагностики технічного стану металообробного верстата / Залога В. О., Нагорний В. В.; заявитель власник Сумський державний ун-тет. - № u 2014 01692; заявл. 21.02.14 ; опубл. 10.07.14, Бюл. № 13 . 5 с.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ДИАГНОСТИКА ТЕХНИЧЕСКОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛООБРАБАТЫВАЮЩЕГО СТАНКА

Залого В.А., Нагорный В.В.

В статье рассмотрен способ диагностирования технического состояния станка, который позволяет расширить перечень его контролируемых дефектов, повысить точность определения дефекта с одновременным прогнозированием момента достижения дефектами своей предельно допустимой степени. Это позволяет своевременно остановить станок на ремонт и избежать его возможной аварии.

ДІАГНОСТУВАННЯ ТЕХНІЧНОГО СТАНУ МЕТАЛООБРОБНОГО ВЕРСТАТУ

Залого В.О., Нагорний В.В.

У статті розглянуто спосіб діагностування технічного стану верстата, що дозволяє розширити перелік його контрольованих дефектів, підвищити точність визначення дефекту з одночасним прогнозуванням моменту досягнення дефектами свого гранично допустимого ступеню. Це дозволяє своєчасно зупинити верстат на ремонт і уникнути його можливої аварії.

A METHOD OF DIAGNOSING TECHNICAL STATE METAL WORKING MACHINE

Zaloga V.A., Nagorny V. V.

The article deals with a way of diagnosing the technical condition of the machine, allowing it to expand the list of controlled defects and improve the accuracy of defect prediction moment while achieving your Defects maximum allowable extent. This allows time to stop the machine for repair and thus to avoid its possible accident.

Ключевые слова: диагностирование, вибрация, прогнозирования ресурса.

Ключові слова: діагностування, вібрація, прогнозування ресурсу.

Keywords: diagnosis, vibration, forecasting resource.

Дата надходження статті: 5 травня 2015 р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Макогоненко В.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ КОМПЕНСАЦИИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И ТЕМПЕРАТУРНЫХ ОТКЛОНЕНИЙ НАПРАВЛЯЮЩИХ ПРОДОЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

Введение

При проектировании и эксплуатации тяжелых станков токарной группы наиболее сложной задачей является обеспечение точности формы изделия, особенно при обработке длинных валов. Как показал анализ технологической системы тяжелых токарных станков, причиной тому является сложность получения высокой геометрической точности направляющих продольного перемещения, а также упругие деформации суппорта и низкая жесткость заготовки при обработке длинномерных изделий. Также возникают температурные деформации и вибрации.

Решением этой задачи может послужить внедрение системы компенсации геометрических и температурных погрешностей направляющих продольного движения. Эта система совместно с адаптивными системами управления позволяют в корне изменить вопрос повышения точности обработки.

Основная часть

Целью настоящей работы является повышение точности и производительности обработки на тяжелых станках путем разработки, исследования и внедрения адаптивных систем управления точностью.

Принцип адаптивности заключается в получении информации о выходных параметрах технологического процесса посредством совокупности датчиков, и последующем применении этой информации для адекватного вмешательства в ход технологического процесса с целью поддержания значений определенных параметров продукта в пределах допуска.

Учитывая то, что практически все современные тяжелые токарные станки оснащаются системами ЧПУ, имеется возможность использовать некоторые устройства и узлы СЧПУ одновременно по прямому назначению и как элементы системы управления точностью. В частности это относится к приводу поперечной подачи, который одновременно может использоваться для коррекции поперечного положения инструмента.

Предложенная система адаптивного управления с точки зрения динамики систем автоматического управления представляет собой соединение двух следящих систем с большим количеством параметров, задаваемых при конструировании.

Система образована механической и электрической частями, при этом электрическая часть представлена в виде четко определенных функциональных элементов.

Принцип действия предложенной системы состоит в измерении отклонения действительного положения каретки суппорта от оси лазерного луча с помощью датчика, и внесении коррекции в размерную настройку поперечного положения суппорта соответствующей коррекции посредством суммирующего устройства.

По функциональным признакам система включает в себя две подсистемы. Это система привязки оптической базы и измерительно-компенсирующая система.

Структурная схема этого варианта измерительно-компенсирующей системы приведена на рисунке 1. Привод поперечного перемещения салазок 1 выполнен по типовой схеме и включает в себя высокомоментный двигатель привода подач 10, соединенный непосредственно или через редуктор с передачей винт – гайка 14, датчик обратной связи по положению 7 вращательного типа, взаимодействующий с устройством ЧПУ 12, электронную часть

привода подачи 13 (инвертор или тиристрный преобразователь), который обеспечивает управление скоростью вращения двигателя 10 и датчик обратной связи по скорости 11 (тахогенератор).

Отличие от типовой схемы состоит в том, что датчик обратной связи 7 подключен к устройству ЧПУ не непосредственно, как в обычных станках с ЧПУ, а через микроконтроллер 15. Собственно измерительно-компенсирующая система состоит из дифференциального оптического датчика 5, закрепленного на промежуточной каретке 4, приборной передачи винт-гайка 3, шагового двигателя 6 и микроконтроллера 15.

Система работает следующим образом. Микроконтроллер 15 непрерывно отслеживает состояние дифференциального оптического датчика 5. Когда оптическая ось луча лазера 9, отраженного от полупрозрачного зеркала 8, отстоит от плоскости симметрии фотоэлементов дифференциального оптического датчика 5 в пределах определенной установленной величины (зоны нечувствительности), микроконтроллер 15 сохраняет текущее угловое положение вала шагового двигателя 6 и пропускает без изменений сигнал от датчика обратной связи 7 к устройству ЧПУ 12. При этом привод поперечной подачи работает в обычном режиме, определяемым сигналами от системы ЧПУ. Если сигнал от дифференциального оптического датчика 5 выходит за установленные пределы зоны нечувствительности в ту или иную сторону, микроконтроллер 15 осуществляет один шаг шагового двигателя 6 в направлении определяемом знаком отклонения и соответствующем перемещению промежуточной каретки 4 к оптической оси луча 9. Одновременно к сигналу от датчика обратной связи 7 алгебраически прибавляется величина шага, сделанного промежуточной кареткой 4. При этом устройство ЧПУ получает сигнал о действительной координате салазок 1 от датчика 7 с учетом коррекции на отклонение каретки суппорта 2 от оптической измерительной базы 9. Шаги шаговым двигателем продолжают через фиксированные промежутки времени до тех пор, пока сигнал от дифференциального оптического датчика 5 не войдет в пределы зоны нечувствительности. При этом на каждом шаге соответственно изменяется значение коррекции, прибавляемое к сигналу от датчика обратной связи 7. Если изменяется знак отклонения положения каретки суппорта 2 относительно оптической базы 9, соответственно изменяется направление шагов шагового двигателя 6.

Система привязки оптической базы. В функции этой системы входит формирование лазерного луча с необходимыми параметрами и автоматическое поддержание его заданного положения в пространстве относительно базовых поверхностей станка.

С целью определения потенциальных возможностей предложенного способа и для его практической реализации на основании известных физических зависимостей были получены уравнения для определения рациональных характеристик лазерного луча. Так минимально допустимый радиус луча может быть рассчитан по формуле (1):

$$R_0 = \sqrt{\frac{Z\lambda}{\pi\sqrt{D^2 - 1}}}, \quad (1)$$

где Z – длина хода рабочего органа станка;

λ – длина волны лазерного излучения;

D – максимально допустимый коэффициент изменчивости радиуса луча на длине рабочего хода.

На основании R_0 определяется необходимый коэффициент превращения для оптического согласовательного устройства по формуле(2):

$$\alpha = \frac{R_0 D}{R_\lambda}, \quad (2)$$

где R_λ – радиус луча на выходе имеющегося лазерного излучателя.

Для стабилизации направления лазерного луча применен двухкоординатный аналоговый следящий привод, структурная схема которого приведена на рисунке 1.

Для измерения отклонения луча лазера от параллельности к оси центров станка, на противоположном конце станины, т.е. у передней бабки установлен двухкоординатный дифференциальный датчик 16.

Выходные сигналы с противоположных фотодиодов сравниваются и на выходах которых появляется напряжение приблизительно пропорциональное величине отклонения луча соответственно по координатам X и Z в станочной системе координат. Далее эти сигналы подаются на соответствующие усилители мощности привода механизма юстировки направления луча. Этот привод поворачивает плоское зеркало 19 вокруг вертикальной и горизонтальной осей, которое отклоняет луч лазера 18.

Механизм юстировки направления луча представляет собой двухкоординатный зеркальный дефлектор с магнитоэлектрическим приводом, представленным четырьмя короткоходовыми линейными двигателями постоянного тока с возбуждением от постоянных магнитов.

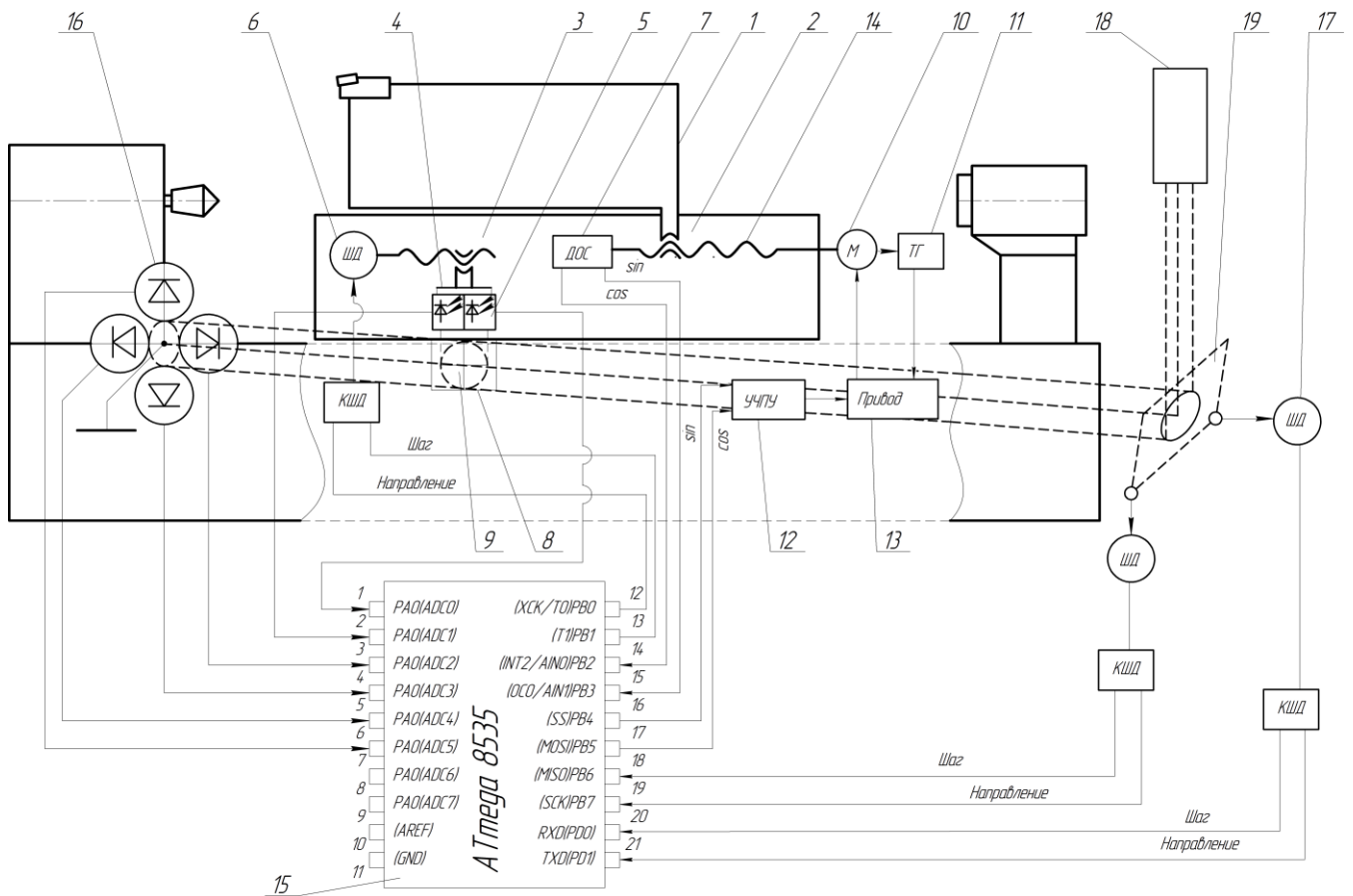


Рис. 1- Структурная схема системы управления тяжелого токарного станка

Была спроектирована сварная станина тяжелого токарного станка (Схема станин изделия и суппортов представлена на рис. 2). Несущая система станка состоит из двух станин. Одна двухполочная станина для базирования и закрепления обрабатываемого изделия. Вторая двухполочная станина служит для перемещения суппорта. Каждая из станин состоит из двух секций, соединенных между собой шпильками. Длина секции составляет 7,8 м.

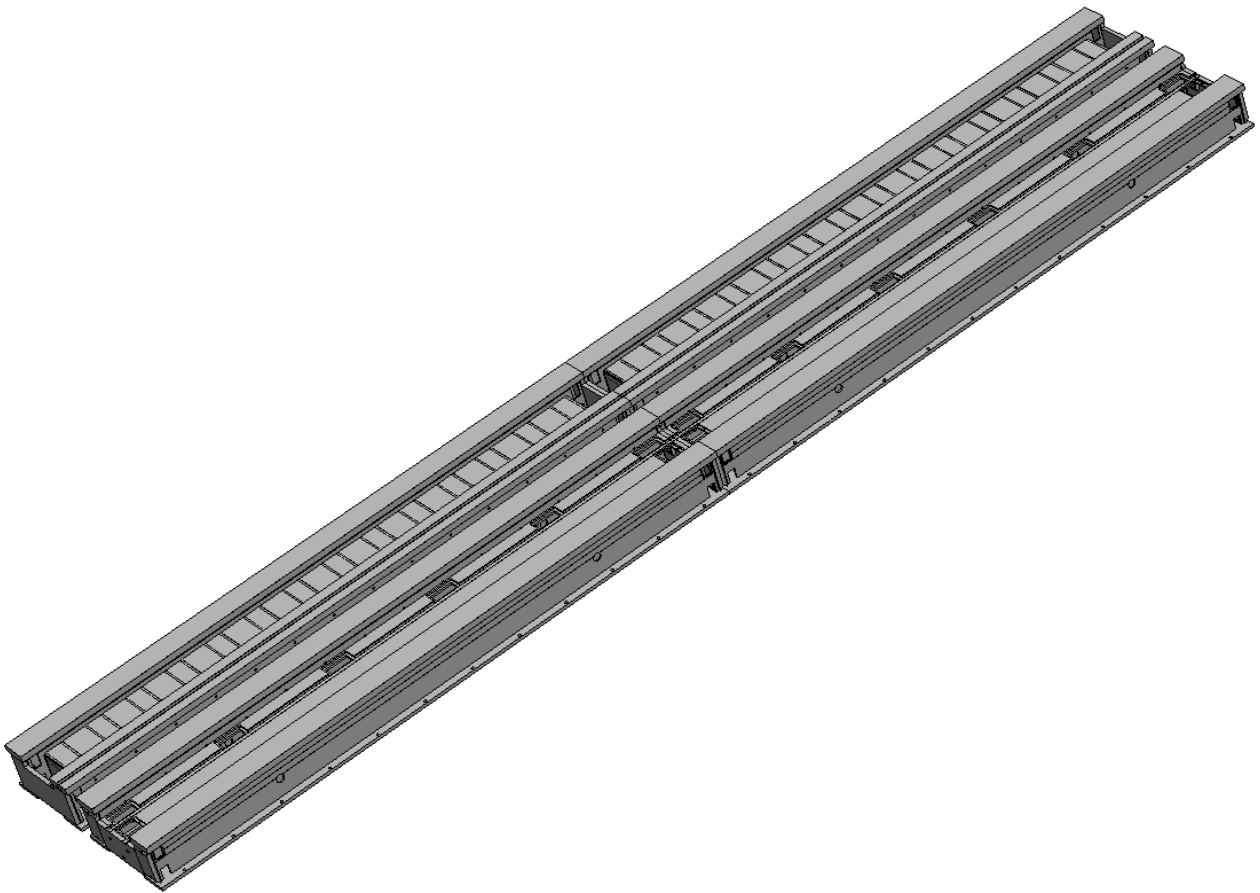


Рис.2 - Станина в сборе

Также разработана блок-схема алгоритма работы управляющего микроконтроллера. Алгоритм работы разбит на три функциональные части: основную программу, подпрограмму перевода прямого двоичного кода в код датчика и обработчик прерывания по переполнению таймера.

Выводы

1. В ходе анализа известных методов повышения точности обработки резанием установлено, что наиболее эффективным является адаптивное управление точностью.

2. Повышения точности формы в продольном сечении можно добиться при задании формы траектории продольного перемещения суппорта посредством эталонной поверхности, свободной от влияния факторов, снижающих ее точность.

3. Доминирующими факторами, которые влияют на точность обработки на тяжелых токарных станках, являются геометрические погрешности и тепловые деформации направляющих продольного перемещения, а наиболее проблемным параметром точности типичных изделий является точность формы в продольном пересечении.

4. В качестве эталонной поверхности наиболее целесообразно использовать поверхность равной интенсивности лазерного луча. Разрешающая способность составляет не хуже 0,4 мкм

4. Решается задача точной обработки длинных пологих конусов путем поворота оптической базы.

Перечень источников литературы: 1. Ковалев В. Д. Адаптивная система компенсации упругих деформаций с приведением измерительной базы к поверхности заготовки. / В. Д. Ковалев, М. С. Мельник // Вісник Академії наук Вищої школи України. Механіка та машинобудування. – Харків : НТУ «ХПІ», 2002. – Вип.1. – С.3–6; 2. Ковалев В. Д. Адаптивное управление точностью тяжелых токарных станков / В. Д. Ковалев, О. Ф. Бабин, М. С. Мельник // Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – Запо-

рожье, 2001.– Вып.2. – С.108–110; 3.Ковалев В. Д. Адаптивные системы управления точностью тяжелых токарных станков / В. Д. Ковалев, О. Ф. Бабин, М. С. Мельник. // Матеріали ІХ міжнародної науково-технічної конференції «Надійність інструменту та сучасні технологічні системи». – Краматорськ : ДГМА, 2002. – С. 21; 4. Ковалев В. Д. Задачи систем адаптивного управления формообразующими движениями инструмента на тяжелых токарных станках / В. Д. Ковалев, О. Ф. Бабин, М. С. Мельник. // Високі технології в машинобудуванні :зб. наук. праць. НТУ “ХПІ”. – Харків : НТУ “ХПІ”, 2002. –Вип. 1 (5).– С. 166–172. 5. Мельник М. С. Динамический анализ привода поперечной подачи тяжелого токарного станка с системой адаптивного управления / М. С. Мельник. // Важкемашинобудування. Проблеми та перспективирозвитку :матеріали ІV міжнародноїнауково-технічноїконференції 5–8 червня 2006 року / Підзаг. ред. В. Д. Ковальова. – Краматорськ : ДДМА. – 2006. – С. 67; 6. Балакшин Б.С. Использование систем адаптивного управления для повышения точности и производительности обработки / Б.С. Балакшин // Станки и инструмент. - 1972. - № 4. - С. 15-18.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

РОЗРОБКА СИСТЕМИ КОМПЕНСАЦІЇ ГЕОМЕТРИЧНИХ І ТЕМПЕРАТУРНИХ ВІДХИЛЕНЬ НАПРЯМНИХ ПОДОВЖНЬОГО РУХУ ВАЖКОГО ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА НОВОГО ПОКОЛІННЯ

Ковальов В.Д., Макогоненко В.С.

Проведений порівняльний аналіз основних видів систем адаптивного управління і виділені найбільш ефективні рішення. Розроблений спосіб і система адаптивного управління точністю траєкторії подовжнього переміщення супорта важкого токарного верстата з базуванням по еталонній поверхні. Розроблені математичні моделі, що дозволили визначити раціональні характеристики елементів системи і параметри лазерного променя при використанні його як виміральної бази. На підставі проведеного аналізу сформульовані завдання і розроблена методика досліджень.

РАЗРАБОТКА СИСТЕМЫ КОМПЕНСАЦИИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И ТЕМПЕРАТУРНЫХ ОТКЛОНЕНИЙ НАПРАВЛЯЮЩИХ ПРОДОЛЬНОГО ДВИЖЕНИЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ

Ковалев В.Д., Макогоненко В.С.

Проведен сравнительный анализ основных видов систем адаптивного управления и выделены наиболее эффективные решения. Разработан способ и система адаптивного управления точностью траектории продольного перемещения суппорта тяжелого токарного станка с базированием по эталонной поверхности. Разработаны математические модели, позволившие определить рациональные характеристики элементов системы и параметры лазерного луча при использовании его в качестве измерительной базы. На основании проведенного анализа сформулированы задачи и разработана методика исследований.

DEVELOPMENT OF THE SYSTEM OF INDEMNIFICATION OF GEOMETRICAL AND TEMPERATURE REJECTIONS DIRECTING LONGITUDINAL MOTION OF HEAVY LATHE OF NEW GENERATION

Kovalov V.D., Makogonenko V.S.

The comparative analysis of basic types of the systems of adaptive control is conducted and the most effective decisions are distinguished. A method and system of adaptive control are worked out by exactness of trajectory of the longitudinal moving of support of heavy lathe with basing on a standard surface. Mathematical models allowing to define rational descriptions of elements of the system and parameters of laser ray at using of him as a measuring base are worked out. On the basis of the conducted analysis tasks are set forth and methodology of researches is worked out.

Ключові слова: адаптивне управління, важкий токарний верстат, еталонна поверхня, лазерний промінь

Ключевые слова: адаптивное управление, тяжелый токарный станок, эталонная поверхность, лазерный луч

Key words: adaptive control, heavy lathe, standard surface, laser ray

Дата надходження статті: 12 травня 2015 р.

УДК 621.9

Миль Р., Портер Д., Литвиненко Т., Оборнев С.
ООО «НПГ «СТАНКОПРОМИМПОРТ», г.Харьков, Украина

ЭФФЕКТИВНОЕ ПРИМЕНЕНИЕ СТАНКОВ «ОСУМА» ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА КОЛЕЦ ПОДШИПНИКОВ НА ПУАО «ХАРП»

Компания ООО «НПГ «СТАНКОПРОМИМПОРТ» предлагает потребителям высокотехнологичное металлообрабатывающее оборудование от лидеров в области станкостроения – компаний “Okuma” (Япония) и “Hartford” (Тайвань).



"Okuma", крупнейший мировой производитель металлорежущего оборудования, по объему продаж занимает 4-е место в мире, производит и продает по всему миру свыше 6 тысяч станков в год. Производство станков организовано в Японии. Продажа станков осуществляется только через торговые представительства.

Европейское представительство компании – “OkumaEuropeGmbH”, расположенное в Германии, постоянно имеет в наличие несколько десятков станков и большой склад запасных частей к ним. Станки на складе могут быть доукомплектованы в соответствии с пожеланиями заказ-

чиков, что обеспечивает сокращение сроков поставки оборудования.

В настоящее время "Okuma" производит: вертикальные и горизонтальные токарные центры, многофункциональные обрабатывающие центры, вертикальные и горизонтальные обрабатывающие центры, обрабатывающие центры портального типа, круглошлифовальные и внутришлифовальные станки.

"Okuma" гарантирует 100%-ю комплектацию станков станинами, приводами, гидравликой, пневматикой, ЧПУ собственного производства. Такой системный подход обеспечивает высокую надежность оборудования, его оптимальную настройку и полную согласованность. Убедительным доказательством качества и надежности оборудования "Okuma" является тот факт, что производственный парк концерна полностью укомплектован оборудованием собственного производства.

Компания внедрила многие инновационные системы и технологии, за разработку которых неоднократно отмечена национальными и международными наградами. К таким инновациям относятся:

- система предупреждения столкновений движущихся частей станка;
- функция компенсации тепловой деформации станка в процессе работы. Датчики, расположенные на шпинделе и станине станка в режиме реального времени передают на управляющий компьютер данные о температурных изменениях с последующей автоматической коррекцией на инструмент;
- комплектация станков датчиком абсолютного положения, который контролирует местоположение ходового винта в рабочем или отключенном состоянии и обеспечивает немедленное возвращение к работе в случае перезапуска обрабатывающего центра;
- функция оптимального позиционирования инструмента при 5 осевой обработке;
- функция предупреждения возникновения вибраций при токарной обработке прутков и осей с соотношением диаметр/длина до 1:18. Движение по осям оптимально синхронизировано и согласовано с изменением скорости вращения шпинделя;

- функція нарезання зубьев фрезой или долбяком после предварительной токарной обработки заготовки на токарно-фрезерном станке;
- функція выполнения токарной обработки фасонных отверстий и наружных поверхностей деталей сложной формы на горизонтально-фрезерном станке путем синхронизации угла поворота шпинделя и движения по трем осям (X, Y, Z).



В настоящее время на заводы Украины поставлено более 50 станков “Okuma”. Мы позиционируем нашу компанию как партнера в комплексном решении различных вопросов технического перевооружения на предприятиях машиностроения. Поэтому поставка станков включала в себя комплекс услуг по техническому аудиту и инжинирингу, поставку оборудования и инструмента, пусконаладочные работы, внедрение разработанных технологий на территории заказчика, гаран-

тийное и сервисное обслуживание, обучение специалистов.



На Харьковский подшипниковый завод мы поставили роботизированные комплексы на базе двухшпиндельных токарных станков с ЧПУ моделей 2SP250 и 2SP35 с автоматизированной системой загрузки/выгрузки заготовок/обработанных изделий. Станки работают в три смены, обеспечивая токарную обработку наружных и внутренних колец подшипников (заготовка - поковка после раскатки) для железнодорожного транспорта.

За время эксплуатации оборудования претензий к качеству станков нет. Кроме гарантийного обязательного обслуживания поставленного оборудования, по желанию клиентов мы производим сервисное обслуживание станков с поставкой запчастей, технологических жидкостей и режущего инструмента.



На указанный завод мы также поставили вертикальные токарные станки с ЧПУ серии LVT, оснащенные автоматизированной системой загрузки/выгрузки заготовок/обработанных изделий. Конструкция станка примечательна тем, что автоматизированная система поставляет заготовку в зону загрузки, шпиндель перемещается, захватывает заготовку патроном и перемещает ее в зону обработки, после чего возвращает ее в зону выгрузки. Таким образом, загрузка/выгрузка обеспечивается без помощи робота.

На станках серии LVT на Харьковском подшипниковом заводе впервые была внедрена технология твердого точения внутренних и наружных колец подшипников после закалки (твердость заготовки 61-64HRC, материал заготовки - ШХ15СГ и ШХ4). Цель замены шлифования твердым точением - уменьшение трудоемкости изготовления колец подшипников и увеличение экономичности процесса обработки. Станки серии LVT характеризуются повышенной жесткостью и точностью, они соответствуют требованиям, предъявляемым к оборудованию для реализации твердого точения.

В процессе обработки кольца подшипника твердым точением в зоне среза из-за специально подобранной геометрии инструмента и режимов резания обрабатываемый материал нагревается и пластифицируется (температура в точке контакта до 1500 градусов). После отделения стружки происходит быстрое охлаждение материала заготовки. В результате обработки твердость заготовки уменьшается на 2 единицы, а полученная стружка имеет твердость около 45 единиц. Деталь практически не нагревается. Глубина срезаемого слоя металла 0,15...0,3 мм.

Твердое точение при обработке колец подшипников на 30-50% экономичнее шлифования.

Из-за нестабильности национальной экономики многие украинские машиностроительные предприятия не имеют возможности приобретать дорогостоящее высокотехнологическое оборудование японских производителей, зачастую выбирая менее дорогую продукцию из Тайваня.



Мы предлагаем нашим клиентам оборудование крупнейшей станкостроительной компании Тайваня “SheHongIndustrialCo., LTD” известной на рынке под брендом “Hartford”. Компания, основанная в 1965 году, специализируется на выпуске станков фрезерной группы. Два завода, оснащенных передовым оборудованием, выпускают около 2500 станков в год. Сегодня фирма специализируется на выпуске относительно недорогих и в то же время очень ка-

чественных вертикальных и горизонтальных фрезерных станков, порталных обрабатывающих центров, больших расточных станков.

В Украине сегодня в эксплуатации находятся несколько десятков станков производства Hartford.

Мы предлагаем клиентам комплектацию станков токарной группы статическими и приводными блоками компании WTO (Германия), автоматическими прутковыми загрузчиками компании LNS (Швейцария). Для станков фрезерной группы предлагаем крепежные приспособления, угловые и ускорительные головки, фрезерные и сверлильные патроны, расточные и резбонарезные головки, поворотные столы, и т.д. компании “NikkenKosakushoWorks, Ltd” (Япония).

Компания ООО «НПП «Станкопроимпорт» зарекомендовала себя как надежный и стабильный партнер, что наряду с высоким качеством поставляемой нами продукции и профессионализмом нашей команды, позволяет нам с оптимизмом смотреть в будущее.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ЕФЕКТИВНЕ ЗАСТОСУВАННЯ ВЕРСТАТИВ «ОСУМА» ДЛЯ ВИРОБНИЦТВА КІЛЕЦЬ
ПІДШИПНИКІВ НА ПУАТ «ХАРП»

Міль Р., Портер Д., Литвиненко Т., Оборнев С.

Компанія ТОВ «НПГ «СТАНКОПРОМІМПОРТ» пропонує споживачам високотехнологічне металообробне обладнання від лідерів в області верстатобудування компаній "Okuma"(Японія) і "Hartford" (Тайвань). У даній роботі описані можливості та переваги продукції цих фірм. Наведені приклади комплектуючих для верстатів токарної і фрезерної груп. Також освітлено застосування пропонованого обладнання на підприємствах України

ЭФФЕКТИВНОЕ ПРИМЕНЕНИЕ СТАНКОВ «ОСУМА» ДЛЯ ПРОИЗВОДСТВА
КОЛЕЦ ПОДШИПНИКОВ НА ПУАО «ХАРП»

Миль Р., Портер Д., Литвиненко Т., Оборнев С.

Компания ООО «НПГ «СТАНКОПРОМІМПОРТ» предлагает потребителям высокотехнологичное металлообрабатывающее оборудование от лидеров в области станкостроения - компаний "Okuma" (Япония) и "Hartford" (Тайвань). В данной работе описаны возможности и преимущества продукции этих фирм. Приведены примеры комплектующих для станков токарной и фрезерной групп. Также освещено применение предлагаемого оборудования на предприятиях Украины

EFFECTIVE USE OF «OCUMA» MACHINE TOOLS FOR PRODUCTION
OF BEARING RINGS AT PJSC "HARP"

Miles R. Porter, D., T. Litvinenko, Osbornev S.

The company "NPG" STANKOPROMIIMPORT" offers to consumers a high-tech metal processing equipment from leaders in the field of machine tool companies" Okuma "(Japan) and "Hartford "(Taiwan). This paper describes the features and benefits of their products. Examples of components for lathes and milling groups. And highlights the use of the proposed equipment at Ukrainian enterprises

Ключові слова: Okuma, Hartford, точіння кілець підшипників, комплектація

Ключевые слова: Okuma, Hartford, точение колец подшипников, комплектация

Key words: Okuma, Hartford, turning of bearing rings, accessories

Дата надходження статті: 15 квітня 2015 р.

РОЗДІЛ 3 ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК 621.923

Майборода В.С., Красновид Д.О., Ткачук І.В.
НТУУ «КПІ», м.Київ, Україна
maiborodavs@mail.ru, itm@kpi.ua

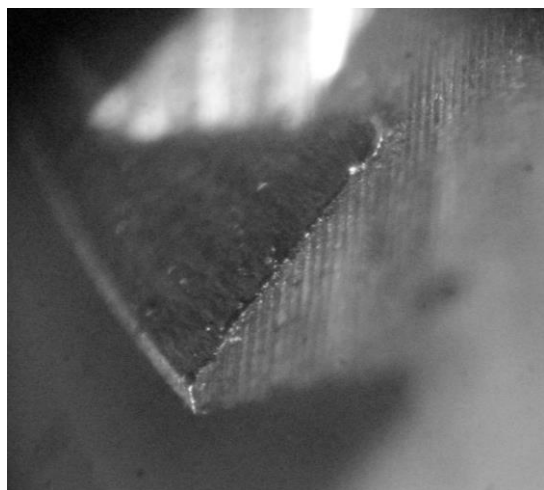
ВПЛИВ СКЛАДУ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА ПОКАЗНИКИ ЯКОСТІ МІТЧИКІВ З ШВИДКОРІЗАЛЬНОЇ СТАЛІ

Якісні показники будь-якого різального інструменту формуються на фінішних операціях його виготовлення при утворенні остаточної геометрії різальних елементів конструкції та фізико-механічних властивостей поверхневого шару робочих поверхонь. Необхідні показники якості можуть бути досягнуті за рахунок використання спеціальних методів оброблення заснованих на комбінуванні впливів на деталь різних енергій. Враховуючи вищенаведене, одним з перспективних методів фінішного оброблення є магнітно-абразивне оброблення (МАО) у великих магнітних робочих зазорах при їх кільцевому розташуванні. Застосування магнітно-абразивного оброблення позитивно впливає на структуру матеріалу інструмента, покращує мікрогеометрію робочих поверхонь, підвищує поверхневу твердість та забезпечує кероване формування різальних кромки. Проте МАО мітчиків порошковими матеріалами різних складів з різноманітною формою частинок залишаються недостатньо дослідженими. Попередні дослідження показали, що умови формування фероабразивного середовища зі стабільними властивостями залежать від геометричних та мікрогеометричних характеристик магнітно-абразивних порошоків (МАП). Показано, що при магнітно-абразивному обробленні лопаток ГТД порошками з округлими і осколковими частинками свідчать про або переважне полірування, або зміцнення поверхневого шару виробів [1]. Окремі результати по застосуванню магнітно-абразивних порошоків з різноманітною формою частинок для магнітно-абразивного оброблення мітчиків і аналіз умов контактної взаємодії зерен з оброблювальними поверхнями розглядалися в [2,3]. Але наведені результати обмежувалися або розрахунками, або виключно якісними результатами, що підтверджуються наявністю пластичного деформування поверхневого шару матеріалу, або опосередкованими даними – по зміні ступеню наклепу поверхневого шару виробів. Підтвердження отриманих даних та умов використання різних типів магнітно-абразивних порошоків було виконано на прикладі магнітно-абразивного оброблення мітчиків виготовлених з швидкорізальної сталі.

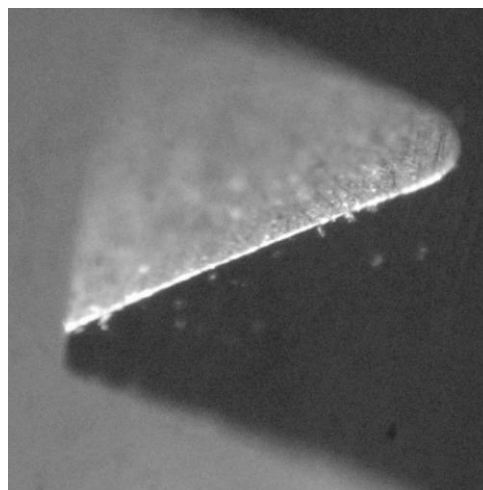
Метою роботи є дослідження впливу складу магнітно-абразивного інструменту на показники якості мітчиків виготовлених з швидкорізальної сталі та процесу магнітно-абразивного оброблення на їх роботоздатність.

Для визначення якісних показників поверхонь мітчиків після МАО, було проведено експериментальні дослідження на мітчиках М10 виготовлених із швидкорізальної сталі. МАО виконували при наступних умовах: швидкість руху вздовж кільцевої ванни $V = 2,5$ м/хв, обертання навколо власної осі $\omega = 350$ об/хв, $B = 0,25$ Тл, кут базування $p = 45^\circ$, $q = 25^\circ$, режим «стікання» з використанням відновлювального стержневого елемента діаметром 10 мм, з кутом базування відносно площини кільцевої ванни 40° та режим «натікання» без використання відновлювального стержневого елемента. Для формування магнітно-абразивного інструменту в процесі МАО мітчиків використовували магнітно-абразивні порошки різних типів: Полімам М зернистістю 400/315 мкм, Царамам – 630/400 мкм, Полімам Т – 400/315 мкм, ПР Р6М5 – 200/100 мкм.

Зовнішній вигляд поверхні мітчиків до та після МАО наведено на рис. 1



а) до MAO



б) після MAO

Рис.1 – Зовнішній вигляд поверхонь мітчика

Після магнітно-абразивного оброблення було досліджено зміну параметру шорсткості Ra на задній та передній поверхнях мітчиків. Результати вимірювання наведено на рис.2.

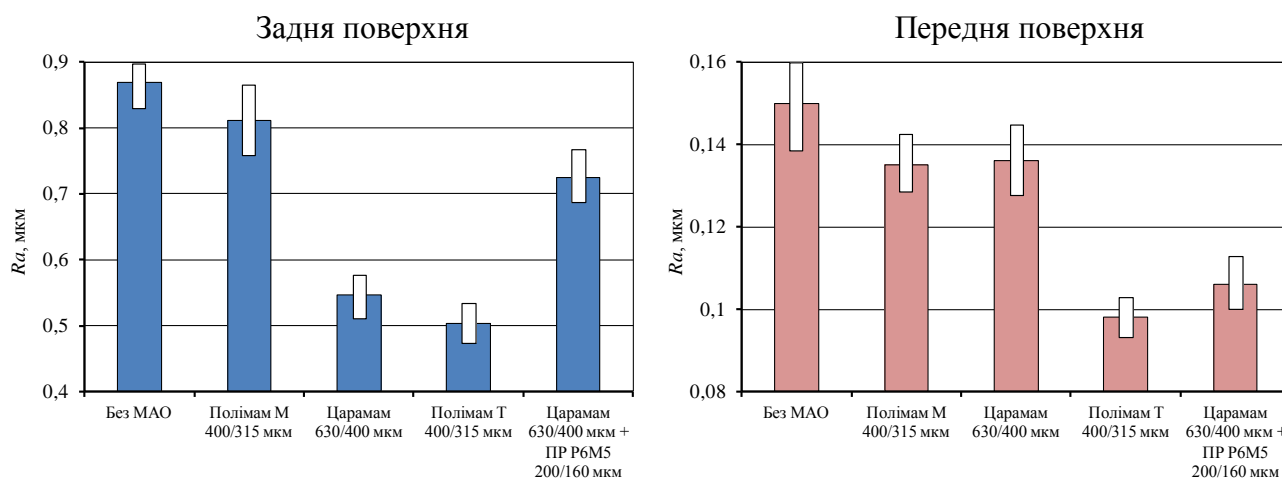


Рис. 2 – Зміна шорсткості робочих поверхонь мітчиків при MAO різними типами МАП

Отримані результати є підтвердженням попередніх досліджень по абразивній та полірувальній здатності МАП, які мають округлу та осколкову форму частинок з величиною параметру нерівності k_f та значеннями радіусів округлення різальних кромки окремих частинок, що використовуються для формування магнітно-абразивного інструменту [4]. Як показано на рис. 2 на передній поверхні мітчиків зміна шорсткості не суттєва у зв'язку з тим, що частинки порошку затримуються в канавках. Максимальна зміна шорсткості відбувається при використанні частинок магнітно-абразивних порошоків з осколковою формою при MAO мітчиків, а саме Полімам Т 400/315 мкм. Отримані результати є прямим підтвердженням того, що осколкова форма частинок має кращу абразивну здатність.

Поверхнева твердість мітчиків була виміряна на задній поверхні мітчиків на мікротвердомірі ПМТ-3. Результати вимірювання після циклу MAO наведено на рис.3.

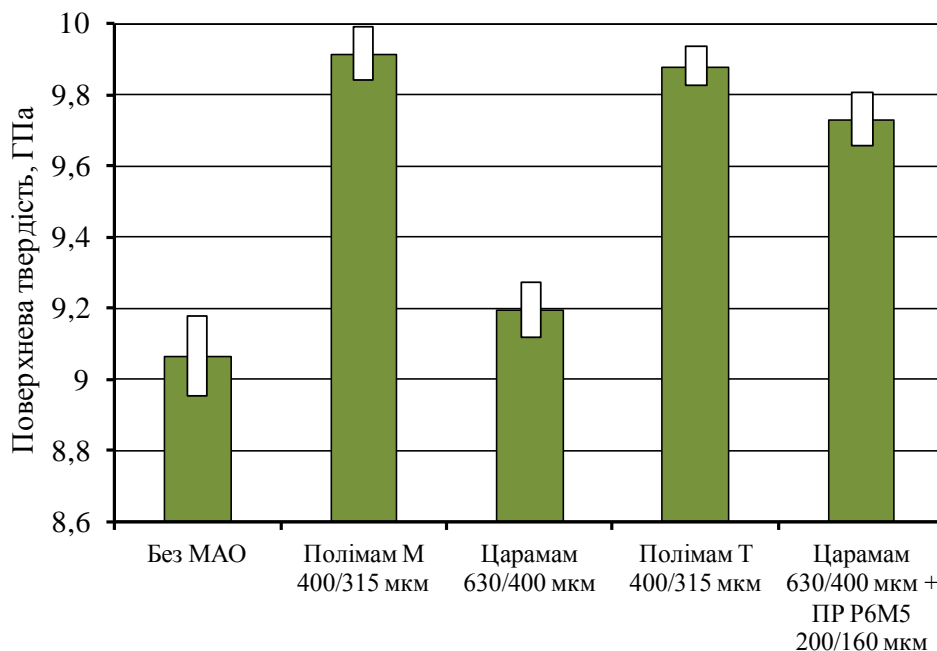


Рис. 3 - Поверхнева твердість мітчиків після MAO різними типами МАП

Доведено, що після MAO округлими типами порошків поверхнева твердість збільшується, що є підтвердженням розрахунків по визначенню умов контактування оброблюваних поверхонь з магнітно-абразивним інструментом [3,5,6,7] з урахуванням реальних значень величин радіусів округлень різальних кромки зерен $r_{кз}$.

Результати зміни величини радіусів округлення різальних кромки робочих елементів мітчиків після циклу MAO різними типами магнітно-абразивних порошків представлено на рис. 4.

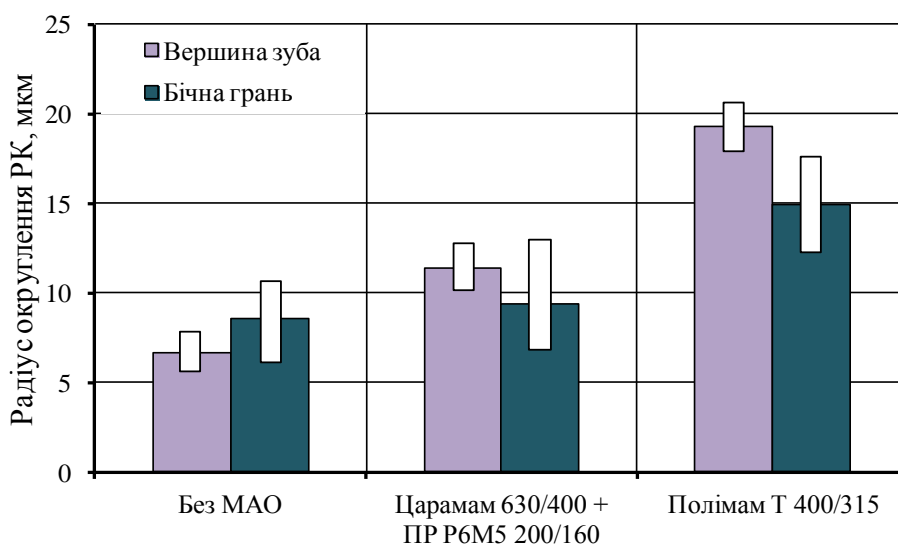


Рис. 4 - Радіус округлення різальних кромки робочих елементів мітчиків після циклу MAO різними типами магнітно-абразивних порошків

Позитивний вплив процесу MAO осевого різального інструменту на показники якості є передумовою для забезпечення підвищення експлуатаційної стійкості. Отримані результати досліджень експлуатаційної стійкості мітчиків в основному показують кількісне її зростання без наведення динаміки зношення. У зв'язку з цим було виконано дослідження експлуатаційних характеристик мітчиків після циклу MAO різними типами магнітно-абразивних порошків при нарізанні метричної різі в попередньо підготовленій плиті, виго-

товленої зі Сталі 3 товщиною 10 мм при частоті обертання шпинделя 90 об/хв, швидкість 2,8 м/хв. Після нарізання різи в попередньо просвердлених отворах було досліджено величину зношення мітчиків по задній поверхні. Результати експериментальних випробовувань наведено на рис 5.

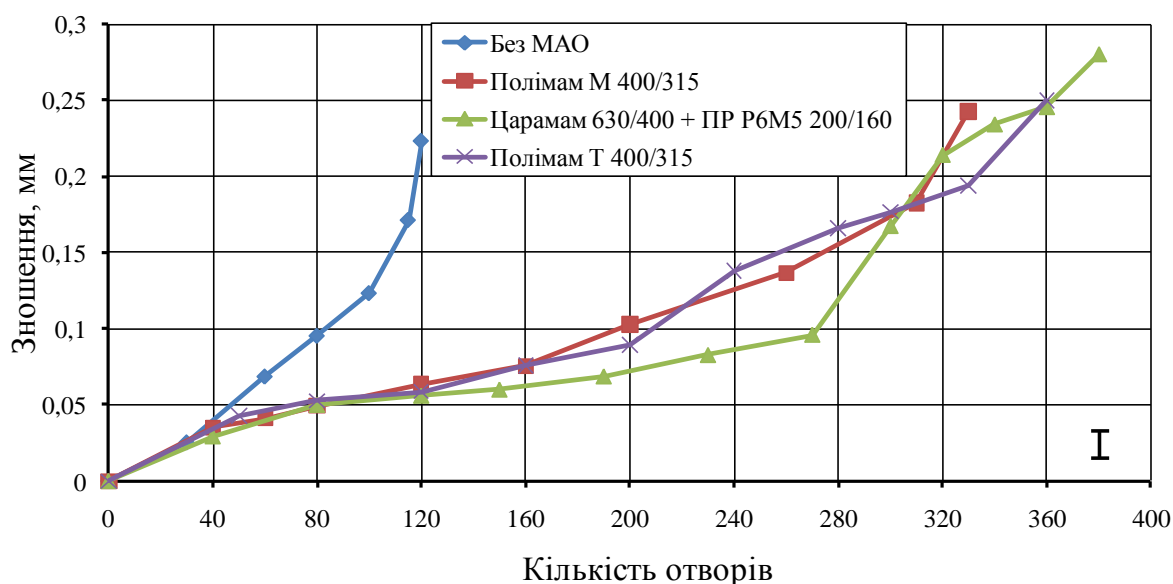


Рис. 5 - Зношення мітчиків в залежності від кількості оброблених отворів

Встановлено, що процес MAO мітчиків за умов формування стабільного магнітно-абразивного інструменту забезпечує стаке зростання їх стійкості при експлуатації не менше ніж в 2 – 2,5 рази. Зазначене зростання пояснюється як покращенням мікрогеометрії робочих поверхонь, так і фізико-механічних властивостей поверхневого шару інструменту. Отримані результати не суперечать результатам досліджень інших авторів і суттєво розширюють об'єм інформації в зазначеному напрямку. Більш детальні дослідження по промислового використання методу MAO дозволяють встановити оптимальні умови оброблення та напрямки вдосконалення.

Перелік джерел літератури: 1. Грязнов Б.О. Вплив комплексної магнітно-абразивної обробки і композиційних покриттів на характеристики втоми робочих лопаток ГТД / Б.О. Грязнов, В.С. Майборода, Ю.С. Налимов, І.І. Білик, О.М. Герасимчук // Вибрации в технике и технологиях. – 2001. – №5(21). – С. 80 – 83. 2. Дюбнер Л.Г. Магнитно-абразивная обработка концевго режущего инструмента / Л.Г. Дюбнер, В.С. Майборода, А.А. Ивановський // Вестник НТУУ «КПИ». Машиностроение. – Київ, 2003. – № 44. – С. 107 – 108. 3. Майборода В.С. Застосування магнітно-абразивної обробки для зміцнення різального інструменту / В.С. Майборода, Н.В. Ульяненко, Л.Г. Дюбнер, О.А. Ивановський // Вісник ЖДТУ. – Житомир: ЖДТУ, 2003. – №3(27). – С. 22 – 31. 4. Ткачук І.В. Геометричні характеристики магнітно-абразивних порошоків / І.В. Ткачук, В.С. Майборода // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наук. праць. – Краматорськ, 2014. – Вип. 34 – С. 51 – 57. 5. Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів : дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Ульяненко Н.В. – Київ, 2006. – 160 с. 6. Джулій Д.Ю. Підвищення якості багатогранних непереточуваних твердосплавних пластин при магнітно-абразивному обробленні в кільцевій ванні : дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Джулій Д.Ю. – Київ, 2014. – 175 с. 7. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь : дис. докт. техн. наук: 05.03.01 / Майборода В. С. – Київ, 2001. – 404 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ВПЛИВ СКЛАДУ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА ПОКАЗНИКИ ЯКОСТІ МІТЧИКІВ З ШВИДКОРІЗАЛЬНОЇ СТАЛІ

Майборода В.С., Красновид Д.О., Ткачук І.В.

Досліджено вплив форми частинок магнітно-абразивного інструменту на зміну параметру шорсткості R_a на передній та задній поверхнях мітчиків. Визначено зміну поверхневої твердості та радіуси округлення різальних кромки робочих елементів мітчиків після магнітно-абразивного оброблення різними типами порошоків. Представлена можливість збільшення стійкості мітчиків в 2 - 2,5 рази при застосуванні магнітно-абразивних інструментів з частинками округлої або осколкової форми.

ВЛИЯНИЕ СОСТАВА МАГНИТНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА НА ПОКАЗАТЕЛИ КАЧЕСТВА МЕТЧИКОВ ИЗ БЫСТРОРЕЖУЩЕЙ СТАЛИ

Майборода В.С., Красновид Д.А., Ткачук И.В.

Исследовано влияние формы частиц магнитно-абразивного инструмента на изменение параметра шероховатости R_a на передней и задней поверхностях метчиков. Определено изменение поверхностной твердости и радиусы округления режущих кромок рабочих элементов метчиков после магнитно-абразивной обработки разными типами порошков. Представлена возможность повышения стойкости метчиков в 2-2,5 раза при использовании магнитно-абразивных инструментов с частицами круглой или осколочной формы.

INFLUENCE OF MAGNETO-ABRASIVE TOOLS ON QUALITY OF HSS TAPS

Maiboroda V., Krasnovyd D., Tkachuk I.

Influence of the shape of fraction of magneto-abrasive tools to change the parameter of roughness R_a on the face and flank of taps were investigated. The change of surface hardness and the radiuses of the cutting edges rounding of tap's working elements after the magneto-abrasive machining by different types of powders were defined. An opportunity to increase the resistance of taps in 2-2,5 times by using magneto-abrasive tools with round- or splinter shape fraction was presented.

Ключові слова: магнітно-абразивне оброблення, магнітно-абразивний інструмент, магнітно-абразивний порошок, радіус округлення різальної кромки, мітчик.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивный инструмент, магнитно-абразивный порошок, радиус округления режущей кромки, метчик.

Key words: magneto-abrasive machining, magneto-abrasive tool, magneto-abrasive powder, radius of cutting edge rounding, tap.

Дата надходження статті: 29 квітня 2015 р.

UDC 621.762:678-19

Shyberko V. V.
LNTU, Lutsk, Ukraine
Shyberko@ukr.net

INVESTIGATION OF MICROSTRUCTURE OF STRUCTURALLY INHOMOGENEOUS MATERIALS WITH THE APPLICATION OF APPLIED PROGRAM SMART-EYE

Formulation of the problem.

Sustainable and modern areas of technology of mechanical engineering development today is improvement of known and development of new materials. To get new structurally inhomogeneous materials with guaranteed properties is possible by using powder metallurgy technology. Herewith it is necessary to control the parameters of their structure in the manufacturing process. However, methods of powder metallurgy do not always allow to obtain structural characterization of materials at a qualitative level. It is not always possible to get information about defects and fracture samples of structurally heterogeneous materials. To improve the efficiency of traditional technology of powder metallurgy, and in order to identify the optimal structure that best corresponds to conditions of the material exploitation metallographic analysis method should be applied. This method detects defects of structure and, consequently, predicts the behavior of particles of structurally inhomogeneous materials in operating conditions. Thus, to investigate the microstructure features of heterogeneous materials in their manufacturing process is an important task of materials science.

Analysis of recent publications.

Investigation of the structure of various materials is highlighted in the papers of H.I. Belchenko, I.H. Kamenina, J.N. Kriuchkov, V.N. Selivanov, E.F. Smyslov [1, 2, 3, 4, 5]. The peculiarity of this works is that the segmentation procedures and analysis of grains of materials are made with aim to study breaks and microsections with help of a magnifying glass without considering a detailed behavior of particles of material that affects the quality of the final product. Study of the characteristics of the microstructure of materials leads to a deeper understanding of the observed phenomena. That is why, it is important to recognize grains on microsections images, to determine their characteristics, relationships between these characteristics and their causes and consequences that are the most important to practice the behavior of materials.

Objective of the article.

Objective of the article is to investigate the microstructure of specimens of structurally inhomogeneous materials ($AlCu_2$) and to calculate the average data of individual spheres of the microstructure of samples using program Smart-eye.

The main results of the investigation.

Analysis of size of grains is required in any industry where metals (ferrous and non-ferrous) alloys, steel and non-metallic materials are manufactured or processed. Microscopic analysis requires special preparation of sample of structurally inhomogeneous materials to see the dimensions of grains. Polished sections of homogeneous bronze samples were studied using a microscope models MMP - 4 with increasing $\times 600$. In order to obtain a clear picture of boundaries of grains polished sections were pretreated with 4% acetone.

We propose the following description of the processes that occur during the formation of structurally inhomogeneous materials samples. At the initial stage of compaction the powder particles are moving in the direction of compaction pressure and filling large pores. The deformation of particles almost does not happen. As a result, significantly increases the density of packing of particles. Contact area between the particles of powder varies slightly, the strength of such materials is low. With further increase in pressure extrusion powder particles can no longer move freely into the pores and deformation of the powder particles starts. At first all ledges on the particle surface cleave (soft deformation) and then under the influence of compression force particles leak in the pores (elastic and plastic deformation). With increase of compaction, pressure

the degree of deformation of the powder particles increases and, consequently, the number of contacts between the particles of powder increases too. Thus, granulometric composition of powder is changing - the number of grains increases by crushing and smaller particles appear by breaking down under high stresses in the places of contact. The general view of compressed samples is represented in (Fig. 1).

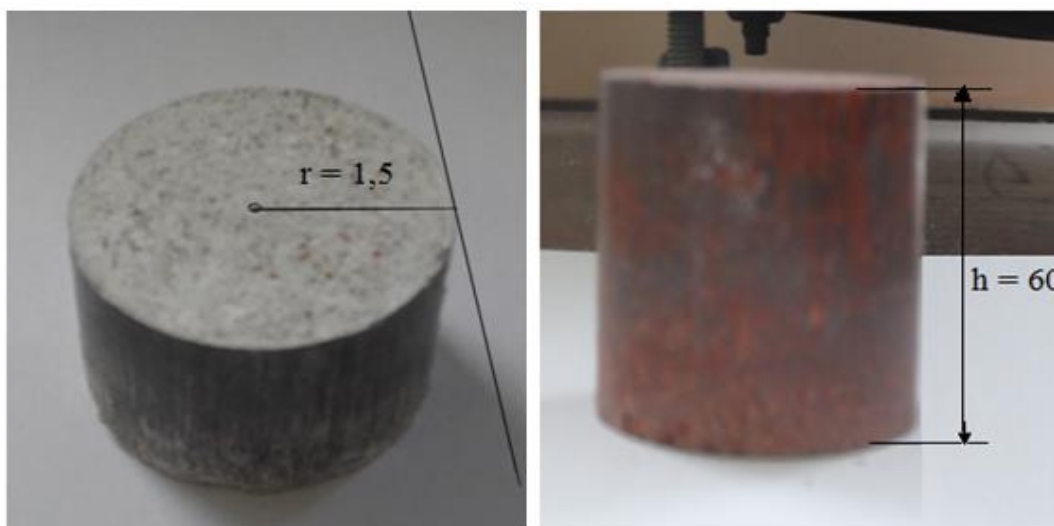


Fig. 1. General view of compressed samples AlCu_2

Sintering of formed powder products (billets) was performed in an electric furnace VMK - 1600, which is different in its structure and method of heating. General view of the sintered samples is shown in (Fig. 2).

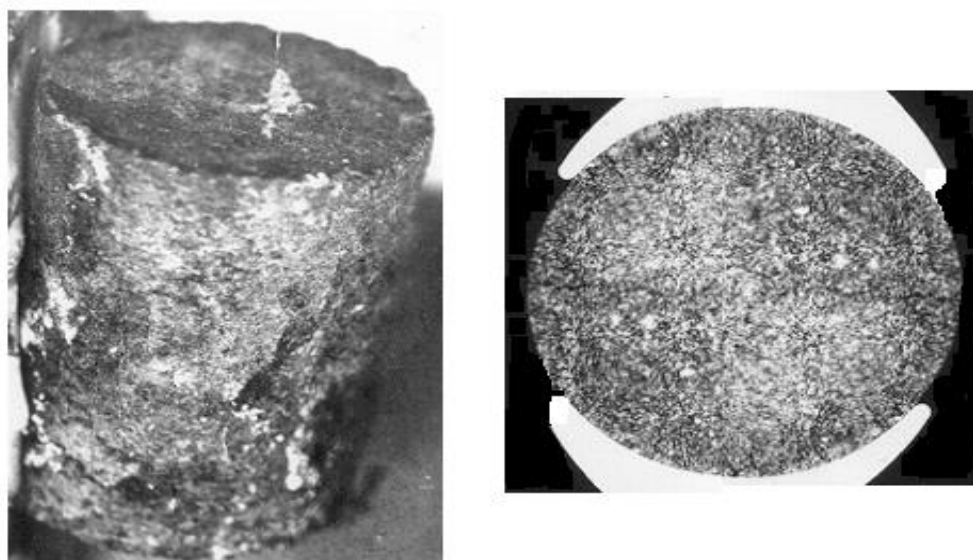


Fig. 2. General view of the sintered samples AlCu_2

Systematic study of relationship between the state of microstructure and functional physical and mechanical properties of materials give reason to suppose that for obtaining products with the necessary functional properties it is necessary to automate the process of classification of microstructures. Unlike conventional methods, grain size analysis is characterized not only by flexibility of measurements, but also by high accuracy and maximum efficiency of samples processing. In the case grains in microscopic images were shown as flat areas, which are separated from adjacent grains with very clear boundaries. It should be noted that the grain can consist of one

or more structural components of the material. Grain was measured basing on the ratio of grain size and it was calculated from average number of grains for 1 mm^2 of the area of microsection. The average grain size on the area of microsection can be determined by such methods as: 1 - the method of comparison; 2 - the method of calculating by the area; 3 - intercept method.

It should be noted that the distribution of porosity of structurally inhomogeneous materials (AlCu_2), which is determined by the software Smart - eye varies from 50% to 70%. In turn, the volume porosity was determined gravimetrically by geometrics parameters of samples.

Modeling of structurally inhomogeneous materials is the aluminum matrix reinforced by powder particles AlCu_2 . Given powder mixture of aluminum bronze was obtained by grinding of sludge and disposal. Particles of powder AlCu_2 had mostly dendritic and needle-like shape.

The investigated samples (Fig. 1) were obtained by dry isostatic-radial pressing in form of bars, of cylindrical shape. Sintering was performed using the method of self-propagation high-temperature synthesis (SHS - process) in a special electric furnace VMK - 1600. As the investigated parameter was defined porosity distribution by volume of the mold. Preliminary definition of the structure was carried out on microsections, the illustration is shown on (Figure 3).

Fig. 3 shows the structure of samples of structurally inhomogeneous materials sintered by oven method.

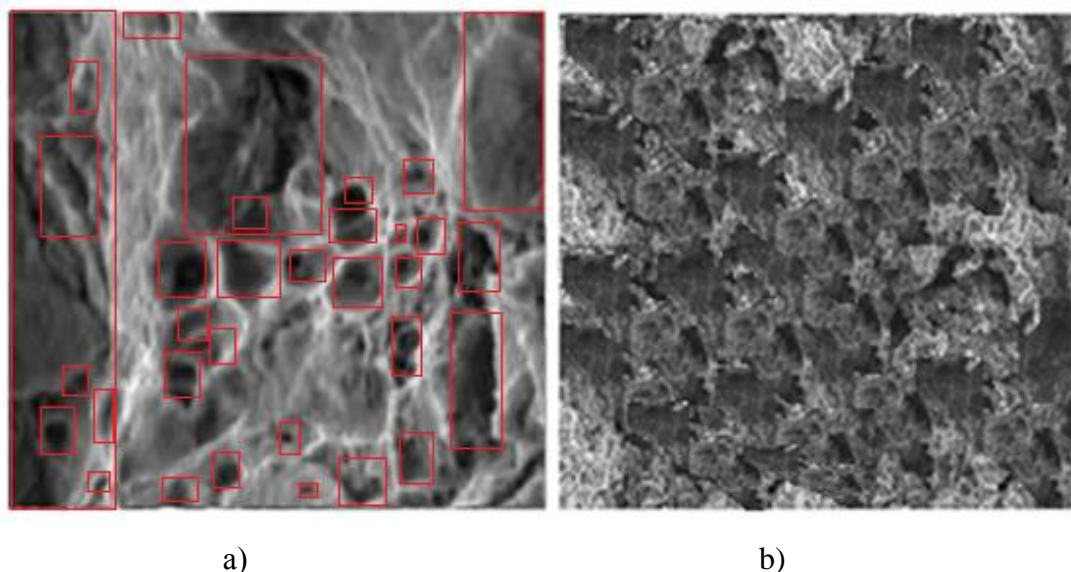
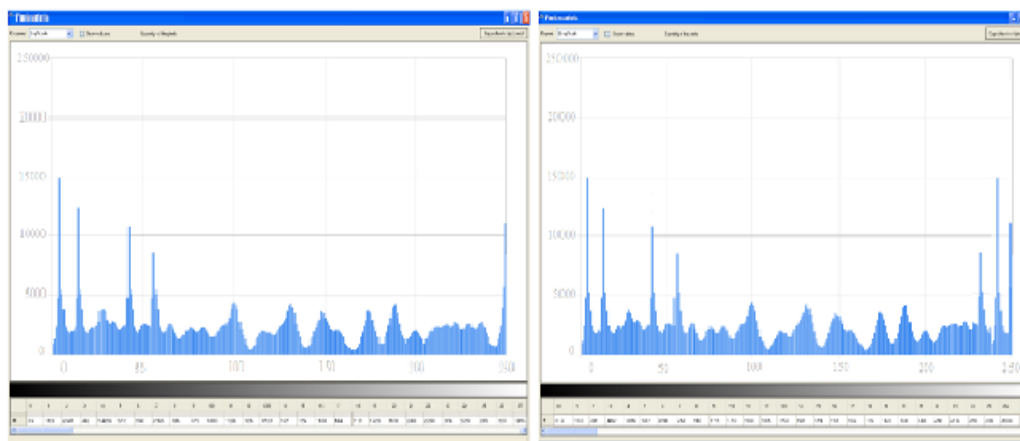


Fig. 3. The structure of the sample sintered by oven method increasing $\times 600$ where:
a) before etching, b) after etching

This structure of samples shows that there is a clear relationship between materials AlCu_2 . It should be noted that microanalysis helps to determine the shape and size of individual sections of grains and phases and their content, relative positions, to detect the presence of certain impurities, defects in the material.

Using software Smart - eye morphological analysis of topography of the samples was made, which is depicted in (Fig. 4).

From this investigation we can be conclude that as a result of unequal etching of various structural components on the surface of microsection the microrelief is formed. Elements of microrelief in different ways reflect light falling on the surface of the microsection through the optical system of the microscope. The structure, which was dissolved in greater depth under the microscope has a dark color and structure, which dissolved less a light color (Fig. 3b).



a) b)
Fig. 4. The surface relief SNM with increasing $\times 600$ where:
a) before etching, b) after etching

Table 1 shows the average results of the study of certain areas of the microstructure particles of structurally heterogeneous materials (Fig. 3a) using the software application Smart-eye. In turn, the total area of the particles is 41 178.48 mkm^2 , calibration coefficient 0.83 $\text{mm} \times \text{pixel}$, porosity 50.48%.

Table 1

Results of the study of certain areas of the microstructure particles of structurally heterogeneous materials

Particle	X	Y	Width	Height	R_{min}	Convexity	Perimeter	Area	Quantity
1	0,90	0,74	0,83	34,17	4,450	0,50	60,00	9,7	0,67
2	1,67	0,75	30,83	47,50	9,32	0,80	55,04	10,13	0,83
3	5,83	0,76	11,67	18,33	1,86	0,61	55,82	10,51	0,61
4	8,33	0,78	9,17	7,50	0,83	0,39	27,74	19,44	0,46
5	12,5	0,79	7,50	7,50	2,36	0,75	27,71	31,60	0,74
6	30,0	0,80	8,33	11,67	1,18	0,63	37,69	62,15	0,79
7	6,67	0,80	61,67	34,17	0,83	0,38	50,83	68,40	0,40
8	4,17	0,83	5,00	15,00	0,83	0,56	37,34	43,75	0,57
9	9,17	0,83	15,00	12,50	0,90	0,61	50,33	39,79	0,86
10	4,17	0,83	10,83	7,50	0,83	0,62	33,76	48,26	0,77
11	7,50	0,83	15,00	11,67	3,44	0,74	49,87	22,92	0,89
12	8,83	0,83	11,67	11,67	2,36	0,73	42,93	46,04	0,75
13	10,6	0,83	5,83	3,33	1,80	0,73	37,24	11,81	0,72
14	8,33	0,72	22,50	24,17	4,17	0,65	92,55	11,11	0,87
15	9,17	2,50	18,33	25,83	1,18	0,63	78,50	78,47	0,82
16	9,17	0,83	5,83	6,67	0,83	0,63	20,15	17,01	0,76
17	5,0	2,50	7,50	19,17	0,83	0,40	49,70	72,22	0,53
18	6,67	4,17	3,33	7,50	0,90	0,45	18,90	10,07	0,51
19	5,83	5,00	14,17	10,00	0,90	0,53	43,92	85,07	0,80
20	9,17	7,50	5,83	7,50	1,18	0,63	23,12	20,49	0,69
21	9,67	8,33	5,00	5,83	0,20	0,59	16,71	7,29	0,47
22	5,0	10,8	1,67	8,33	0,19	0,65	18,65	5,21	0,27
23	7,50	10,5	7,50	7,50	0,90	0,61	26,40	34,38	0,89
24	9,17	13,3	5,00	11,67	0,83	0,52	28,75	19,10	0,42
25	3,3	13,8	9,17	13,33	2,36	0,70	39,36	66,67	0,78

From the obtained results we can see that the macroscopic behavior of particles of structurally homogeneous material depends on the characteristics of its microstructure. Connection of microstructure of materials with its physical and mechanical properties, which are presented in quantitative form allows to get a simple and easy method of the final product quality control.

Conclusions:

Investigation of microstructure of structurally heterogeneous materials using metallographic analysis makes possible to explore:

- 1 –linear dimensions, cross-sectional area and perimeter of the intersection of structural components and phases;
- 2 –average radius of the particles in the material to be tested, and their average volume;
- 3 –volume fraction of particles (phase) of the material and their specific surface;
- 4 –distribution of particles of material by size, as well as evaluating the angles of orientation;
- 5 –perimeters and cross-sectional area of products, their defects and parts.

References: 1. Belchenko H.I. «Osnovy metallohrafii plasticheskoi deformatsi imaterialov» (Fundamentals of metallography and plastic deformation of materials)/ H.I. Belchenko, S. I. Hubenko // Metallurhiia– K., 1987. – 240 p. 2. Kadushnikov R.M. Heometricheskoie modelirovaniie struktury materialov (Geometric modeling of the structure of materials)/ R.M. Kadushnikov // Poroshkovaia metallurhiia. – 1989. – № 5. – P. 115 – 140. 3. Kamenin I.H. Imitatsionnoie modelirovaniie sluchainoi neodnorodnoi struktury poroshkov (Simulation modeling of random inhomogeneous structure of the powders)/ I.H. Kamenin // Poroshkovaia metallurhiia. – 1997. – № 1. – P. 150 – 202. 4. Kriuchkov Yu.N. Otsenka strukturnoho sovershenstva poristych materialov (Evaluation of structural perfection of porous materials) / Yu.N. Kriuchkov // Poroshkovaia metallurhiia. – 1996. – № 2. – P. 82– 120. 5. Selivanov V.N. Analiz struktur pri approksimatsii rentgenovskoho difraktsionnoho profilia funktsiiei Foihta (Analysis of the structures in the approximation of X-ray diffraction profile of the Voigt function)/ V.N. Selivanov, E.F. Smyslov // Metallurhiia. – 1991. – № 57. –P. 28 – 31. 6. Shtern M.B. Chislennoie modelirovaniie protsessov pressovaniia poroshkovzch izdelii slozhnoi formz v zhostkich matritsach (Numerical simulation of the powder compaction of complex shapes in rigid matrices) / M.B. Shtern, O.V. Mikhailov // Poroshkovaia metallurhiia. – 2002. – № 11/12. –P. 29–41. 7. Shtern M.B. Fenomenolohichiskeie teorii poroshkov (Phenomenological theory of powders) // Metallurhiia. – K., 1982. – 140 p.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

INVESTIGATION OF MICROSTRUCTURE OF STRUCTURALLY INHOMOGENEOUS MATERIALS WITH THE APPLICATION OF APPLIED PROGRAM SMART-EYE

Shyberko V. V.

In the article, the average data of individual areas of the microstructure of samples of structurally heterogeneous materials using Smart-eye are calculated. The microstructure of the samples ($AlCu_2$) is investigated. The methods of metallographic analysis are analyzed. The distribution of porosity structurally heterogeneous materials ($AlCu_2$), which were determined using the software Smart - eye. The technology of manufacturing blank sand structure are examples of structurally heterogeneous materials sintered furnace method, and the analysis of the main feature sand metallographic analysis of the proposed program.

ДОСЛІДЖЕННЯ МІКРОСТРУКТУРИ СТРУКТУРНО-НЕОДНОРІДНИХ МАТЕРІАЛІВ ЗА ДОПОМОГОЮ ПРИКЛАДНОЇ ПРОГРАМИ SMART-EYE

Шибєрко В. В.

У статті розраховані середньостатистичні дані окремих областей мікроструктури зразків структурно-неоднорідних матеріалів за допомогою програми Smart-eye. Досліджено мікроструктуру зразків ($AlCu_2$). Проаналізовано методи металографічного аналізу. Досліджено розподіл пористості структурно-неоднорідних матеріалів ($AlCu_2$), який визначали за допомогою програмного забезпечення Smart-eye. Обґрунтовано технологію виготовлення заготовки та наведено структуру зразків структурно-неоднорідних матеріалів спечених пічним методом, а також зроблено аналіз основних можливостей металографічного аналізу та даної запропонованої програми.

ИССЛЕДОВАНИЕ МИКРОСТРУКТУРЫ СТРУКТУРНО-НЕОДНОРОДНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПОМОЩЬЮ ДОПОЛНИТЕЛЬНОЙ ПРОГРАММЫ SMART-EYE

Шибєрко В. В.

В статье рассчитаны среднестатистические данные отдельных областей микроструктуры образцов структурно-неоднородных материалов с помощью программы Smart-eye. Исследовано микроструктуру образцов ($AlCu_2$). Проанализированы методы металлографического анализа. Исследовано распределение пористости структурно-неоднородных материалов ($AlCu_2$), который определяли с помощью программного обеспечения Smart-eye. Обоснована технология изготовления заготовки и приведена структура образцов структурно-неоднородных материалов испеченных печным методом, а также сделан анализ основных возможностей металлографического анализа и данной предложенной программы.

Keywords: structurally in homogeneous materials, samples, metallographic analysis, microstructure.

Ключові слова: структурно-неоднорідні матеріали, зразки, металографічний аналіз, мікроструктура.

Ключевые слова: структурно-неоднородные материалы, образцы, металлографический анализ, микроструктура.

Дата надходження статті: 27 квітня 2015 р.

УДК 621.762

Андреев А.А., Корчак Е.С.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
helen_korchak@ukr.net

МЕТОДИКА СБОРКИ КОНТЕЙНЕРОВ ПРОМЫШЛЕННЫХ ГАЗОСТАТОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ НА ОСНОВЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Процессы горячего изостатического прессования (ГИП) позволяют изготавливать режущий инструмент на основе карбида вольфрама и кобальтовой цементирующей связки с повышенными механическими свойствами, превосходящими свойства традиционных инструментальных сталей. Перспективным также является получение путем ГИП инструмента из быстрорежущих сталей с возможностью регулировать дисперсность структурных составляющих. Кроме того, в структуре готовых изделий при этом отсутствуют такие пороки, как ликвация по легирующим компонентам и карбидам. Особенности структурного состояния порошковых быстрорежущих сталей повышают стойкость, механические свойства, служебные характеристики инструментальных изделий в 2 – 3 раза по сравнению с изделиями, изготовленными из кованных сталей [1].

Развитие технологий получения инструментальных изделий путем ГИП металлических порошков требует постоянного увеличения, как рабочего давления, так и объема рабочей камеры – контейнера – для достижения уникальных технических характеристик обрабатываемых материалов [2]. В связи с этим создание контейнеров рациональной конструкции, обеспечивающих надёжную и долговечную эксплуатацию, является важной задачей при создании промышленных газостатов [3].

Рабочие контейнеры промышленных газостатов являются ответственными тяжело нагруженными узлами, воспринимающими изнутри силовое воздействие со стороны факторов технологического процесса – давления и температуры [4].

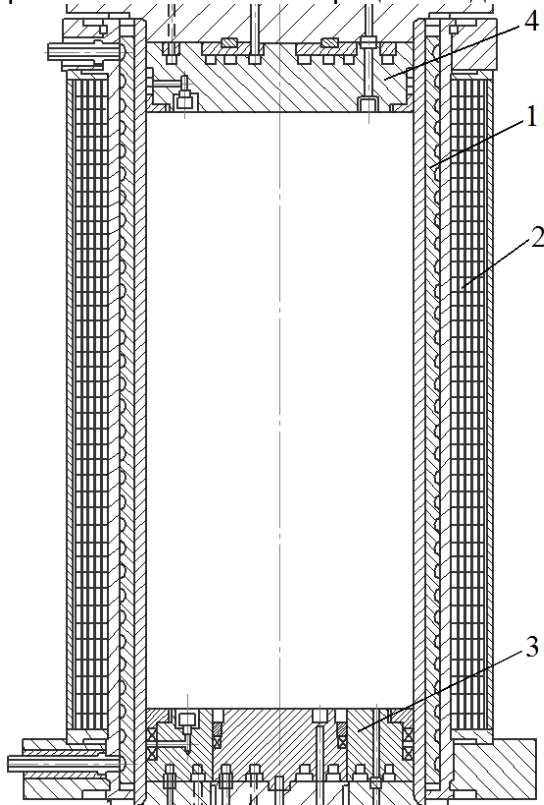


Рис. 1 – Типовая конструкция контейнера промышленного газостата

Вследствие воздействия высоких давления и температуры в конструкции рабочего контейнера 1 необходимо предусмотреть следующие принципиальные особенности (рис. 1) [3]:

- непосредственно контейнер состоит из набора вставленных одна в другую полых тонкостенных трубчатых втулок (оболочек) 1, которые собираются в цельную конструкцию путем сборки с гарантированным натягом;
- из-за высокой температуры (2000°K и выше) контейнеру требуется охлаждение, для чего по наружной поверхности средней втулки выполнены канавки по которым пропускают охлаждающую жидкость;
- для обеспечения прочности контейнера в радиальном направлении его утягивают многослойной ленточной обмоткой 2, охватывающей наружную поверхность контейнера;
- снизу и сверху контейнер закрыт толстостенными герметичными крышками 3 и 4, перемещение которых ограничено в вертикальных направлениях элементами станины.

Как показывает опыт промышленной эксплуатации газостатов, важным для достижения необходимых эксплуатационных характеристик является обеспечение качественной сборки с натягом полых тонкостенных трубчатых втулок 1, способных воспринимать параметры технологического процесса – давления и температуры – в течение заданного числа рабочих циклов нагружений без разрушений и деформаций.

Сборка контейнера газостата производится в несколько основных этапов:

- производят сборку с натягом внутренней и средней втулок путем нагрева последней и взаимного совмещения по контрольным меткам;
- после охлаждения производятся замеры диаметральных размеров сборочной единицы с последующей (при необходимости) механической корректировкой;
- на наружной поверхности собранных оболочек выполняют канавки для подвода охлаждающей жидкости и обрезку внутренней втулки, т.к. перед сборкой она имеет припуски для упрощения манипулирования при выполнении сборочных операций;
- сборка с натягом внешней втулки с полученной ранее сборочной единицей с последующим замером и корректировкой диаметральных размеров.

С целью рационального подбора диаметральных параметров тонкостенных трубчатых втулок и контейнера в целом, обеспечивающих достаточную его прочность, необходимо разработать научно обоснованную методику расчета параметров сборки и величина натяга, возникающего между втулками в зависимости от вида посадки. При этом исходным условием является построение схемы нагружения отдельных слоев контейнера (рис. 2).

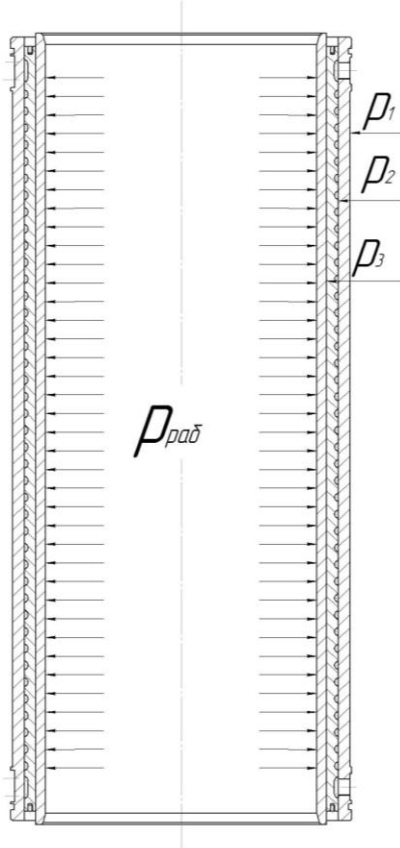


Рис. 2 – Схема нагружения контейнера

При этом в качестве базового выбран промышленный газостат с контейнером ранее описанной конструкции и следующими техническими параметрами [5]:

- рабочее давление – 200 МПа;
- максимальная рабочая температура – 2295 °К;
- рабочий газ – азот;
- габариты рабочего пространства – диаметр 320 мм, высота 700 мм.

Согласно приведенной схеме (рис. 2) в конструкции контейнера присутствуют давления:

p_1 – давление, создаваемое многослойной ленточной обмоткой;

p_2 – давление, создаваемое посадкой с натягом внешней и средней втулок;

p_3 – давление, создаваемое посадкой с натягом средней и внутренней втулок;

$p_{раб}$ – рабочее давление во внутренней (рабочей) полости контейнера газостата.

В данном случае необходимо рассчитать давления p_2 и p_3 для оценки уровня напряжений, возникающих во втулках в результате посадки с натягом.

Исходными данными для расчета являются:

- геометрические параметры втулок (рис. 4);
- вид посадки с натягом;
- коэффициент Пуассона материала втулок.

Расчет ширины охватывающей e_1 и охватываемой e_2 деталей в радиальном направлении выполняется по следующим формулам

$$e_1 = \frac{D - d}{2}; \quad e_2 = \frac{D_1 - d_1}{2},$$

где D , D_1 – внешние диаметры сопрягаемых деталей, мм; d , d_1 – внутренние диаметры сопрягаемых деталей, мм.

Напряжения в охватывающей σ_1 и охватываемой σ_2 деталях рассчитываются по формулам

$$\sigma_1 = \frac{\delta \cdot E_2}{\left(1 + \frac{e_1 \cdot E_2 \cdot D}{e_2 \cdot E_1 \cdot d_1}\right) \cdot d_1}; \quad \sigma_2 = \frac{\delta \cdot E_1}{\left(1 + \frac{e_1 \cdot E_2 \cdot d_1}{e_2 \cdot E_1 \cdot D}\right) \cdot D},$$

где δ – фактический диаметральный натяг в соединении, мм; E_1 , E_2 – модули упругости охватывающей и охватываемой деталей соответственно, МПа.

В соответствии с данной методикой можно рассчитать натяг, возникающий между втулками газостата. Причем при некоторых соотношениях размеров результаты расчета могут быть одинаковыми, как для охватывающей, так и для охватываемой втулок. Обычно рассчитывают значения напряжений, возникающих во втулках при максимальном и минимальном натяге, что позволяет оценить среднее значение напряжений, возникающее в результате посадки с натягом. На рис. 3 приведены результирующие графики.

При построении графиков (рис. 3) и анализе напряжений исследованию подвергались следующие виды посадок с натягом – $\frac{H8}{r7}$, $\frac{H8}{s7}$ и $\frac{H8}{u7}$.

С увеличением величины натяга напряжения в элементах сборки также увеличиваются. Причем величина напряжений сжатия, возникающих в охватываемом элементе (внутренней втулке), выше в среднем на 10-20 МПа, чем в охватывающем элементе (средней втулке). В соответствии с уравнениями линий тренда зависимость напряжений от величины натяга носит экспоненциальный характер.

Выводы

Данные расчета приведены для внутренней и средней втулок. Расчет соединения с натягом для средней и наружной втулок осуществляется идентичным образом. Однако при оценке несущей способности полностью собранного контейнера при подаче рабочего давления $P_{раб}$ необходимо учитывать величину давления P_1 , создаваемого многослойной ленточной обмоткой. В зависимости от соотношения напряжений от посадок с натягом, напряжения от внутреннего давления рабочей среды и напряжения от натяга многослойной ленточной обмотки создаются различные напряженно-деформированные состояния в слоях контейнера и на внешней поверхности его наружной втулки, вплоть до перехода напряжений растяжения в напряжения сжатия. При определенных условиях данный переход является желательным, т.к. создает предварительное нагружение (сжатие) контейнера, необходимое для осуществления длительного процесса горячего изостатического прессования и выдержки изделия внутри контейнера при высоких значениях рабочих давлений и температур.

Посредством данной методики появляется возможность расчета натяга между втулками контейнера газостата для подбора оптимального соотношения величин натягов, позволяющих рационально использовать количество ленты, наматываемой поверх контейнера, для увеличения его прочности и несущей способности, а также снизить металлоемкость конструкции газостата без потери прочностных свойств машины.

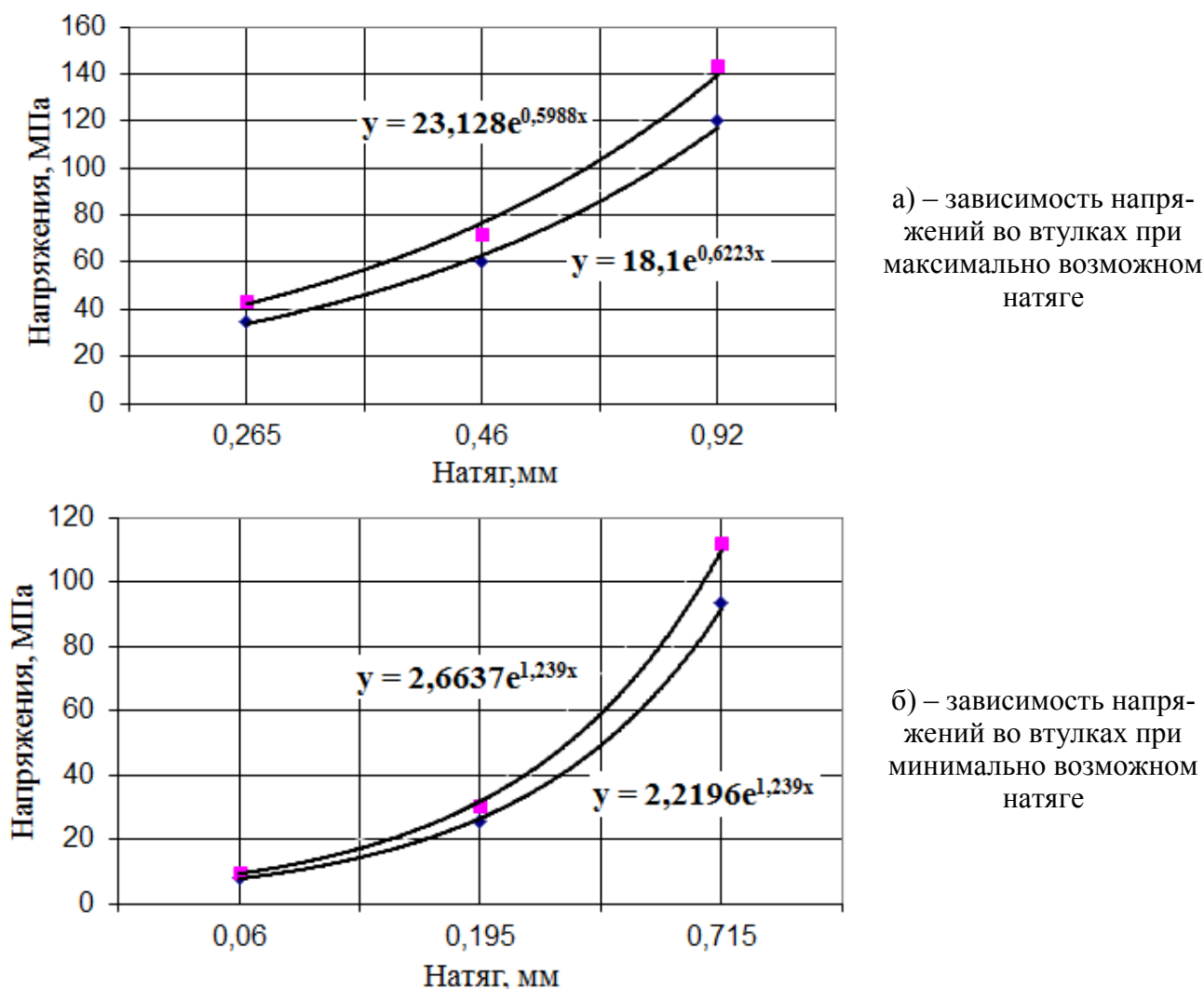


Рис. 3 – Графики зависимости напряжений, возникающих в результате сборки контейнера, от величины натяга (квадратные метки соответствуют параметрам внутренней втулки, круглые – средней)

Перечень источников литературы: 1. 60 лет научно-конструкторской и производственной деятельности ВНИИМЕТМАШ. – М.: Наука, 2005. – с. 451-464. 2. Гарибов Г.С. Газостаты ВИЛСа / Г.С. Гарибов, Т.Ю. Тлюстен // Заготовительные производства в машиностроении. – Москва: Машиностроение, 2010 – №7. – С.28-32. 3. Корчак Е.С. Пути совершенствования конструкций контейнеров промышленных газостатов / Е.С. Корчак, О.А. Ковалёва // Заготовительные производства в машиностроении. – М. : Машиностроение, 2014. – №9. – С. 28 –30. 4. Корчак Е.С. Исследование напряженно-деформированного состояния контейнеров газостатических установок обработки материалов давлением / Е.С. Корчак, О.А. Ковалёва // Станочный парк. – Санкт-Петербург, 2013. – №6 (105). – С. 23 –24. 5. Андреев А.А. Разработка методики сборки рабочих контейнеров промышленных газостатов / А.А. Андреев, Е.С. Корчак // Научный вестник ДГМА. – ДГМА, 2015. – №1 (16Е). – С. 31 –36.

Рецензент: Гузенко В.С., к.т.н., проф. ДДМА

МЕТОДИКА СБОРКИ КОНТЕЙНЕРОВ ПРОМЫШЛЕННЫХ ГАЗОСТАТОВ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЙ НА ОСНОВЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОРОШКОВ

Андреев А.А., Корчак Е.С.

Рассмотрены особенности конструкции и эксплуатации контейнеров газостатов. Особое внимание уделено изучению их напряженно-деформированного состояния. Проанализированы напряжения, возникающие при сборке с натягом внутренней и средней втулок рабочего контейнера. Установлены численные зависимости напряжений в сопрягаемых деталях от величины максимального и минимального натягов для различных видов посадок. Изложена последовательность этапов сборки контейнера, приведен рабочий чертеж контейнера в сборе и схема его нагружения. Даны практические рекомендации по проектированию контейнеров промышленных газостатов рациональной конструкции и выполнению обмотки контейнера.

МЕТОДИКА ЗБИРАННЯ КОНТЕЙНЕРІВ ПРОМИСЛОВИХ ГАЗОСТАТІВ ДЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ ВИРОБІВ НА ОСНОВІ МЕТАЛІЧНИХ ПОРОШКІВ

Андреев О.А., Корчак О.С.

Розглянуто особливості конструкції та експлуатації контейнерів газостатів. Особливу увагу приділено вивченню їх пружно-деформованого стану. Проаналізовано напруги, що виникають при збиранні з натягом внутрішньої та середньої втулок робочого контейнеру. Встановлені чисельні залежності напруг у взаємодіючих деталях від величини максимального та мінімального натягів для різних видів посадок. Викладено послідовність етапів збирання контейнера, наведено робоче креслення контейнера у зборі та схему його навантаження. Дано практичні рекомендації з проектування контейнерів промислових газостатів раціональної конструкції та виконанню обмоток контейнера.

METHODIC OF HIP-MACHINE CONTAINERS ASSEMBLING FOR INSTRUMENTAL ITEMS PRODUCING ON THE BASIS OF METAL POWDER MATERIALS

Andreev A.A., Korchak E.S.

Constructive and operating peculiarities of industry HIP-machine containers are revealed. Special consideration is given to its stressed-and-deformed state investigation. Tensions occurring under assembling of the working container inner and middle bushes with interference fit are analyzed. Numerical dependences of tensions in assembled parts as a function of maximum and minimum interference for different types of fits are established. Succession of the main stages of container assembling is set out, assembled container working drawing and its loading scheme are given. Practical recommendations of industry HIP-machine containers of rational construction designing and making of its winding are delivered.

Ключові слова: Газостат, контейнер, напруга, збирання, металічний порошок, втулка

Ключевые слова: Газостат, контейнер, напряжение, сборка, металлический порошок, втулка

Key words: HIP-machine, container, tension, assembling, metal powder material, bush

Дата надходження статті: 22 квітня 2015 р.

УДК 621.992.04

Воробйов С.П., Карпенко А.В., Равська Н.С.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
andriykarpenkoo@mail.ru

ОСОБЛИВОСТІ НАРІЗАННЯ АРОЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС МЕТОДОМ КОПІЮВАННЯ

Актуальність дослідження.

Широке застосування циліндричних абочних зубчастих коліс в машинобудуванні є одним зі шляхів підвищення працездатності передачі, збільшення навантажувальної здатності та плавності роботи, зменшення шуму та вібрацій. Проте, існуючі способи нарізання цих коліс є або неточними, або малопродуктивними, або потребують застосування спеціального інструменту [1-4].

Одними з продуктивних способів обробки є способи нарізання циліндричних абочних зубчастих коліс торцевими різцевими головками методом копіювання та обкату. В порівнянні з обкатом, метод копіювання має ряд переваг, він є більш простим та може бути реалізований на універсальних фрезерних верстатах, відсутня огранка профілю, а також можливе застосування високошвидкісної обробки. Виведені аналітичні залежності [5] дозволяють визначити профіль зуба циліндричного абочного зубчастого колеса в торцевих перерізах при формоутворенні їх різцевими головками методом копіювання. Проте, цей спосіб обробки не дозволяє отримати абочні колеса з евольвентним профілем в усіх перерізах перпендикулярних осі зубчастого колеса. Похибки профілю, які при цьому виникають залежать від параметрів зубчастого колеса та радіуса різцевої головки.

Тому виникає задача дослідження похибок профілю абочних зубчастих коліс в торцевих перерізах для встановлення меж застосування даного методу обробки.

Мета роботи.

Дослідження особливостей нарізання абочних зубчастих коліс методом копіювання для визначення відхилень профіля і меж застосування цього методу.

Попередні дослідження.

До продуктивних методів обробки, що дозволяють нарізати теоретично точні циліндричні абочні зубчасті колеса можна віднести спосіб нарізання циліндричних зубчастих коліс з круговими зубами спеціальною різцевою головкою [2]. Суть методу полягає у застосуванні різцевої головки з планетарним механізмом, конструктивними елементами якого є установлене по одній осі з корпусом головки центральне зубчасте колесо, водило та оснащені різцями сателіти, а параметри конструктивних елементів узгоджують таким чином, що леза різців у процесі формування зубців не змінюють орієнтації відносно площини обертання заготовки колеса, що нарізаються. Проте, для нарізання абочних зубчастих коліс з різними радіусами кривизни арки, необхідно спеціальні різцеві головки відповідних радіусів, що потребує виготовлення складного інструменту для кожного значення радіуса.

Також, одним з продуктивних методів є спосіб формоутворення абочних зубчастих коліс методом обкату [3] з циклоїдальною формою зуба виконується на зубофрезерних верстатах торцевою різцевою головкою з тангенціальною подачею та неперервним діленням заготовки на крок нарізуваних зубів. Проте він не дозволяє отримати теоретично точні зубчасті колеса. Похибка теоретичного профілю у вихідному перерізі нарізуваного колеса рівна нулю. Зі збільшенням ширини колеса похибка напрямку зуба збільшується. Це пояснюється тим, що необхідний профіль встановлених в головці різців задається в площині вихідного перерізу нарізуваного колеса. Очевидно, що чим далі знаходиться розглядуваний торцевий переріз колеса від вихідного, тим більше змінюється профіль різців у ньому відносно заданого. Це в свою чергу обумовлює збільшення похибки напрямку зуба.

Методика визначення величини похибки.

Для визначення величини похибки необхідно порівняти профіль теоретично точного евольвентного арочного зубчастого колеса з профілем нарізаного. Теоретично точне циліндричне евольвентне арочне зубчасте колесо утворюється шляхом кочення без ковзання вихідної інструментальної рейки по циліндру радіуса R_{no} , що визначається за формулою:

$$R_{no} = \frac{mz}{2} + xm \quad (1)$$

де m – модуль, мм;

z – кількість зубів;

x – коефіцієнт зміщення.

Профіль рейки відповідає вихідному контуру за ГОСТ 13755-81, що лежить у площинах паралельних торцевим перерізам зубчастого колеса. Рейка виконана по радіусу різцевої головки – R . В результаті обкату інструментальної рейки по циліндру отримуємо евольвентний профіль циліндричного арочного зубчастого колеса в усіх перерізах перпендикулярних його осі. За відомими рівняннями профілю деталі, рівнянням контакту та формул перетворення систем координат отримуємо шуканий профіль теоретично точного зубчастого колеса [6].

$$t = \frac{z_1 \tan \psi + y_1}{-R_{no}} \quad (2)$$

$$z = (R_{no} + z_1) \cos t + (y_1 + R_{no} t) \sin t \quad (3)$$

$$y = (y_1 + R_{no} t) \cos t - (R_{no} + z_1) \sin t \quad (4)$$

де z_1, y_1 – координати точок профілю рейки;

ψ – кут нахилу дотичної до профілю рейки з віссю y_1 ;

z, y – координати точок профілю западини зубчастого колеса;

На рис. 1 за наведеними залежностями визначено евольвентний профіль западини зуба арочного колеса. Відповідно x_0, y_0 – координати точок профілю евольвенти в середньому перерізі, а x_i, y_i – координати точок профілю евольвенти в довільному перерізі, що знаходиться на деякій відстані від середнього.

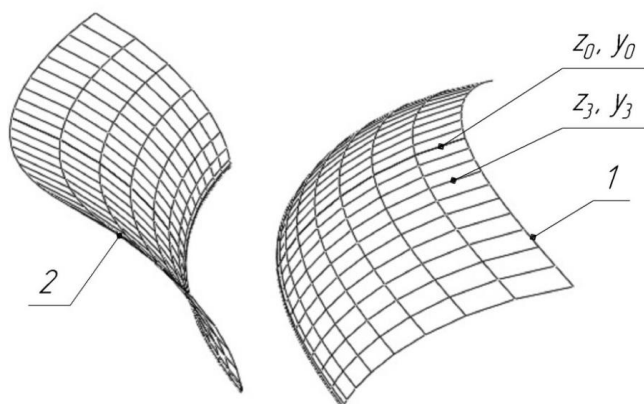


Рис. 1. Профіль западини теоретично точного евольвентного циліндричного арочного зубчастого колеса (1 – випукла сторона, 2 ввігнута сторона зуба)

Профіль теоретично точного профілю арочного зубчастого колеса порівнюємо з колесом, що нарізане методом копіювання, в одноіменних торцевих перерізах та визначаємо ве-

личину похибки. На рис.2 зображено схему визначення похибок профілю арочного зубчастого колеса в торцевому перерізі.

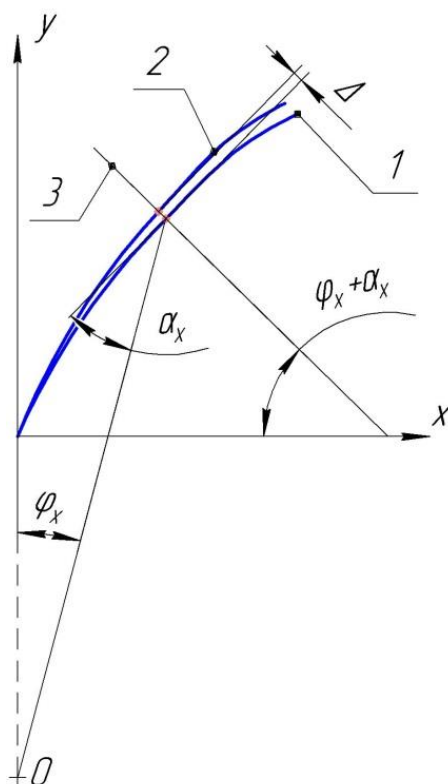


Рис.2. Схема визначення похибок

Відповідно профіль евольвенти 1 теоретично точного арочного зубчастого колеса, як масив точок з координатами (x_i, y_i) , що попередньо визначені, а за формулою (5) знаходяться координати точок профілю 2 нарізаного арочного зубчастого колеса у довільному перпендикулярному осі колеса перерізі, які в свою чергу залежать від модуля, кількості зубів, кута профілю та коефіцієнта зміщення.

$$\begin{aligned} y_{li} &= y_i \\ x_{li} &= R \cos \delta - (R - x_i) \cos \varepsilon \end{aligned} \quad (5)$$

де R – радіус різцевої головки;

$$\begin{aligned} \sin \delta &= \frac{l}{R}; \\ \sin \varepsilon_i &= \frac{l}{R - x_i}; \end{aligned}$$

l – відстань між середнім та довільним перерізом;

Величина похибки знаходиться по нормалі до евольвенти (3), як різниця між координатами точок профілів 1 та 2. Рівняння нормалі до евольвенти запишемо наступним чином

$$y_n = \tan(\pi - (\varphi_x + \alpha_x))(x_n - x_i) + y_i \quad (6)$$

де x_i, y_i – координати довільної точки евольвенти;

α_x – кут профілю евольвенти;

φ_x – кут між радіус-вектором у вузлову точку та віссю симетрії.

Прирівнюючи рівняння нормалі до евольвенти (6) та формулу координат точок профілю (5), отримуємо точки перетину (x_{li}, y_{li}) нормалі з профілем 2 зубчастого колеса. Для знаходження величини похибки скористаємось наступною формулою

$$\Delta = \sqrt{(x_{li} - x_i)^2 + (y_{li} - y_i)^2} \quad (7)$$

Змінюючи параметри зубчастого колеса та різцевої головки отримуємо різні значення похибки.

Визначення похибки профілю зубчастого колеса

Величина похибки профілю арокних зубчастих коліс при формоутворенні їх торцевими різцевими головками методом копіювання залежить від радіуса різцевої головки (R), відстані від середнього перерізу (L), модуля (m), кількості зубів (z), кута профілю (α) та коефіцієнта зміщення (x). Для визначення похибки задамося початковими параметрами зубчастого колеса: кут профілю $\alpha = 20^\circ$, коефіцієнт зміщення $x = 0$. В залежності від відстані від середнього перерізу максимальне значення похибки отримуємо при

$$L_{\max} = \frac{b}{2}$$

де b – ширина зубчастого колеса, мм.

Для орієнтовного визначення ширини зубчастого колеса скористаємось коефіцієнтом робочої ширини зубчастого вінця [7], який визначається за формулою

$$\psi_d = \frac{b_w}{d_w} \quad (8)$$

де b_w – робоча ширина зубчастого колеса, мм;

d_w – діаметр початкового кола (в нашому випадку ділильний діаметр), мм;

Вибір ψ_d залежить від жорсткості елементів передачі (валів, корпусів, підшипників), твердості зубів, схеми розташування відносно опор, характеру навантаження, швидкохідності вала. Значення ψ_d вибирають за табл. 1. [7].

Таблиця 1.

Орієнтовні значення $\psi_{d\max}$

№	Розташування опор відносно зубчастого вінця	Навантаження	Твердість робочих поверхонь зубів	
			< 350 НВ	> 350 НВ
			$\psi_{d\max}$	
1	Симетричне	А	1,6 (2,2)	1,0 (1,3)
		Б	1,2 (1,6)	0,9 (1,2)
2	Несиметричне	А	1,25 (1,6)	0,8 (1,1)
		Б	1,0 (1,3)	0,65 (0,9)
3	По одну сторону зубчастого вінця	А	0,7	0,55
		Б	0,6	0,45
4	Для перемикаючих коліс коробок швидкостей	-	0,15...0,25	-

Примітки:
 1. А – навантаження, що мало змінюється за значенням,
 Б - навантаження, що різко змінюється за значенням.
 2. У скобках дані значення $\psi_{d\max}$ для шевронних передач, в яких b_w – сума значень ширини обох полушевронів.
 3. Зазвичай приймають $\psi_d = (0,7 \dots 0,9) \psi_{d\max}$, більші значення вибирають для останніх ступенів багатоступеневих редукторів, менші – для швидкохідних ступенів; для відкритих передач значення ψ_d вибирають ближче до нижньої границі.

Для розрахунків приймемо наступні значення ψ_d :

$\psi_{d1} = 0,7 \cdot \psi_{d\max} = 0,7 \cdot 1,0 = 0,7$ – для симетричного розташування опор;

$\psi_{d2} = 0,7 \cdot \psi_{d\max} = 0,7 \cdot 0,55 = 0,39$ – при консольному розташуванні коліс.

Вибрані значення ψ_d дозволяють отримати за формулою (8), для будь-яких ділільних діаметрів d , відповідні значення ширини b зубчастого колеса, а звідки і максимальне значення відстані від середнього перерізу L_{\max} .

Для отримання зміни похибки в залежності від модуля, кількості зубів при певному значенні коефіцієнта ширини зубчастого вінця побудуємо графіки поверхонь, де по осі x – зміна модуля, по осі y – кількість зубів, по осі z – величина похибки. В залежності від ступеня точності отримаємо площину, яка відсікатиме частину побудованої поверхні, при чому частина поверхні під площиною відповідатиме ступені точності, а частина над площиною буде перевищувати допуск.

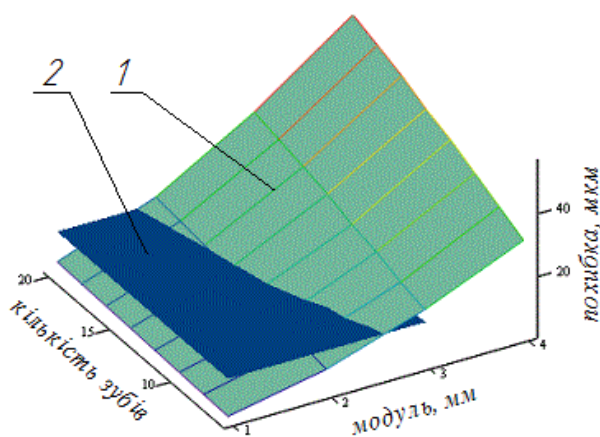


Рис. 3. Зміна похибки в залежності від модуля та кількості зубів випуклої сторони при $\psi_d=0,39$ (1 – поверхня значень похибки; 2 – площина допустимих значень похибок, що відповідає 8 класу точності)

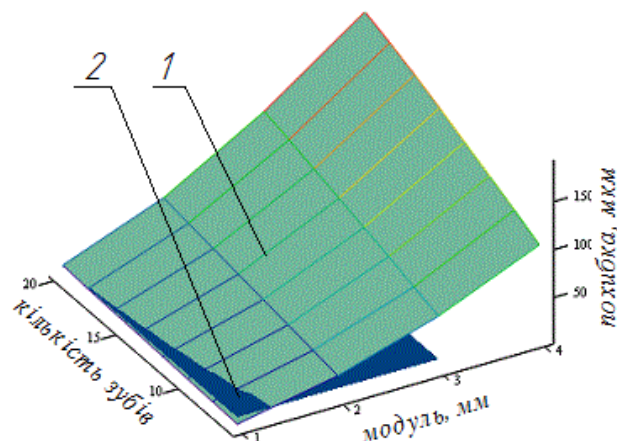


Рис. 4. Зміна похибки в залежності від модуля та кількості зубів випуклої сторони при $\psi_d=0,7$ (1 – поверхня значень похибки; 2 – площина допустимих значень похибок, що відповідає 8 класу точності)

З графіків отриманих поверхонь видно, що зі збільшенням модуля стрімко зростає і величина похибки. Дуже значний вплив на величину похибки має ширина оброблюваного колеса. Так при значенні $\psi_d=0,39$ та $m < 3$ мм, колеса задовільняють допустимим значенням відхилень, а при значенні $\psi_d=0,7$, допустимим значенням відхилень задовільняють лише колеса з модулем не більше 1 мм. Слід також зазначити, що даний метод цілком підходить для виготовлення дрібномодульних арочних зубчастих коліс, оскільки для обох випадків при $m < 1$ значення похибок лежать в межах допустимих. Проте, дані графіки поверхонь побудовані при певних значеннях коефіцієнта робочої ширини зубчастого вінця, тобто ширина зубчастого колеса залежить від модуля та кількості зубів, при чому зі збільшенням цих значень збільшується і ширина. Якщо ж розглянути залежність модуля та кількості зубів при постійній відстані від середнього перерізу, ми отримаємо поверхні, які будуть відмінними від попередніх. Представимо нижче графіки поверхонь залежності величини похибки від модуля та кількості зубів при постійній відстані $L=5$ мм від середнього перерізу випуклої та увігнутої сторони:

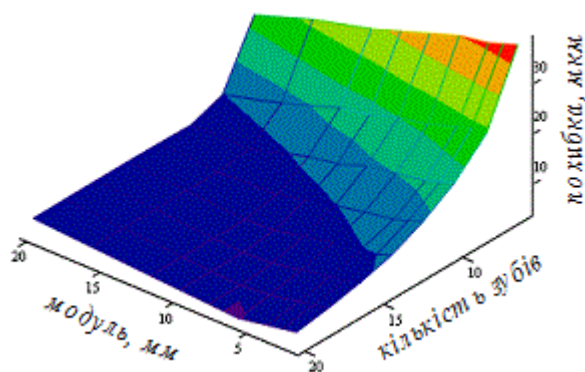


Рис. 5. Зміна похибки в залежності від модуля та кількості зубів випуклої сторони при $L=5\text{мм}$.

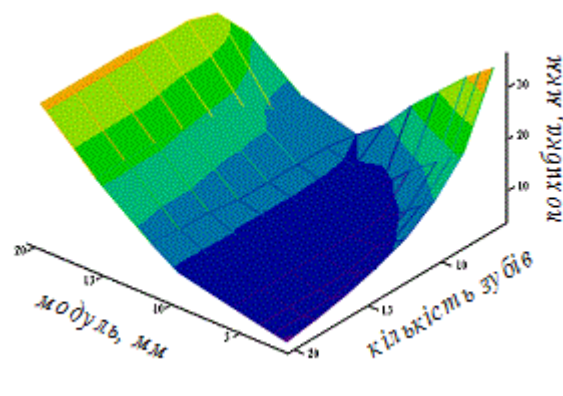


Рис. 6. Зміна похибки в залежності від модуля та кількості зубів увігнутої сторони при $L=5\text{мм}$.

З даних графіків поверхні можна зробити висновок, що вплив модуля та кількості зубів на величину похибки для різних сторін зуба неоднозначний. З графіку поверхні увігнутої сторони видно, що зі збільшенням модуля, до певного його значення похибка зменшується, після чого починає зростати, при чому зі збільшенням кількості зубів, величина похибки зменшується також до певного значення модуля. Для випуклої сторони зуба величина похибки стійко зростає при зменшенні кількості зубів.

При зміні радіуса різцевої головки для певного значення модуля та кількості зубів при коефіцієнтах робочої ширини зубчастого вінця, що попередньо вибрані, отримаємо графіки зміни величини похибки. При різних ступенях точності отримаємо прями, які обмежуватимуть частину графіка, що відповідатиме встановленому допуску.

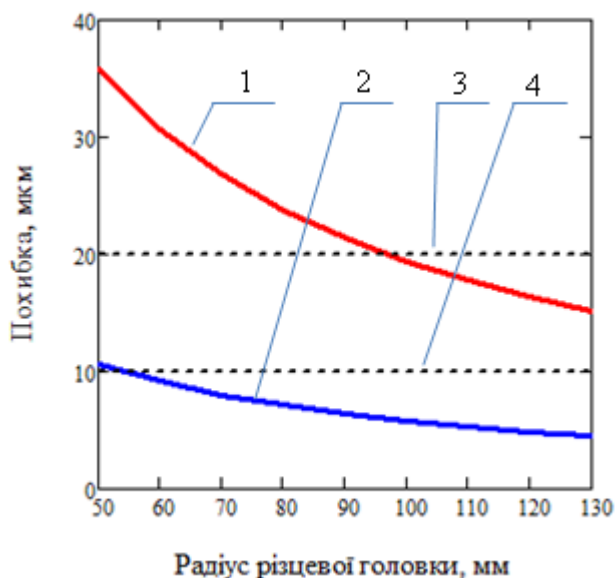


Рис. 7. Зміна похибки в залежності від радіуса різцевої головки випуклої сторони при $m=1\text{мм}$, $z=12$ (1 - $\psi_d=0,7$; 2 - $\psi_d=0,39$; 3 - значення допуску, що відповідає 8 класу точності; 4 - значення допуску, що відповідає 6 класу точності)

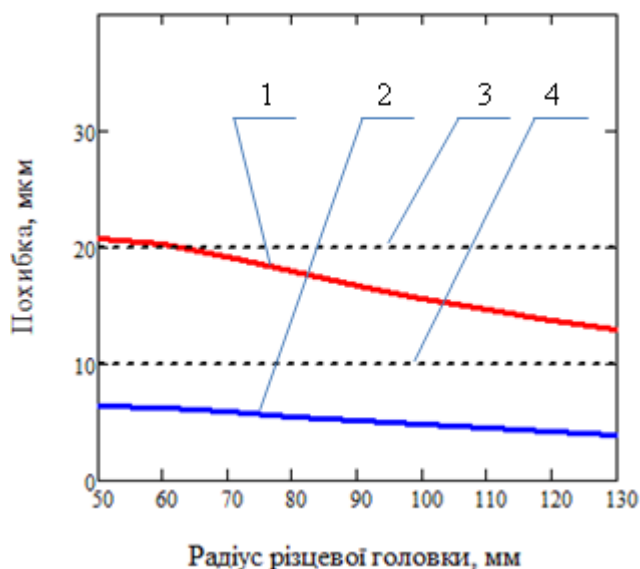


Рис. 8. Зміна похибки в залежності від радіуса різцевої головки увігнутої сторони при $m=1\text{мм}$, $z=12$ (1 - $\psi_d=0,7$; 2 - $\psi_d=0,39$; 3 - значення допуску, що відповідає 8 класу точності; 4 - значення допуску, що відповідає 6 класу точності)

Видно, що зі збільшенням радіуса різцевої головки зменшується величина похибки, так при $\psi_d=0,39$ значення похибок відповідають 6 класу точності при радіусі різцевої головки $>50\text{мм}$. При $\psi_d=0,7$ значення похибок суттєво більші, і задовольняють 8 класу точності при

радіусі >90 мм. Також слід відзначити, що величини похибок випуклої сторони мають більші значення.

Висновок.

В статті досліджено вплив параметрів зубчастого колеса та різцевої головки на похибки профілю у торцевих перерізах циліндричного арочного зубчастого колеса, при нарізанні торцевою різцевою головкою методом копіювання. Виведена методика визначення похибок профілю нарізаного циліндричного арочного зубчастого колеса. Похибки для ввігнутої та випуклої сторони зуба мають різні значення, при чому для випуклої сторони, загалом, вони більші. Визначено, при яких параметрах різцевої головки та зубчастого колеса, останнє буде задовольняти 6 або 8 ступені точності за похибками профілю. Найбільшого впливу на похибку мають радіус різцевої головки та ширина зубчастого колеса.

Перелік джерел літератури: **1.** Справочник по геометрическому расчету эвольвентных зубчатых и червячных передач / [Болотовский И. А., Безруков В. И., Васильева О. Ф.]; Под ред. И.А. Болотовского. – [2-е изд.]. – М.: Машиностроение, 1986. – 448 с. **2.** Пат. 103983 Україна, МПК В23F 21/22 (2006.01), В23F 9/00 Різцева головка для нарізання циліндричних зубчастих коліс з криволінійними / Польовий В.І.; власник Польовий В.І. - № а 2013 02762; заяв. 05.03.2013; опубл. 25.06.2013, Бюл.№ 12 – 8с. **3.** Полевой В. И. Разработка инструмента для нарезания цилиндрических колес с арочными зубьями: дис. на соиск. уч. ст. канд. тех. наук: 05.03.01 «Процессы механической обработки, станки и инструмент» / В. И. Полевой. – К., 1991. – 195с. **4.** Пат. 2404030 Российская Федерация, МПК В23F9/00. Способ изготовления цилиндрических колес с арочными зубьями / Плахтин В.Д., Панков И.Г., Давыдов А. П., Марголит Р.Б., Паршин А. Н. , Липатов С. И.; патентообладатель ООО Научно-производ. объедин. "Зубчатые трансмиссии", ОАО "Станкон". - № 2009114308/02; заяв. 16.04.2009; опубл. 20.11.2010, Бюл. № 32 - 10с. **5.** Равська Н.С. Відхилення профілю зуба арочного колеса від евольвентного при формоутворенні торцевими різцевими головками / Н.С. Равська, С. П. Воробйов / Зб. наук. пр. «Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут»», серія Машинобудування. – К., 2014. - №70. **6.** Родин П.Р. Металлорежущие инструменты: [Учеб. пособие для маш. вузов] / Изд. объедин. «Вища школа» - 1974. – 400с. **7.** Киркач Н.Ф., Баласанян Р.А. Расчет и проектирование деталей машин: [Учеб. пособие для тех. вузов]. – 3-е изд., перераб. и доп. – Х.. Основа, 1991. – 276 с.: схем.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ОСОБЛИВОСТІ НАРІЗАННЯ АРОЧНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС МЕТОДОМ КОПІЮВАННЯ

Воробйов С.П., Карпенко А.В., Равська Н.С.

В статті досліджено точність арочних зубчастих коліс при формоутворенні торцевими різцевими головками методом копіювання. Розроблена методика дослідження величини похибок профілю в довільних торцевих перерізах арочних зубчастих коліс при формоутворенні різцевими головками. Досліджено залежність похибок профілю в залежності від різних параметрів коліс та інструменту. Показано межі застосування даного методу формоутворення в залежності від вихідних параметрів та необхідної точності циліндричного зубчастого колеса.

ОСОБЕННОСТИ НАРЕЗАНИЯ АРОЧНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС МЕТОДОМ КОПИРОВАНИЯ

Воробйов С.П., Карпенко А.В., Равська Н.С.

В статье исследована точность арочных зубчатых колес при формообразовании торцевыми резцовыми головками методом копирования. Разработана методика исследования величины погрешностей профиля в произвольных торцевых сечениях арочных зубчатых колес при формообразовании резцовыми головками. Исследована зависимость погрешностей в зависимости от разных параметров колес и инструмента. Показаны пределы использования данного метода формообразования в зависимости от выходных параметров и необходимой точности цилиндрического зубчатого колеса.

FEATURES OF CUTTING ARCHED GEARS BY THE METHOD OF COPYING

Vorobjov S.P., Karpenko A.V., Rav'ska N.S.

In the article researched the precision of the arched gears in cutting face incisive head by copying. Developed the method of researching values of profile errors in arbitrary frontal section of the arched gears in cutting by incisive head. Researched the relation of profile errors depending of various parameters of gears and tool. Showing scope of application of this method depending of the output parameters and the required precision of cylindrical gear.

Ключові слова: арочні, торцеві, профіль, похибки, точність.

Ключевые слова: арочные, торцевые, профиль, погрешность, точность.

Keywords: arched, face, profile, errors, precision.

Дата надходження статті: 30 квітня 2015 р.

УДК 621.757 : 621.7.08

Кусий Я.М., Кузін О.А.
НУЛП, м. Львів, Україна

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО МАРШРУТУ ОБРОБЛЕННЯ ЛИТИХ ЗАГОТОВОК НА ФОРМУВАННЯ ПОШКОДЖЕНЬ

Вступ

Для сучасного машинобудування першочергового значення набуває підвищення конкурентоздатності виробів в умовах ринкових відносин і забезпечення надійності деталей машин в умовах експлуатації. Як свідчить досвід машинобудівного виробництва та експлуатації машин, показники надійності, залежать від характеру контактування спряжених поверхонь деталей одна з одною або з рідким, газовим та іншим середовищем, і стану поверхневого шару спряжених деталей. Багаточисельними дослідженнями встановлено, що геометричні та фізико-механічні параметри якості поверхні деталей машин суттєво впливають на формування експлуатаційних характеристик виробів: зносотривкість, втомну міцність, корозійну тривкість тощо [1-3].

Економічна доцільність комплексного забезпечення якості деталей на всіх стадіях їх життєвого циклу зумовила необхідність створення заданих властивостей робочих поверхонь, що сформувало новий напрямок досліджень - інженерію поверхонь. Відповідно завданням наукового напрямку є комплексне вивчення поверхневого шару на всіх етапах його життєвого циклу [3].

При ускладненні конструкцій машин вирішення проблеми надійності вимагає системного підходу, нових концепцій та ідей, що на сучасному етапі розвитку машинобудування реалізується впровадженням PLM – концепцій (Product Lifecycle Management – система керування життєвим циклом виробу (машини)) із проектуванням функціонально-орієнтованих технологій машинобудівного виробництва засобами паралельного інжинірингу - CAPE (Concurrent Art-to-Product Environment) [4,5].

Аналіз літературних даних та постановка проблеми

Дослідженнями встановлено, що недостатня якість процесів розроблення концепції виробу та підготовки його виробництва зумовлює 80 % всіх дефектів виробництва й використання виробів, а 60 % всіх відмов під час гарантійного терміну деталей машин безпосередньо пов'язані із помилковими, незавершеними розробками та недотриманням технічних вимог [6].

Тому стандарт ISO 9001:2008 базується на процесному підході до організації та керування роботами, інтегрування усіх дій (операцій) за рахунок перенесення центру ваги з функції на процес, що забезпечує єдність керування, вдосконалення організаційної культури та дозволяє ефективно впроваджувати PLM – технології [7].

В проблемі покращання експлуатаційних характеристик і забезпечення показників надійності деталей та вузлів машин при механічному обробленні та складанні важливе місце займає технологічна спадковість. Однак при аналізі впливу технологічної спадковості на параметри якості кінцевого виробу недостатньо враховується роль заготівельних операцій. Дослідженнями [8] встановлено, що структура та властивості заготовок тісно пов'язані із спадковістю металу в рідкому стані, оскільки лише 25 % властивостей шихти передається заготовці, а 75 % формується під час заливання та затверднення при охолодженні. Технологічні чинники, що виникають в металургійному процесі, проходять надалі увесь технологічний ланцюжок операцій і мають значний вплив на формування кінцевих характеристик оброблених поверхонь, а отже, на втомну міцність деталей та їх зносотривкість.

У більшості випадків технологічне оброблення супроводжується формуванням розсіяних пошкоджень за рахунок усадження матеріалу, перерозподілу елементів в локальних зонах, утворення залишкових напружень. Під час пластичної деформації, яка відбувається при технологічних обробках деталей, в локальних зонах проходить переміщення дефектів

трансляційного типу (дислокацій і дисклінацій), поворот окремих ділянок (ротаційна складова деформації), утворюються локальні порушення суцільності – пошкодження (мікропори, мікротріщини). Зміна структури матеріалів деталей в умовах зовнішніх навантажень є наслідком складних процесів, що відбуваються на таких рівнях ієрархії: механічному; дефектів трансляційного типу; дефектів ротаційного типу; локального порушення суцільності та глобального порушення суцільності. В зв'язку з цим будова матеріалу після технологічних методів обробки є основним чинником, який відзначає кінетику деградації деталей при їх експлуатації та їх надійність [9].

Поведінка технологічних пошкоджень, їх розвиток при експлуатації та зміна в цих умовах надійності деталей і машин вивчені недостатньо.

Основні наукові роботи по технологічній спадковості стосуються 80-их, 90-их, 2000-років, тому ця проблематика потребує досліджень у руслі сучасного машинобудування.

Дослідженнями [10,11] встановлено, що як при виготовленні заготовок, так і при термічній обробці металів має місце структурна спадковість, тісно пов'язана з технологічною. В.Д. Садовський [10] стверджує, що структурна спадковість, яка пов'язана із технологією проведення термічної обробки, визначає внутрішню будову та механічні властивості багатьох сталей.

Складність процесів, при яких проявляються різновиди спадковості, зокрема, після заготівельних операцій, вимагає подальшого глибокого теоретичного та експериментального вивчення фізичної змісту даних явищ.

Об'єкт і мета дослідження

Об'єкт дослідження – технологічний маршрут оброблення литих заготовок.

Мета дослідження полягає в аналізі впливу заготівельних операцій технологічних процесів виготовлення виробів на забезпечення технічних вимог, експлуатаційних характеристик і показників надійності деталей машин і формування раціональних технологічних маршрутів оброблення поверхонь.

Дослідження вибору технологічного маршруту оброблення литих заготовок на формування технологічних пошкоджень

Характеристика методу LM-твердості

Пошкодження матеріалу в робочій частині зразка можна оцінити за допомогою методу LM-твердості, що ґрунтується на положеннях математичної статистики при використанні параметричних математичних розподілів [12]. Згідно цього методу більш представницькими щодо кореляції будь-якої механічної характеристики матеріалу та стану структури є не їх абсолютні значення, а деякі похідні цих значень, зокрема, розсіювання результатів вимірювань, виконаних однаковими приладами в ідентичних умовах. Даний метод найпростіше реалізувати, використовуючи як механічну характеристику твердість, значення якої застосовують для непрямой оцінки значень властивостей матеріалів.

Параметром, що інтегрально характеризує стан матеріалу під час опрацювання результатів вимірювань твердості, є гомогенність, яка оцінюється за коефіцієнтом Вейбулла (m). Великим значенням коефіцієнта m відповідає низький рівень розсіювання характеристик твердості, низький ступінь пошкоджуваності; меншим значенням, навпаки, вищий ступінь пошкоджуваності.

Експериментальні дослідження впливу раціонального вибору технологічного маршруту оброблення поверхонь на формування технологічних пошкоджень

Дослідження проводили на виливках призматичної форми 145×60×15 мм із сплавів типу АК (рис.1), отриманих литтям в кокіль.

Технологічний маршрут отримання та оброблення заготовок містив такі операції:

а) лиття в холодний і підігрітий кокіль;

б) чорнове фрезерування поверхонь виливків: металорізальний інструмент - кінцева фреза $\varnothing 12$ мм ($z=2$); режими оброблення – глибина різання $t=1$ мм; частота обертання шпінделя $n=700$ хв⁻¹; ручна подача – $S_{хв}=100-120$ мм/хв.

в) чистове фрезерування поверхонь виливків: металорізальний інструмент - кінцева фреза $\varnothing 16$ мм ($z=4$); режими оброблення – глибина різання $t=0,3-0,35$ мм; частота обертання шпінделя $n=1050$ хв⁻¹; подача – $S_{хв}=13$ мм/хв.



Рис. 1. Експериментальний зразок із замірами твердості профрезерованої площини

Після заготівельної операції та кожного технологічного переходу визначали твердість методом Роквелла на приладі TP5006 та розраховували коефіцієнт гомогенності за формулою [12]:

$$m = \frac{d(n)}{2,30259 \cdot S(\lg(H))} \quad (1)$$

де $d(n)$ - параметр, що залежить від кількості вимірювань n

$$S(\lg(H)) = \sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (\lg(H_i) - \overline{\lg(H)})^2}, \quad (2)$$

$$\overline{\lg(H)} = \frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n \lg(H_i) \quad (3)$$

Для кращої відтворюваності результатів здійснювали дві серії дослідів. Кількість вимірювань становила $n = 35$, причому при $n = 35$ значення параметра $d(n) = 1,1284$.

Результати експериментальних досліджень приведені на рис. 2, а розподіл коефіцієнту гомогенності m по глибині поверхневого шару матеріалу – на рис. 3.

Дослідження показали, що при отриманні виливків в умовах зменшення температурного поля між металом, що кристалізується, і формою, значення коефіцієнта Вейбулла зростає, що вказує на менший рівень розвитку неоднорідностей в умовах кристалізації.

Аналіз результатів замірів твердості на поверхні, отриманої після чорнового фрезерування на глибину $1 \cdot 10^{-3}$ м, показав зростання пошкодженості, що пов'язано із трансформуванням локальних зон фізичної та хімічної неоднорідностей у пошкодження, які залишаються в деформованому шарі обробленого матеріалу. Різання при значних силових навантаженнях сприяє формуванню в заготовках градієнтної структури. В поверхневому шарі зростає пошкодженість, що має негативний вплив на поведінку деталей під час експлуатації.

Проведення чистового фрезерування після чорнового на глибину $0,3 \cdot 10^{-3}$ м сприяло зростанню коефіцієнта гомогенності Вейбулла (m), що обумовлено зняттям шару металу з розвитком пошкодженості при даній обробці.

За результатами досліджень розроблені рекомендації стосовно вибору режимів механічної обробки для зменшення пошкодженості поверхневих шарів деталей поршневої групи двигунів внутрішнього згорання.

Перша серія дослідів

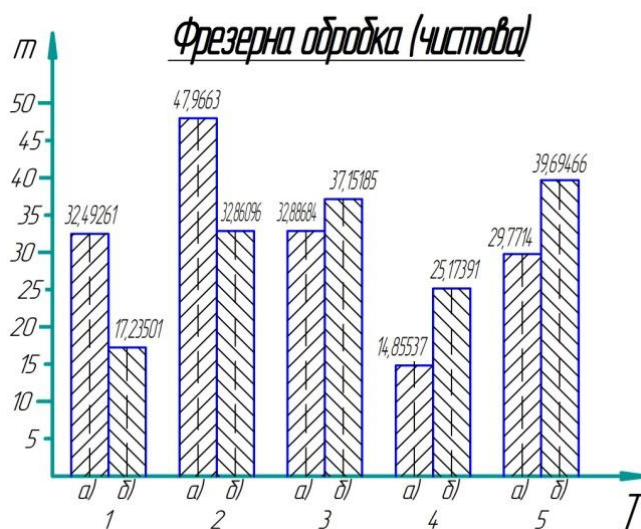
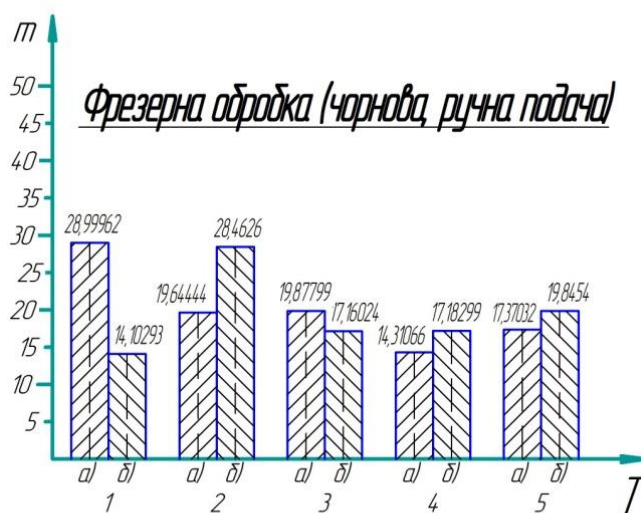


Рис. 2. Коефіцієнта гомогенності Вейбулла (m) на поверхнях литої заготовки, а також після чорншої та чистої фрезерних обробок: а, б – вилівки, отримані з однієї плавки (1, 4 – розлиті в холодні кокілі; 2, 3, 5 – розлиті в підігріті кокілі)

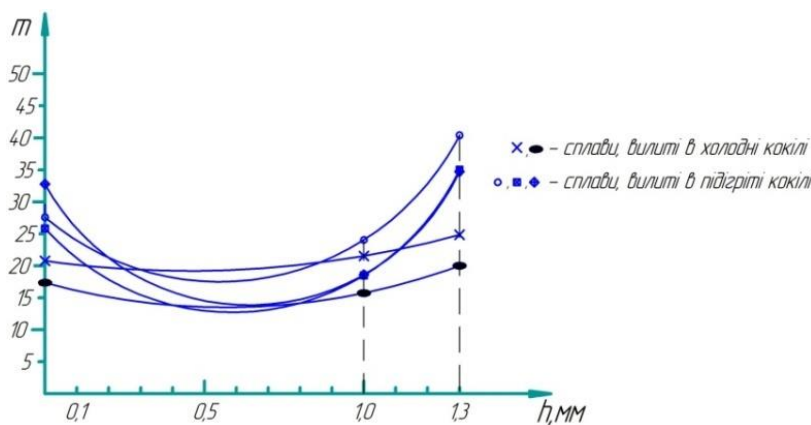


Рис. 3. Розподіл коефіцієнта гомогенності Вейбулла (m) по глибині поверхневого шару матеріалу

Висновки

1. Визначення коефіцієнта гомогенності Вейбулла (m) на поверхнях вилитих заготовок дає можливість проводити оцінювання розвитку пошкодженості поверхневих шарів після механічної обробки. Під час обробки різанням відбувається трансформація фізичної та хімічної неоднорідностей поверхневих шарів заготовок у пошкодження, утворення яких формує градієнтну структуру деталей.

2. Підвищення силових навантажень при фрезеруванні сприяє отриманню в заготовках градієнтної структури, підвищенню пошкодженості поверхневих шарів, має негативний вплив на поведінку деталей під час експлуатації.

Перелік джерел літератури: 1. Кусий, Я. М. Технологічне забезпечення фізико-механічних параметрів поверхневих шарів металевих довгомірних циліндричних деталей вібраційно-відцентровим зміцненням [Текст]: дис... канд. техн. наук: 05.02.08 / Я. М. Кусий. – Львів, 2002. – 260 с. 2. Александровская, Л. Н. Современные методы обеспечения безотказности сложных технических систем [Текст] : учебник / Л. Н. Александровская, А. П. Афанасьев, А. А. Лисов. – М.: Логос, 2001. – 208 с. 3. Суслов, А. Г. Инженерия поверхности деталей [Текст] / Колл. авт.; под ред. А. Г. Сусл. – М.: Машиностроение, 2008. – 320 с. 4. Одноволик, Л. А. Підхід до керування базовими геометричними параметрами фюзеляжу літака в контексті PLM-технологій [Текст] / Л. А. Одноволик, Г. А. Вірченко, А. Й. Незенко // Інформаційні системи, механіка та керування : науково-технічний збірник. – 2013. – Вип. 9. – С. 15–22. 5. Ступницький, В. В. Структурно-параметрична оптимізація технологічних процесів при забезпеченні експлуатаційних властивостей деталей [Текст] / В. В. Ступницький. // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. – 2014. – № 2/3 (68). – С. 9-16. 6. Хрулиндик, Д. С. FMEA – инструмент влияния на качество процессов обслуживания производства [Текст] / Д. С. Хрулиндик, Э. А. Петровский. // Современные проблемы науки и образования. – 2011. – № 6. – С. 39. 7. ISO 9001:2008. Quality management systems – Requirements (Системы менеджмента качества. Требования). – Женева, ИСО, 2008. – Швейцария – 36 с. 8. Божидарнік, В. В. Технологія виготовлення деталей виробів [Текст]: навч. посібник / В. В. Божидарнік, Н. С. Григор'єва, В. А. Шабайкович. – Луцьк: Надстир'я, 2006. – 612 с. 9. Кузін, О.А. Вплив технологічної спадковості на параметри надійності виробів [Текст] / О.А. Кузін, Я.М. Кусий, В.Г. Топільницький. // Технологический аудит и резервы производства. – 2015. - № 1/1 (21). – С. 15-21. 10. Садовский, В. Д. Структурная наследственность в стали [Текст] / В. Д. Садовский. – М.: Металлургия, 1973. – 208 с. 11. Маркарян, Г. К. Технологическая наследственность при образовании поверхности закаленных деталей машин [Текст] / Г. К. Маркарян. // Физика резания металлов, Ереван, 1971. – Вып. 1. – С. 32-34. 12. Лебедев, А.А. Метод диагностики состояния метриала по параметрам рассеяния характеристик твердости [Текст] / А.А. Лебедев, Н.Р. Музыка, И.Ю. Волчек. // Завод. лаб., 2003. - № 12. - С. 49-51.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО МАРШРУТУ ОБРОБЛЕННЯ ЛИТИХ ЗАГОТОВОК НА ФОРМУВАННЯ ПОШКОДЖЕНЬ

Кусий Я.М., Кузін О.А.

У даній статті встановлено роль структурної спадковості у технологічному ланцюгу виготовлення виробів. Описано метод LM-твердості для оцінки пошкодженості матеріалу в робочій частині зразка. Представлено результати експериментальних досліджень впливу раціонального вибору технологічного маршруту оброблення поверхонь на формування технологічних пошкоджень. За результатами досліджень розроблені рекомендації стосовно вибору режимів механічної обробки для зменшення пошкодженості поверхневих шарів деталей поршневої групи двигунів внутрішнього згоряння.

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАРШРУТОВ ОБРАБОТКИ ЛИТЫХ ЗАГОТОВОК НА ФОРМИРОВАНИЕ ПОВРЕЖДЕНИЙ

Кусий Я.М., Кузин А.А.

В данной статье установлена роль структурной наследственности в технологической цепи изготовления изделий. Описан метод LM-твердости для оценки поврежденности материала в рабочей части образца. Представлены результаты экспериментальных исследований влияния рационального выбора технологического маршрута обработки поверхностей на формирование технологических повреждений. По результатам исследований разработаны рекомендации по выбору режимов механической обработки для уменьшения поврежденности поверхностных слоев деталей поршневой группы двигателей внутреннего сгорания.

INFLUENCE OF THE FOUNDING TREATMENT TECHNOLOGICAL ROUTE ON DAMAGES FORMING

Kusyj J. M., Kuzin O.A.

In this article structural heredity role in the making wares technological chain is discovered. The LM-hardness method for the material damaged estimation is described. The experimental researches results of the founding treatment technological route influence on damages forming are suggested. The recommendations in the tooling modes choice relation by means of researches results are suggested.

Ключові слова: технологічна спадковість, структурна спадковість, пошкодженість, лита заготовка, коефіцієнт Вейбулла

Ключевые слова: технологическая наследственность, структурная наследственность, поврежденность, литая заготовка, коэффициент Вейбулла

Key words: technological heredity, structural heredity, damaged, founding, Veybulla coefficient

Дата надходження статті: 30 квітня 2015 р.

УДК 621.735.3

Маркова М. А., Ячмень Ю. О., Алтухов А. В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

markova.mar.alex@mail.ru

**НОВЫЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПУСТОТЕЛЫХ ЗАГОТОВОК
МЕТОДАМИ ИНТЕНСИВНЫХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ**

Для нужд тяжелого машиностроения требуются заготовки пустотелых цилиндров со сквозным отверстием и дном. Из таких поковок изготавливаются цилиндры и плунжеры гидравлических прессов, плунжеры механизмов шагающих экскаваторов и др. детали. Недостаток существующей технологии получения таких заготовок с заковкой дна, заключается в том, что на внутренней поверхности неизбежно образуются складки и трещины. Ф. Н. Голиков и соавторы [1] предложили новую технологию изготовления пустотелых цилиндрических заготовок с глухим дном, позволяющую исключить данные недостатки.

В работе Б. А. Романцева и соавторов была разработана технологическая схема изготовления полых заготовок с дном [2], которая включает следующие основные операции: резку прутка на заготовки мерной длины; механическую зацентровку заготовок в холодном состоянии; нагрев заготовок в индукционном нагревателе; выдержку заготовок в термостате для выравнивания температуры; прошивку заготовок в трехвалковом стане винтовой прокатки; калибрование донной части полуфабриката на прессе; протяжку стакана через систему уменьшающихся колец на том же прессе; охлаждение и контроль полученных полых заготовок.

На базе метода конечных элементов А. Н. Пасько и соавторы провели исследование процесса ротационнойковки на оправке полой цилиндрической заготовки [3]. Проведенное исследование позволяет утверждать, что пошаговое нагружение приводит к существенной неоднородности напряженно-деформированного состояния по длине заготовки. Однако при этом сила процессаковки ниже на 75%, чем при ковке длинным бойком за один переход. Следует отметить также, что в отличие от безоправочной ротационнойковки, ротационнаяковка на оправке характеризуется равным удлинением заготовки по обеим схемам нагружения.

В своем исследовании А. Ghaei и др. методом конечных элементов промоделировали процесс радиальнойковки труб без оправки [4]. Результаты этого исследования показывают, что процесс радиальнойковки без оправки особенно эффективен при небольшой осевой подаче. Осевые растягивающие напряжения на внутренней поверхности трубы могут привести к образованию кольцевых трещин в заготовке. Когда оправка не используется должны быть малые осевые подачи, потому что увеличение осевой подачи, как правило, увеличит максимальную осевую нагрузку, которая может привести к появлению трещин. Без оправки увеличиваются остаточные напряжения по сравнению с ковкой на оправке.

В своей работе В. А. Тюрин и соавторы [5] изучали и сравнивали модели очага деформаций при ковке полой заготовки на оправке и без оправки. Модельковки трубы на оправке позволяет оценить энергосиловые параметрыковки (усилия, мощность), необходимые для выбораковочного оборудования. Модельковки полой заготовки без оправки позволяет прогнозировать форму и размеры зоны макросдвиговых деформаций, определяющих глубину проработки литой структуры.

На кафедре ОМД ДГМА была предложена новая технология изготовления полых цилиндров с дном без оправки [6], которая заключается в прошивке заготовки и ее обжатии вырезными бойками, заготовка имеет цапфу для удерживания манипулятором, прошивка происходит не насквозь, а окончательнаяковка поковок происходит без оправки, что позволит избежать нежелательного деформированного состояния, приводящего к раскрытию внутренних осевых дефектов. Использование этого способа и специальных механических режимовковки позволяет изготавливать цельнокованные полые цилиндры с дном, а также исключает

необходимость использования специального инструмента – оправки для удерживания заготовки во время деформирования.

Протяжка пустотелых заготовок классическими вырезными бойками не способствует интенсивному удлинению заготовки, а наоборот способствует интенсивной заковке отверстия пустотелой заготовки. В этой связи необходимо совершенствовать схему получения пустотелых заготовок без оправки для увеличения интенсивности удлинения металла заготовки, а соответственно, уменьшения величины заковки за счет уменьшения интенсивности увеличения толщины стенки пустотелой заготовки.

Уменьшить степень заковывания отверстия в поковке можно за счет интенсификации удлинения при протяжке. Увеличить вытяжку при протяжке можно за счет применения вырезных бойков со скошенными кромками, уменьшения подачи и обжатия.

Целью работы является проектирование нового инструмента для процесса получения пустотелых цилиндров с дном без оправки.

В результате была разработана новая конструкция вырезных бойков со скосами (рис. 1). Заготовки протягивались вырезными бойками с углами выреза $\alpha=90^\circ, 115^\circ, 140^\circ$ и углом скоса вырезов бойков $\beta =$, который определяет величину подачи $b=100, 200, 300$ мм (относительная подача $0,1D; 0,2D; 0,3D$, соответственно). Степень деформации (обжатие ϵ) находилась в диапазоне $20\dots 60\%$.

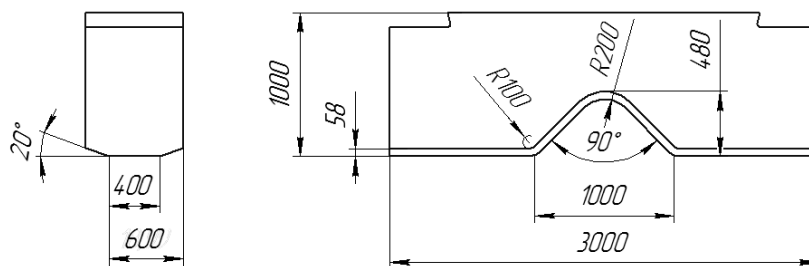


Рис. 1. Эскиз нового инструмента с углом скоса 20°

Применение нового способа ковки пустотелых цилиндров исключает применение оправки, что будет приводить к частичной заковке отверстия пустотелой заготовки и увеличению толщины стенки поковки. Это усложняет проектирование технологического процесса, поэтому необходимо установить влияние размеров заготовки и геометрии инструмента на заковку отверстия цилиндра.

Механизм заковки отверстия оценивался степенью заковки d_0 / D . Этот показатель учитывает скорость заковки отверстия в зависимости от различной площади сечения исходной заготовки (толщины стенки). Для разных толщин стенок исходной заготовки будет разным объем металла, участвующий в деформации, что будет существенно влиять на заковку отверстия.

На рисунках 2...4 представлены графики изменения диаметра отверстия пустотелых цилиндрических заготовок в зависимости от степени деформации ($\epsilon = 20; 40; 60\%$) диаметра отверстия ($d_0 / D = 0,3; 0,55; 0,8$), при ковке вырезными бойками с углами выреза $\alpha = 90^\circ; 115^\circ; 140^\circ$ и углом скоса вырезных бойков $\beta = 20^\circ$.

Формоизменение заготовки исследовалось при помощи метода конечных элементов. Цель данного исследования – установить эффективную геометрию инструмента для протяжки пустотелых цилиндров, которая обеспечивает максимальное удлинение поковки, высокое качество поверхности и наиболее благоприятное распределение деформаций для равномерной проработки структуры металла.

Угол скоса вырезов $\beta = 20$ приводит к практически линейному характеру изменения степени заковки отверстия при разных обжатиях и толщинах стенки (рис. 2).

При степени деформации 60%, для соотношений $d_0 / D = 0,3$ происходит полная заковка отверстия, а для соотношения $d_0 / D = 0,8$ происходит максимальное удлинение поковки. При этом также при одинаковых толщинах стенки заготовки степень обжатия не оказывает заметного влияния на заковку отверстия. Т. е. «скорость» заковки отверстия одинакова при разных обжатиях для данных соотношений размеров заготовки.

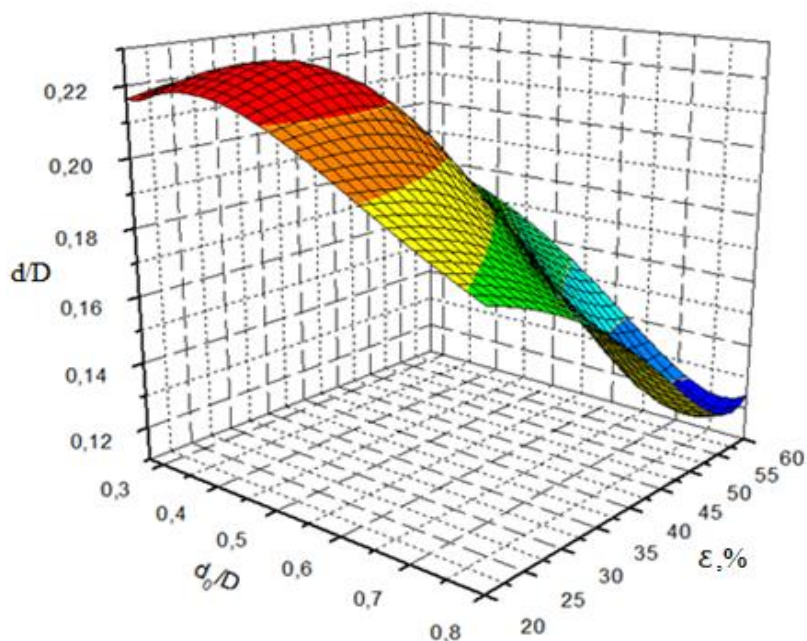


Рис. 2. Степень заковки отверстия при протяжке полых цилиндров бойками с углом выреза $\alpha = 90^\circ$

Увеличение угла выреза бойков до 115° при угле скоса бойков $\beta = 20^\circ$ не изменяет механизм заковки отверстия при протяжке (рис. 3) по сравнению с углом $\alpha = 90^\circ$ (рис. 2).

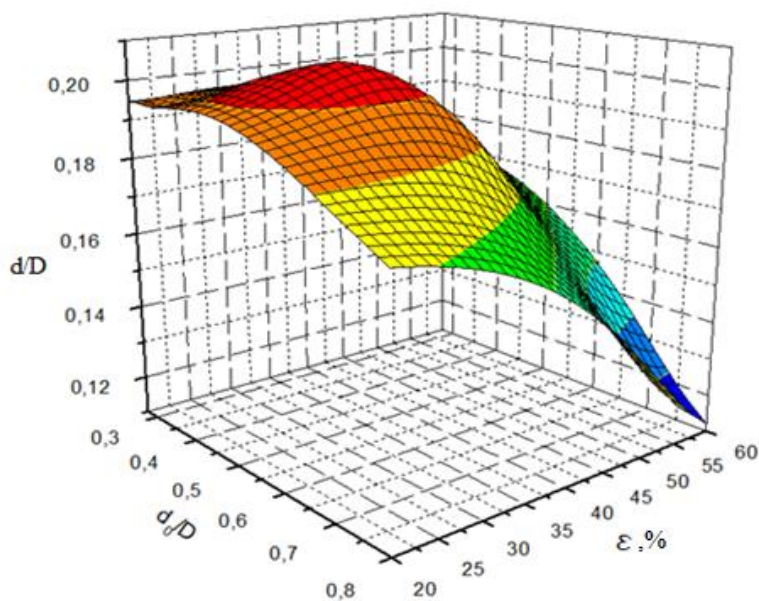


Рис. 3. Степень заковки отверстия при протяжке полых цилиндров бойками с углом выреза $\alpha = 115^\circ$

Аналогичные результаты наблюдаются и при дальнейшем увеличении угла выреза бойков $\alpha = 140^{\circ}$ (рис. 4). Это позволяет сделать вывод, что при углах скосов вырезов $\beta = 20$ НДС металла заготовки не изменяется и отверстие заковывается с одинаковой степенью и одинаковой интенсивностью. Полученные результаты позволяют сделать вывод о нерациональности дальнейших исследований при увеличении угла скосов вырезов бойков. Это в свою очередь позволяет дать рекомендации по эффективной величине подачи, которая способствует интенсивной вытяжке заготовки и уменьшенной заковке отверстия.

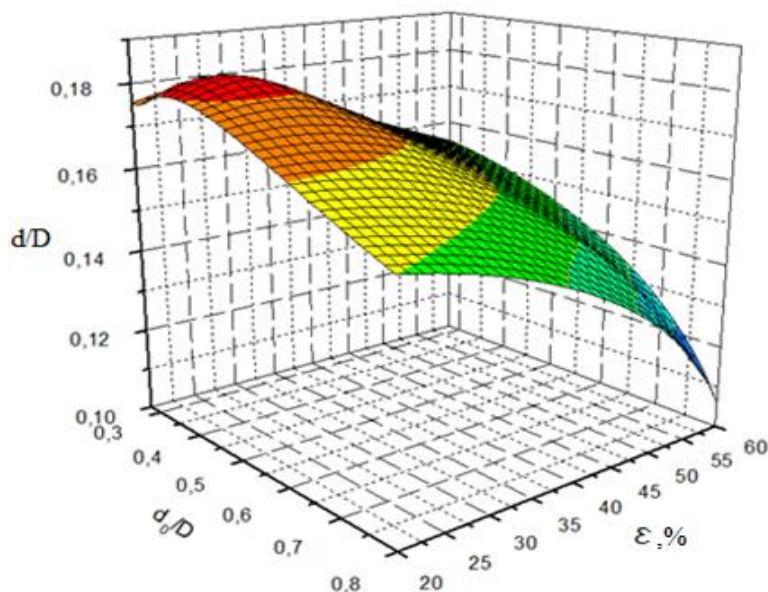


Рис. 4 – Степень заковки отверстия при протяжке полых цилиндров бойками с углом выреза $\alpha = 140^{\circ}$

Выводы

Общей закономерностью для исследуемых схемковки является то, что интенсивность заковки отверстия одинакова при различных обжатиях для постоянных соотношениях размеров заготовки. Рекомендуемая подача должна быть в диапазоне $(0,1...0,2)D$, а угол скосов вырезов бойков $\beta = 20$. Интенсивность заковки отверстия уменьшается при увеличении степени обжатия заготовки, что является важным научным наблюдением и не было известно ранее. Для уменьшения степени заковки отверстия необходимо применять заготовки с большим диаметром отверстия.

Перечень источников литературы: 1. Голиков, Ф. Н. Способковки цилиндров с глухим дном / Ф. Н. Голиков, А. П. Юровских, Р. Ш. Рубин, И. С. Катков // Кузнечно – штамповочное производство. – 1970. – № 4. – С. 46–47. 2. Романцев Б.А. Технология производства полых заготовок с дном. <http://science.misis.ru/ru/nauchnapravleniy/1031/10060>. 3. Пасько, А. Н. Математическое моделирование в процессах ротационнойковки / А. Н. Пасько, О. А. Ткач, Л. В. Муравлева // Известия ТулГУ. Технические науки. Технологии и оборудование для обработки металлов давлением – 2009. – № 3. – С. 195–199. 4. Ghaei, A. Finite element modelling simulation of radial forging of tubes without mandrel / A. Ghaei, M. R. Movahhedy, A. Karimi Taheri // Materials & Design. – 2008. – № 29. – P. 867–872. 5. Тюрин, В. А. Ковка полых заготовок на РОМ / В. А. Тюрин, Г. П. Жигулев, А. М. Володин // Кузнечно-штамповочное производство. – 1993. – № 1. – С. 10–12. 6. Пат. 86881 Україна, МПК (2013.01) В 21 J 5/00. Спосіб кування порожнистихциліндрів з дном / Марков О. Є., Маркова М. О.; заявник та власник Марков О. Є., Маркова М. О., Краматорськ. – № u201309697; заявл. 05.08.13; опубл. 10.01.14, Бюл. № 1. – 5 с. : іл.

Рецензент: **Мироненко Є.В.**, д.т.н., проф. ДДМА

НОВЫЙ ИНСТРУМЕНТ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ПУСТОТЕЛЫХ ЗАГОТОВОК МЕТОДАМИ ИНТЕНСИВНЫХ ПЛАСТИЧЕСКИХ ДЕФОРМАЦИЙ

Маркова М. А., Ячмень Ю. О., Алтухов А. В.

В работе предложен новый инструмент дляковки без оправки пустотелых поковок. Моделирование процессаковки методом конечных элементов позволило установить распределение деформаций и формоизменение заготовки для новой геометрии инструмента. Исследовалась степень заковки отверстия при протяжке полых цилиндров бойками с углом выреза $\alpha = 90^0$; 115^0 ; 140^0 и углом скоса $\beta = 20^0$ при величине подачи $0,2D$. Общей закономерностью для исследуемых схемковки является то, что интенсивность заковки отверстия одинакова при различных обжатиях для постоянных соотношениях размеров заготовки. Установлено, что для уменьшения степени заковки отверстия необходимо применять заготовки с большим диаметром отверстия.

НОВИЙ ІНСТРУМЕНТ ДЛЯ ОТРИМАННЯ ПУСТОТІЛИХ ЗАГОТОВОК МЕТОДАМИ ІНТЕНСИВНИХ ПЛАСТИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ

Маркова М. О., Ячмiнь Ю. О., Атухов О. В.

У роботi запропоновано новий iнструмент для кування без оправлення пустотiлих поковок. Моделювання процесу кування методом кiнцевих елементiв дозволило встановити розподiл деформацiй i формозмiну заготовки для нової геометрiї iнструменту. Дослiджувався ступiнь заковування отвору при протягуванні порожнистих цилiндрiв бойками з кутом вирiзу $\alpha = 90^0$; 115^0 ; 140^0 i кутом скосу $\beta = 20^0$ при величинi подачi $0,2D$. Загальною закономірнiстю для дослiджуваних схем кування є те, що iнтенсивнiсть заковування отвору однакова при рiзних обтисненнях для постiйних спiввiдношень розмiрiв заготовки. Встановлено, що для зменшення ступеня заковування отвору необхідно застосовувати заготовки з великим дiаметром отвору.

NEW TOOLS FOR HOLLOW BLANKS BY METHOD INTENSIVE PLASTIC DEFORMATION

Markova M. A., Yachmen Y. O., Altoohov A. V.

The paper presents a new construction of deformation tool for forging without mandrel of hollow forgings. Simulation of the forging process using finite element method has allowed to establish the strain distribution and resizing of the workpiece for a new tool geometry. The degree of closing of the hole during drawing of the hollow cylinder by cut dies with angel $\alpha = 90^0$; 115^0 ; 140^0 and the bevel angle $\beta = 20^0$ and the amount of feed $0,2D$. A common feature of the investigated schemes forging is that the intensity of the hole closing same for different reductions for permanent relations of the workpiece dimensions. Has being found to reduce the degree of hole closing necessary to use a workpiece with large diameter of the hole.

Ключевые слова: Ковка, протяжка, оправка, деформация, подача, бойки со скосами.

Ключові слова: Кування, протягування, оправлення, деформація, подача, бойки зі скосами.

Keywords: Forging, drawing, mandrel, deformation, feed, cut-out dies.

Дата надходження статті: 7 травня 2015 р.

УДК 621.73.06-52

**Радев Х.К. Богев В.И. Василев В.А. Благоев И.Х.¹; Игнатова Е.Н.²;
Волошин А.И. Буртасенков В.С. Надуев И.Е. Самойлов В.Н. Захарчук С.С.³**
ТУ-София¹, г. София, Болгария hradev@tu-sofia.bg bogev@tu-sofia.bg vassilev_v@tu-
sofia.bg ivailoblagov@abv.bg; НПП "Интертек"², г. Харьков, Украина ien@intertek.com.ua;
ПАО „НКМЗ“³, г. Краматорск, Украина³ zakharchuk@nkmz.donetsk.ua

ИННОВАЦИОННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗМЕРЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КРУПНОГАБАРИТНЫХ РОТАЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Введение

Измерение геометрических параметров (отклонения формы и расположения поверхностей и осей, диаметры, углы конусных шеек и т.д.) крупногабаритных деталей, таких как турбинные и прокатные валы, коленчатые валы и т.п. является серьезной проблемой. Из-за больших габаритов и массы деталей использование классических схем точных измерений с помощью, например, координатных измерительных машин или специализированных кругломерных приборов сильно ограничено или практически невозможно.

Эта проблема решается разработанной авторами инновационной технологией, основанной на измерении радиального и торцевого биения соответствующих поверхностей детали и последующую обработку этой первичной измерительной информации уникальным программным обеспечением, без предъявления требований к точности выходной базы.

Точность выходной базы обеспечивается приведением результатов радиального и торцевого биения к виртуальной базовой оси, которая представляет из себя прямую, проходящую через центры точек мгновенных осей вращения в сечениях двух колец, установленных на конечных торцевых поверхностях детали приблизительно соосно ее геометрической оси. [1]

Новая технология основана на использовании универсальной измерительной системы измерения и контроля геометрических параметров крупногабаритных ротационных деталей «МАРИЦА».

Измерительная система «Марица»

Система «Марица» предназначена для измерения и контроля качества крупногабаритных ротационных деталей в производственных условиях на всех основных стадиях технологического процесса, при обработке на металлорежущих станках.

Система реализована на средствах измерительной техники ведущих мировых производителей, запатентованном методе измерения и уникальном программном обеспечении [2, 3].

Система «Марица» позволяет из различных модулей собирать системы измерений, удовлетворяющие индивидуальным требованиям заказчиков.

При контроле геометрических параметров деталей на базе прецизионных датчиков перемещения, специализированной технологической оснастки и соответствующего программного обеспечения обеспечивается определение фактических геометрических параметров готовой детали на предмет соответствия требованиям чертежа.

Типичные требования к геометрии ротационных деталей показаны на рис. 1.

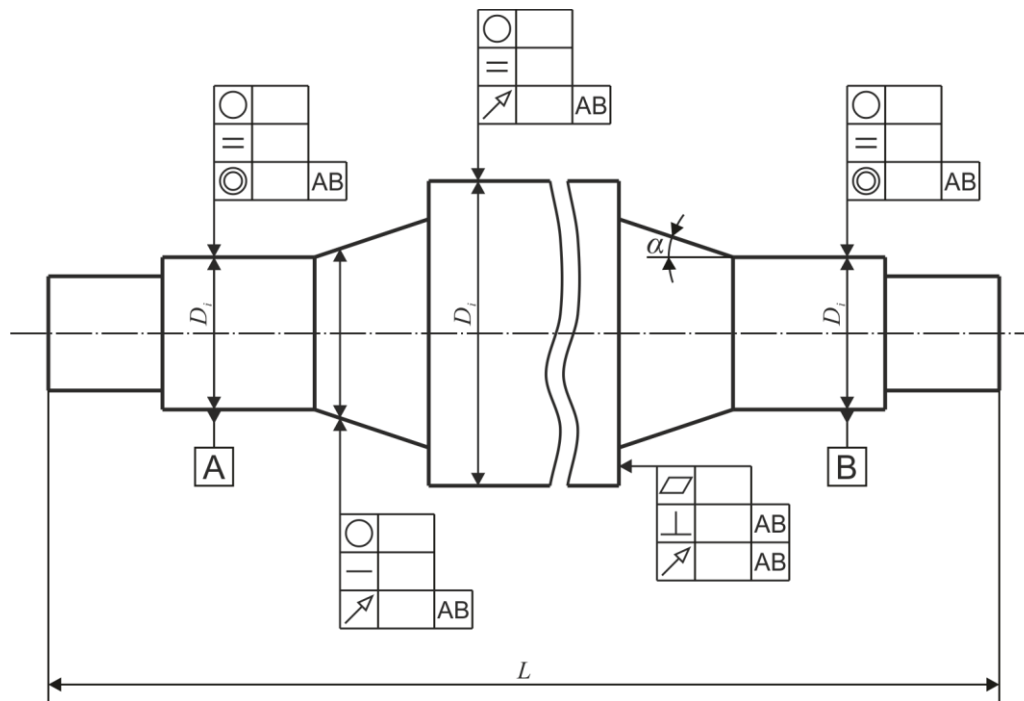


Рис. 1 Типичные требования к геометрии ротационных деталей

Конструкция измерительной системы предусматривает ее быструю и удобную установку, наладку и использование:

- на токарном станке при операционном контроле геометрических параметров деталей;
- на шлифовальном станке для финишного контроля геометрических параметров деталей;
- на токарном или шлифовальном станке при окончательном контроле геометрических параметров деталей по требованию заказчика;
- на карусельном станке при операционном и финишном контроле геометрических параметров обрабатываемой детали.

Система позволяет также проводить контроль технологической точности металлорежущих станков вышеуказанных групп.

Система позволяет измерять следующие параметры ротационных крупногабаритных деталей:

1. Отклонение от круглости E_{FK} ;
2. Отклонение от плоскостности E_{FE} ;
3. Отклонение профиля продольного сечения E_{FP} ;
4. Отклонение от прямолинейности образующей E_{FL} ;
5. Отклонение от прямолинейности оси E_{FL} ;
6. Отклонение от цилиндричности E_{FZ} ;
7. Отклонение от соосности E_{PC} ;
8. Отклонение от перпендикулярности (торцов) относительно базовой оси E_{PR} ;
9. Радиальное биение E_{CR} ;
10. Торцевое биение E_{CA} ;
11. Угол конусных шеек α ;
12. Диаметры ротационных поверхностей D_i .

Неопределенность измерения: линейных перемещений – 2-5 мкм, угловых перемещений – 20“.

Диапазон диаметров измеряемых валов: 100-3000 мм.

На рис. 2 показана схема измерения при применении системы «Марица» и установки детали на план-шайбе и люнете. Одним датчиком последовательно измеряются соответствующие сечения.

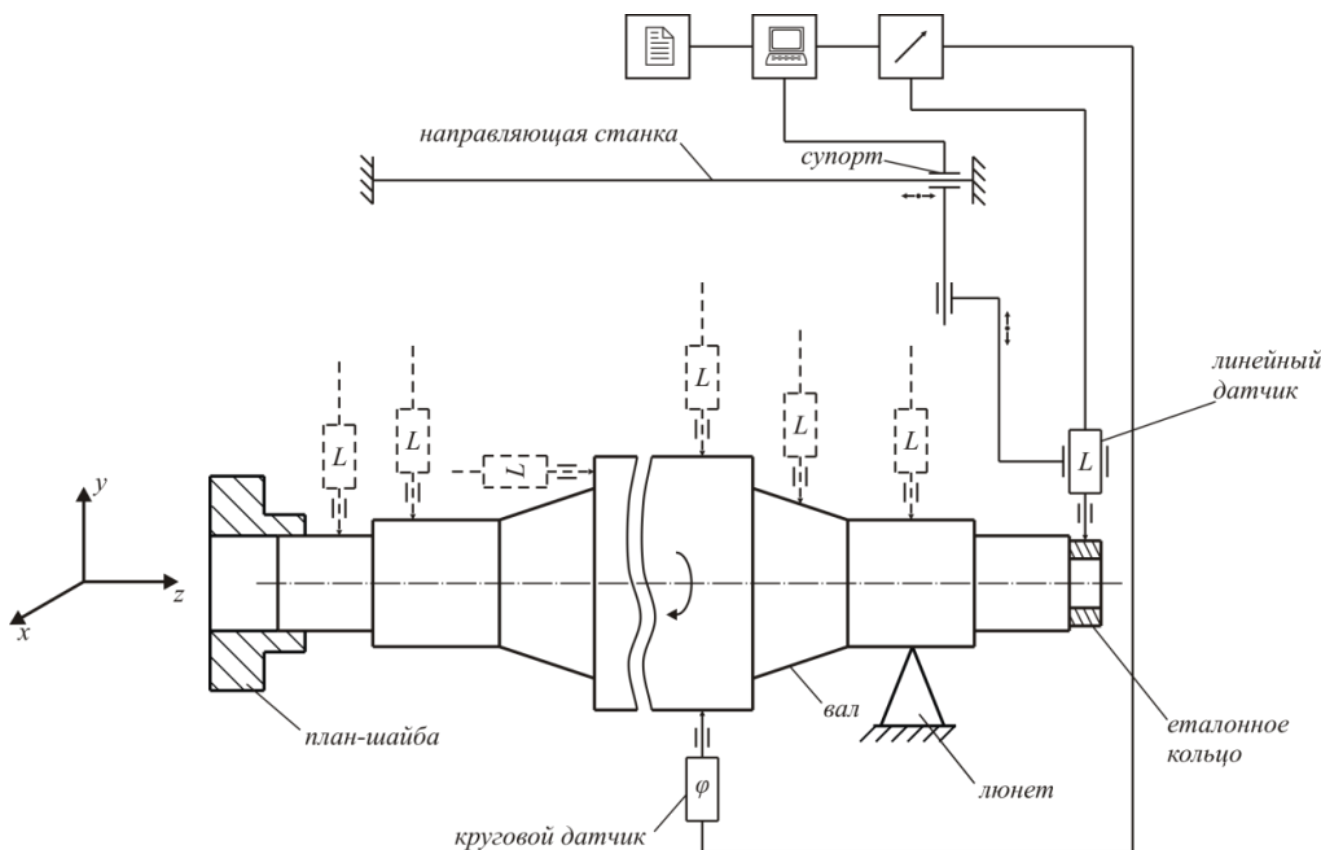


Рис. 2 Схема измерения при установке детали на план-шайбе и люнете

Используемая универсальная измерительная техника базового варианта показана на рис. 3.

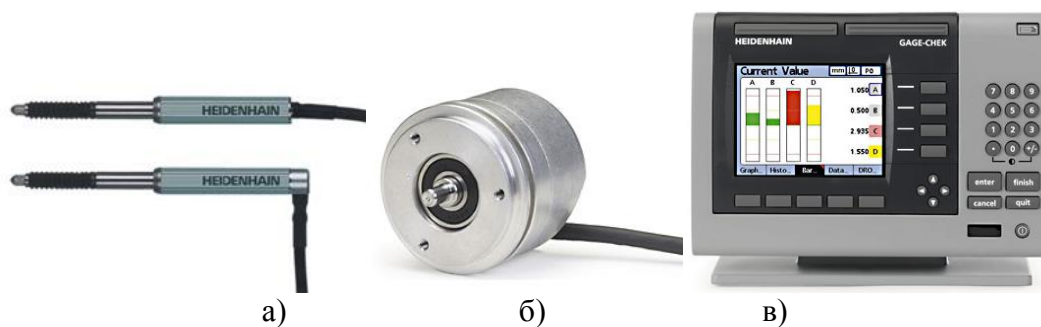


Рис. 3 Используемая универсальная измерительная техника
 а) датчики линейных перемещений;
 б) датчик угловых перемещений;
 в) блок отсчета

Программное обеспечение комплекса «МАРИЦА» обеспечивает прием первичной измерительной информации, обработку данных и представление результатов измерения.

Для каждого модуля разработаны оригинальные, дружелюбные программные пакеты, позволяющие выполнять задачи на каждом этапе производства.

Результаты измерения документируются в виде соответствующих протоколов, представляющих информацию в текстовом и графическом виде (Пример на рис. 4).

ОТКЛОНЕНИЕ ОТ КРУГЛОСТИ

Сечение номер: 4

Ассоциированная окружность: средняя

Диаметр: 1179,643 mm

Отклонение от круглости: $E_{FK}=0.0116$ mm

Координаты центра: $x=0.0062$, $y=0.0121$, $z=1914.0000$ mm

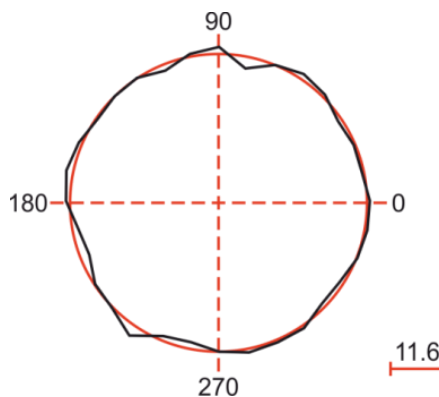


Рис. 4 Пример результата измерения отклонения от круглости

Применение измерительной системы «Марица» на НКМЗ г. Краматорск

Система «Марица» применяется успешно для высокоточных измерений и контроля деталей валкового производства НКМЗ.

В отличие от базового варианта рис. 3 используются прецизионные датчики перемещения GT 61 USB фирмы TESA (рис. 5), что позволяет работать без кругового датчика и показывающего прибора. Их функции выполняет ноутбук.



Рис. 5 Датчики линейных перемещений с USB связью с ноутбуком

Требования к геометрическим параметрам валков очень жесткие. Например при измерении роторного вала контролируемые допуски круглости $TFK=0.006$ мм, допуск концентричности (соосности) $TPC=0.005$ мм, допуск плоскостности торцов $TFE=0.012$ мм и т.п.

Измерения проводились на шлифовальном станке, полученные результаты подтвердили как соответствие геометрических параметров роторного вала требованиям заказчика, так и высокую точность шлифовального станка.

Эксплуатация системы в цеховых условиях ПАО НКМЗ (г. Краматорск, Украина) подтвердила эксплуатационные и метрологические возможности новых технологий – простота и удобство применения при высоком качестве контроля измеряемых параметров.

Выводы

Разработана инновационная технология измерения и контроля геометрических параметров крупногабаритных ротационных деталей посредством приведения результатов измерения радиального и торцевого биения относительно виртуальной выходной базы – виртуальной базовой оси.

При использовании виртуальной выходной базы исключается влияние блуждающего биения на результат измерения и отпадают требования к точности базирования детали.

Измерения можно проводить в цеховых условиях на всех стадиях технологического процесса при обработке на металлорежущих станках с помощью универсальной измерительной системы «Марица».

Система «Марица» реализована на основе простого и дешевого универсального измерительного оборудования, запатентованном методе измерения и уникальном программном обеспечении и обеспечивает высокую точность, производительность и экономическую эффективность измерительного процесса.

Новая технология измерения и контроля геометрических параметров крупногабаритных ротационных деталей успешно применяется на Новокраматорском машиностроительном заводе – г. Краматорск, Украина.

Перечень источников литературы: 1. Радев Х., «Метод измерения отклонений формы и расположения поверхностей и осей ротационных деталей относительно виртуальной базовой оси» (Патент №65461 В1 от 27.10.2008) 2. Богев В., «Оценка формы и расположения при координатных измерениях», Диссертация на соискание образовательной и ученой степени «доктор», ТУ-София, 1999 3. Василев В., «Разработка и исследование системы измерения геометрических параметров крупногабаритных валов», Диссертация на соискание образовательной и ученой степени «доктор», ТУ-София, 2014.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ІНОВАЦІЙНА ТЕХНОЛОГІЯ ВИМІРЮВАННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ РОТАЦІЙНИХ ДЕТАЛЕЙ

Радев Х.К., Богев В.І., Василев В.А., Благов І.Х., Ігнатова О.М., Волошин О.І.,
Буртасенков В.С., Надуєв І.Е., Самойлов В.Н., Захарчук С.С.

Розглядається технологія вимірювання та контролю геометричних параметрів великогабаритних деталей у важкому та транспортному машинобудуванні, в енергетиці і т. і. за результатами вимірювання радіального та торцевого биття відповідних поверхонь та наступної обробки цієї первинної інформації без пред'явлення вимог до точності вихідної бази.

ИННОВАЦИОННАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ИЗМЕРЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КРУПНОГАБАРИТНЫХ РОТАЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ

Радев Н.К., Богев В.И., Василев В.А., Благов И.Х., Игнатова Е.И., Волошин А.И.,
Буртасенков В.С., Надуев И.Е., Самойлов В.Н., Захарчук С.С.

В статье рассматривается технология измерения и контроля геометрических параметров крупногабаритных деталей в тяжелом и транспортном машиностроении, в энергетике и т.д. по результатам измерения радиального и торцевого биения соответствующих поверхностей и последующей обработки этой первичной измерительной информации, без предъявления требований к точности выходной базы.

AN INNOVATIVE TECHNOLOGY FOR MEASUREMENT OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF LARGE-SIZE ROTATIONAL DETAILS

Radev H.K., Bogev V.Y., Vassilev V.A., Blagov I.H., Ignatova E.I., Voloshin A.I., Burtasenkov V.S.,
Naduev I.E., Samoylov V.N., Zakharchuk S.S.

This article is about a technology for measurement and control of geometrical parameters of large-size details in heavy and transport mechanical engineering, etc. through the results of the measurement of both radial and axial run-out of surfaces and processing of this measurement information without any special requirements for accurate reference datum.

Ключові слова: відхилення форми та розташування, великогабаритні деталі, віртуальна вісь, точність.

Ключевые слова: Отклонения формы и расположения, крупногабаритные детали, виртуальная ось, точность.

Keywords: Form and position deviations, large-size work-pieces, virtual axis, accuracy.

Дата надходження статті: 27 квітня 2015 р.

РОЗДІЛ 4

МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.923

Майборода В.С., Ковальова Л.І., Ткачук І.В., Джулій Д.Ю.

НТУУ «КПІ» м. Київ, Україна

maiborodavs@mail.ru

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЗНОШЕННЯ СВЕРДЕЛ ПІСЛЯ ФІНІШНОГО МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ

Ефективності та надійності технологічного процесу в сучасному виробництві визначається експлуатаційними властивостями різального інструменту (РІ). В дослідженнях різних авторів [1–4] показано, що використання магнітно-абразивного оброблення (МАО) на фінішних етапах виготовлення осьового РІ з швидкорізальної сталі призводить до підвищення його роботоздатності в 2 – 2,5 рази. Отримані результати однозначно свідчать про перспективність використання такого методу, адже він здатен в комплексі забезпечити отримання необхідної мікрогеометрії робочих поверхонь, фізико-механічних властивостей поверхневих шарів, величини та форми округлення різальних кромки (РК) на всіх елементах, що приймають активну участь у різанні. Однак в наведених дослідженнях відсутня інформація за рахунок яких саме параметрів як самого процесу МАО, так і отриманих показників якості РІ має місце позитивний результат. Варіювання технологічними умовами оброблення, типом магнітно-абразивного порошку (МАП), який використовують для формування магнітно-абразивного інструменту (МАІ), його властивостями практично у всіх наведених випадках дозволяє отримувати підвищення роботоздатності РІ в більшій, чи меншій мірі. Проте відсутні конкретні дані про вплив різноманітних технологічних чинників процесу МАО на подальший опір зношування РІ при експлуатації. Зазначену інформацію можна отримати при математичному моделюванні процесу зношування РІ при експлуатації та визначити впливовість технологічних чинників МАО на параметри якості РІ.

Тому **метою роботи** є – математичне моделювання процесу зношення свердел за експериментальними даними для цілеспрямованого керування параметрами якості інструменту після магнітно-абразивного оброблення.

Експериментальні дослідження виконувалися на свердлах \varnothing 6,8 мм, виготовлених з швидкорізальної сталі. У вихідному стані шорсткість робочих поверхонь знаходилася на рівні $Ra = 0,4 - 0,45$ мкм, поверхнева твердість $HV_{200} = 9,1 - 9,3$ ГПа, величина радіусу округлення РК 9 – 10 мкм. МАО виконувалося на експериментальній установці з кільцевим розташуванням робочої зони [2] при наступних умовах: напруженість магнітного поля в робочій зоні не заповненій МАП – $H = 199$ кА/м; швидкість руху вздовж кільцевої ванни 3 м/с; швидкість обертання інструменту навколо власної осі – 250 об/хв; кут базування свердел по відношенню до площини кільцевої ванни $\rho = 35^\circ$; час оброблення складав 180 с, при чому 90 с оброблення виконувалося в режимі «стікання» та 90 с – в режимі «натікання». Для формування МАІ зі стабільними властивостями протягом технологічного циклу МАО використовували протилежно встановлений відновлювальний стрижневий елемент (ВСЕ) при куті нахилу до площини кільцевої ванни 40° , що відповідає найбільш раціональним значенням [5, 6]. Для визначення впливу складу МАІ на показники якості свердел оброблення виконувалося різними типами МАП: ПР Р6М5 зернистістю 200/100 мкм, Царамам 315/200 мкм, Полімам Т 200/100 мкм та суміш Полімам М 315/200 мкм + 5 % Полімам Т 160/100мкм.

Після циклу оброблення свердел контролювалися: зміна шорсткості поверхні на профілограф-профілометрі 252, поверхнева твердість на мікротвердомірі ПМТ-3 та радіус округлення РК оптичним методом на приладі MikroCAD. Встановлено, що найбільша полірува-

льна здатність притаманна МАІ, який сформовано з порошку Полімам Т зернистістю 200/100 мкм, яка перевищує 70 %. При використанні інших типів МАП для формування МАІ в процесі MAO забезпечується полірувальна здатність на рівні 20 % за виключенням МАІ, сформованого з порошку Царамам зернистістю 315/200 мкм. Найкращі показники по зміцнювальному обробленню притаманні порошку ПР Р6М5 200/100 мкм. Позитивний вплив процесу MAO осьового РІ на показники якості є передумовою для забезпечення підвищення його експлуатаційної стійкості.

Експлуатаційні дослідження свердел із швидкорізальної сталі Ø 6,8 мм оброблених магнітно-абразивним методом з використанням різних типів порошоків для формування МАІ виконувались на свердильному верстаті моделі 2К13302 при наскрізному свердлінні плити, виготовленої з Сталі 45 товщиною 30 мм при частоті обертання РІ 1000 об/хв і подачі 0,1 мм/об до величини критичного зношення на кутику свердел – 0,3 мм [7].

Свердла після MAO порошком Полімам Т зернистістю 200/100 мкм досягають величини критичного зношення 0,3 мм після свердління 230 отворів, сумішню порошоків Полімам М 315/200 мкм + Полімам Т 160/100 мкм – 290 отворів, порошком ПР Р6М5 зернистістю 200/100 мкм – 350 отворів. Найбільша роботоздатність притаманна свердлам, які оброблені методом MAO з використанням порошку Царамам зернистістю 315/200 – 540 отворів.

Побудова математичної моделі процесу зношення свердел складається з формування матриці вихідних даних, вибору методу моделювання, визначення математичної моделі та перевірки її адекватності.

Матрицю вихідних даних отримують у результаті реалізації статистичного плану експерименту, при складанні якого обирають кількість перемінних факторів, визначають границі та рівні їх зміни, комбінації перемінних у плані та визначають загальну кількість експериментів.

В якості перемінних факторів для побудови моделі зношення свердел було вибрано: фактори, які характеризують МАП:

- радіус округлення РК частинки порошку $r_{кз}$, мм;
- коефіцієнт нерівності частинки порошку k_f ;

фактори, які характеризують параметри якості свердел:

- шорсткість поверхні свердла R_a , мкм;
- твердість свердла HV, ГПа;
- радіус округлення РК свердла r , мкм;
- кількість просвердлених отворів N , шт.

Межі зміни перемінних факторів при дослідженні зношення свердел після фінішного MAO різними типами МАП вибрано на основі аналізу літературних даних та експериментальних результатів дослідження та наведено в таблиці 1.

Таблиця 1.

Межі зміни перемінних факторів

Межі змінних	$r_{кз}$, мкм	k_f	R_a , мкм	HV, ГПа	r , мкм	N , шт
	x_1	x_2	x_3	x_4	x_5	x_6
Верхня	125,95	2,13	0,37	10,48	10,52	540
Нижня	28,3	1,1	0,13	9,86	14,52	3

Матрицю вихідних даних було сформовано за статистичним планом, що включав у себе 40 дослідів, у яких значення перемінних $r_{кз}$, k_f , R_a , HV, r варіювались на чотирьох рівнях, а кількість просвердлених отворів N фіксувалась по факту.

Вихідним параметром процесу зношення свердел є величина фаски зношення по задній поверхні – h .

Для побудови математичної моделі за експериментальними даними було використано модифікований спрощений алгоритм методу групового урахування аргументів (МГУА), який дозволяє побудову математичних моделей невідомих виду та структури при порівняно малій

кількості експериментів з використанням як оптимальних так і статистичних не оптимальних планів експерименту.

Для синтезу математичної моделі із використанням спрощеного модифікованого алгоритму МГУА необхідно було вибрати масштабний простір. Як показав досвід використання алгоритмів МГУА для отримання моделі процесів різання та роботи інструментів, цей простір треба задавати з урахуванням виду функцій, прийнятих для опису процесу. У різанні металів для опису залежностей, як стійкості інструменту, так і силових характеристик від режимів різання використовуються логарифмічні функції. Функції, які зв'язують вихідні параметри з змінними, що характеризують геометричні та конструктивні параметри інструменту або інші змінні технологічної системи, в загальному вигляді не відомі. Як показав досвід моделювання роботи різних інструментів, вони залежать від конкретних технологічних факторів, області їх визначення та завдання (мети) моделювання. Алгоритм МГУА дозволяє розширити простір вихідних даних в інформаційній матриці функціями $\bar{x}, \frac{1}{\bar{x}}, \sqrt{\bar{x}}, \frac{1}{\sqrt{\bar{x}}}, \ln \bar{x}, \frac{1}{\ln \bar{x}}$ [8, 9]. Таке розширення вибрано з метою більш точно врахувати масштабний фактор при моделюванні.

Пошук моделі зношення свердел $h = f(r_{кз}, k_f, Ra, HV, r, N)$ проводився у просторі $\bar{x}, \frac{1}{\bar{x}}, \ln \bar{x}$. Вихідний параметр h в матриці вихідних даних вводився в просторі $\ln y$. Слід зазначити, що вихідні параметри зношення свердел є випадковими величинами, які залежать від багатьох параметрів функціонування системи, які досить складно отримати.

В результаті оброблення експериментальних даних отримано модель зношування свердел, яка має вигляд (1):

$$\begin{aligned} \ln y = & a_0 + a_1 \cdot \frac{x_6}{x_3} + a_2 \cdot x_5^2 + a_3 \cdot x_1 \cdot x_5^2 \cdot \ln x_5 + a_4 \cdot \frac{x_1 \cdot x_3 \cdot x_5^2}{x_6} \cdot \ln x_5 + \\ & + a_5 \cdot \frac{x_1 \cdot x_3 \cdot x_5^2}{x_6} \cdot \ln x_5 \cdot \ln x_6 + a_6 \cdot x_2 \cdot x_5^2 \cdot \ln x_4 + a_7 \cdot \left(\frac{x_3 \cdot x_5^2}{x_6} \cdot \ln x_5 \cdot \ln x_6 \right)^2 + \\ & + a_8 \cdot x_1 \cdot x_5^2 \cdot \ln x_2 \cdot \ln x_4 \cdot \ln x_5 + a_9 \cdot \frac{x_3}{x_1} \cdot \left(\frac{x_3 \cdot x_5^2}{x_6} \cdot \ln x_5 \cdot \ln x_6 \right)^2 + a_{10} \cdot \frac{x_5^2}{x_3} \cdot \ln x_5 \cdot \ln x_6 \end{aligned} \quad (1)$$

Похибка апроксимації моделі складає 4,8 %. Значення коефіцієнтів математичної моделі зношення свердел наведено в табл. 2.

Таблиця 2

Коефіцієнти математичної моделі зношення свердел

a_0	a_1	a_2	a_3	a_4	a_5	a_6	a_7	a_8	a_9	a_{10}
-2,799	$1,07 \cdot 10^{-3}$	$1,13 \cdot 10^{-3}$	$1,45 \cdot 10^{-6}$	$-1,27 \cdot 10^{-4}$	$5,76 \cdot 10^{-5}$	$-1,96 \cdot 10^{-4}$	$2,68 \cdot 10^{-5}$	$-5,23 \cdot 10^{-7}$	$5,33 \cdot 10^{-3}$	$2,47 \cdot 10^{-7}$

Результати перевірки адекватності моделі за критерієм Фішера дозволили прийняти гіпотезу про адекватність моделі процесу зношення свердел. Перевірка значимості коефіцієнтів моделі за допомогою критерію Ст'юдента показала не значимі величини коефіцієнтів: a_7, a_8, a_9, a_{10} .

Таким чином, модель можна записати у вигляді (2):

$$h = \exp \left(\begin{aligned} & a_0 + a_1 \cdot \frac{N}{Ra} + a_2 \cdot r^2 + a_3 \cdot r_{кз} \cdot r^2 \cdot \ln r + a_4 \cdot \frac{r_{кз} \cdot Ra \cdot r^2}{N} \cdot \ln r + \\ & + a_5 \cdot \frac{r_{кз} \cdot Ra \cdot r^2}{N} \cdot \ln r \cdot \ln N + a_6 \cdot k_f \cdot r^2 \cdot \ln HV \end{aligned} \right) \quad (2)$$

Аналіз отриманої моделі дозволив визначити ступінь впливу вхідних параметрів, при їх варіюванні, на величину вихідного параметру – зношення h . Встановлено, що найвпливовішими параметрами в експериментально-досліджуваному діапазоні є коефіцієнт нерівності частинок k_f , шорсткість поверхні свердла R_a , а також радіус округлення різальної кромки r , при середніх значеннях решти вхідних параметрів – радіусу округлення РК частинки зерна $r_{кз}$, твердості свердла HV та кількості просвердлених отворів N . Аналіз впливу параметру R_a поверхні свердел в досліджуваному діапазоні від 0,13 до 0,37 мкм при середніх значеннях вхідних параметрів – $r_{кз}$, k_f , HV , r , N показує, що зношування свердел також зростає, це пов'язано з кращими умовами контактної взаємодії РІ з оброблюваною поверхнею виробу. Встановлено суттєвий вплив геометричних параметрів МАП, які використовувалися для формування МАІ при MAO свердел. А саме зі збільшенням коефіцієнта нерівності частинок k_f відбувається повільніший процес зношування, це може бути пояснено тим, що даний параметр забезпечуватиме необхідні якісні характеристики РІ. Так як твердість свердел HV змінювалася в межах 9,86 – 10,48 ГПа, вона не має суттєвого впливу на вихідний параметр.

Висновки

Виконане математичне моделювання процесу зношення РІ, аналіз структури моделі та перевірка її на адекватність експериментальним даним показали, що зазначений підхід доцільно використовувати при вивченні процесу експлуатації свердел, які пройшли цикл магнітно-абразивного оброблення.

Встановлено, що найбільш суттєво на характер зношення свердел впливають параметр шорсткості поверхні R_a та величина радіусу округлення різальної кромки r , які формуються після циклу MAO магнітно-абразивним інструментом сформованого з МАП, які мають певну величини як самих частинок, так і їх різальних кромок.

Отримані результати не суперечать попереднім дослідженням і розширюють межі використання методу MAO як викінчувального оброблення для забезпечення необхідних параметрів якості різального інструменту.

Перелік джерел літератури: 1. Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю.М. Барон. – Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с. 2. Майборода В. С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь : дис. докт. техн. наук : 05.03.01 / Майборода В. С. – Київ, 2001. – 404 с. 3. Byelyayev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung: Phd-Thesis, Otto von Guericke. – Magdeburg, 2008. – P. 150. 4. Майборода В.С. Магнітно-абразивне оброблення свердел виготовлених з швидкорізальної сталі / В.С. Майборода, І.В. Ткачук, Н.В. Мініцька, Д.Ю. Джулій, О.О. Беляєв // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наук. праць. – Краматорськ, 2012. – Вип. 31. – С. 271 – 279. 5. Майборода В.С. Эффективность применения при магнитно-абразивной обработке восстанавливающих стержневых элементов / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулий, И.В. Ткачук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, 2012. – Вип. 30. – С. 171 – 177. 6. Майборода В. Магнітно-абразивне оброблення кінцевого різального інструменту в умовах великих магнітних щілин з використанням відновлювальних елементів / В. Майборода, Д. Джулій, І. Ткачук, О. Беляєв // Вісник ТНТУ. – Тернопіль, 2012 – № 4 (68) – С. 133 – 141. 7. Внуков Ю.М. Зношування і стійкість різальних лезових інструментів: навчальний посібник / Ю.М. Внуков, В.О. Залого – Суми: СумДУ, 2010. – 243 с. 8. Равская Н. С. Разработка прогрессивных режущих инструментов на основе моделирования их работы методом самоорганизации : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук : спец. 05.03.01 "Процеси механічної обробки, верстати та інструменти" / Равская Н. С. – Київ, 1991. – 32 с. 9. Родин П.Р. Монолитные твердосплавные концевые фрезы / П.Р. Родин, Н.С. Равская, А.И. Касьянов, К: Вища школа, 1985 - 64 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЗНОШЕННЯ СВЕРДЕЛ ПІСЛЯ ФІНІШНОГО МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ

Майборода В.С., Ковальова Л.І., Ткачук І.В., Джулій Д.Ю.

В роботі розглянуто особливості моделювання процесу зношення свердел з швидкорізальної сталі після фінішного магнітно-абразивного оброблення при свердлінні плити з Сталі 45 товщиною 30 мм на основі використання алгоритмів МГУА. Отримано математичну модель у вигляді залежності $h = f(r_{kз}, k_f, Ra, HV, r, N)$, яка адекватно описує досліджуваний процес. Встановлено, що найбільш суттєво на характер зношення свердел впливають параметр шорсткості поверхні Ra та величина радіусу округлення різальної кромки r , які отримані після циклу МАО. Отримана математична модель дозволяє прогнозувати керувати робоздатністю різального інструменту.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ИЗНОСА СВЕРЛ ПОСЛЕ ФИНИШНОЙ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

Майборода В.С., Ковалева Л.И., Ткачук И.В., Джулий Д.Ю.

В работе рассмотрены особенности моделирования процесса износа сверл из быстрорежущей стали после финишной магнитно-абразивной обработки при сверлении плиты с Сталью 45 толщиной 30 мм на основе использования алгоритмов МГУА. Получена математическая модель в виде зависимости $h = f(r_{kз}, k_f, Ra, HV, r, N)$, которая адекватно описывает исследуемый процесс. Установлено, что наиболее существенно на характер износа сверл влияют параметр шероховатости поверхности Ra и величина радиуса округления режущей кромки r , полученные после цикла МАО. Полученная математическая модель позволяет прогнозировать работоспособность инструмента.

MODELING OF WEAR PROCESS OF DRILLS AFTER FINISH MAGNETO-ABRASIVE MACHINING

Maiboroda V.S., Kovaleva L.I., Tkachuk I.V., Dzhulii D.Y.

In the paper were discussed the peculiarities of modeling the process of wear of high speed steel drills after finish magneto-abrasive machining by drilling of plate made from steel 45, which has thickness 30 mm, on the basis of algorithms of MGAA. The mathematical model was got, which has form $h = f(r_{kz}, k_f, Ra, HV, r, N)$, which adequately describes the investigated process. It was found that the most significant influence on the wear character of drills have surface roughness Ra and the value of the radiuses of cutting edge rounding r , which were obtained after a cycle of MAM. The resulting mathematical model allows to predicted manage the working capacity of the tool.

Ключові слова: магнітно-абразивне оброблення, моделювання, зношення, свердло, шорсткість, твердість, радіус округлення різальної кромки.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, моделирование, износ, сверло, шероховатость, твердость, радиус скругления режущей кромки.

Key words: magneto-abrasive machining, modeling, wear process, drill, roughness, hardness, radius of rounding of the cutting edge.

Дата надходження статті: 5 травня 2015 р.

УДК 621.9

Клименко Г.П., Кучма Е.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ . НАДЕЖНОСТИ СБОРНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Введение

Повышение степени автоматизации металлорежущих станков требует разработки новых математических моделей, дающих возможность прогнозировать отказы инструментов, от которых зависят возрастающие по стоимости простои оборудования. Особую актуальность точность прогнозирования безотказности имеет для сборных твердосплавных инструментов тяжелых станков, отказы которых достигают при черновой обработке 45%, а время замены тяжеловесного инструмента увеличивается с увеличением типоразмера станка и колеблется от 10 до 55 минут.

Прогнозирование уровня надежности инструментов позволяет организовать регламентированную замену инструмента и сократить простои станка.

Основная часть

Целью настоящей работы является повышение эффективности металлообработки путем прогнозирования надежности инструментов и сокращения простоев в связи с их отказами.

При разработке математических моделей сборный режущий инструмент рассматривается как система.

С точки зрения надежности инструменты с твердосплавными многогранными непереключаемыми пластинами имеют параллельное соединение режущих элементов, так как система (инструмент) отказывает только после выхода всех элементов (режущих вершин) из строя [1]. Наиболее эффективным методом повышения надежности таких систем является метод резервирования. Существует два метода резервирования: общее, при котором резервируется система в целом, и раздельное (поэлементное) резервирование, при котором резервируются отдельные элементы системы.

Общее резервирование для сборного режущего инструмента возможно реализовать применением различных упрочняющих технологий, повышающих надежность всей многогранной пластины. Поэлементное резервирование для сборного резца осуществляется введением в зону обработки нового режущего элемента при отказе предыдущего путем поворота многогранной пластины. При обработке сборными фрезами характер резервирования несколько иной, так как при отказе одной режущей вершины фрезы её работоспособность не нарушается до некоторого времени, а нагрузку отказавшего режущего элемента принимают на себя оставшиеся работоспособные режущие грани [2,3].

При этом, в первом случае резервирования осуществляется с целой кратностью, при котором нормальная работа резца осуществляется путем замены отказавшей грани последовательно (n-1) гранью n-гранной пластинки. Резервированием с дробной кратностью называют такое резервирование, при котором резервные элементы приходятся на несколько основных, как в случае фрезерования, например торцовыми сборными фрезами [4].

Рассматривая работоспособность сборного резца с точки зрения его надежности замещением, возможны три вида условий работы граней пластины до момента их включения в резание.

Первый вид - нагруженный резерв, при котором ресурс граней пластины начинает расходоваться с момента включения всей пластины в работу. При этом необходимо учитывать тепловые потоки и напряжения всей пластины, хотя в зоне резания находится одна вершина. Законы распределения стойкости и вероятность безотказной работы для всех вершин будут одинаковыми.

Второй вид резерва характеризуется тем, что внешние условия, воздействующие на режущие грани, не находящиеся в работе, до момента их включения в работу-облегченные. В этом случае интенсивность расхода резервных граней несколько ниже, чем в первом случае. Это соответствует состоянию всей режущей пластины достаточно больших размеров с достаточным удалением от рабочей режущей кромки всех остальных граней.

Третий вид резерва - холодный или ненагруженный. Этой моделью надежности можно пользоваться при допущениях, что режущая грань начинает расходовать свой ресурс только с момента поворота пластины и замены отказавшей грани. При этом на уровень надежности резца будет влиять интенсивность замены отказавшей грани, зависящая от конструкции резца, которая является показателем его ремонтпригодности.

Общая формула для расчета надежности сборного резца с n - гранной неперетачиваемой пластиной имеет вид:

$$R_n(t) = R_{n-1}(t) + \int_0^t R(t, \tau) a_n(t) d\tau, \quad (1)$$

где $R_n(t)$ - надежность резца с n - гранной пластиной;

$R(t, \tau)$ - надежность одной резервной грани в течении времени $t - \tau$

при условии, что до момента времени τ она работоспособна;

$a_{n-1}(\tau)$ - частота отказов сборного резца при $(n-1)$ поворотов пластины.

Вероятность отказов резца $Q_n(t)$ определяется:

$$Q_n(t) = \int_0^t Q(t, \tau) a_{n-1}(\tau) d\tau, \quad (2)$$

где $Q(t, \tau)$ - вероятность отказа резервной грани в течение времени $t - \tau$.

Формулы (1) и (2) позволяют вычислить уровень надежности сборных резцов с n - гранными пластинами (кратность резервирования равна $n - 1$).

В случае, когда резервные грани пластины теряют надежность с момента замены отказавшего элемента (третий вид резерва), отказ $(n-1)$ граней пластины до момента τ произойти не может, то есть накоплением повреждений во всей пластине при работе одной гранью пренебрегаем.

Вероятность безотказной работы сборного резца в этом случае определяется:

$$R_n(t) = R_{n-1}(t) + \int_0^t R(t, \tau) a_n(t) d\tau = 1 - \int_0^t Q(t, \tau) a_{n-1}(\tau) d\tau, \quad (3)$$

Формула (3) позволяет вычислить уровень надежности сборного резца при любых законах распределения времени работы каждой грани пластины.

В случае экспоненциального закона распределения стойкости каждой грани сборного резца, расчет его показателей надежности:

а) при облегченном резерве:

$$R(t) = e^{-\lambda_0 t} \prod_{i=1}^n \left[1 + \sum_{i=0}^{n-1} \frac{a_i}{i!} (1 - e^{-\lambda_0 t})^i \right]; \quad (4)$$

б) при ненагруженном резерве:

$$R(t) = e^{-\lambda_0 t} \prod_{i=1}^n \left[\sum_{i=0}^{n-1} \frac{(\lambda t)^i}{i!} \right], \quad (5)$$

где $i=1 \dots n$ - число граней режущей пластины сборного резца;
 λ - интенсивность отказов пластин за период $0 - t$.

Представленные выражения позволяют вычислять надежность сборного резца в зависимости от интенсивности отказов каждой вершины его режущей пластины.

Целесообразный уровень надежности сборного резца, который закладывается на стадии его проектирования определяется исходя из экономических критериев: затрат на инструмент и эксплуатационных расходов. Зависимость приведенных затрат от уровня надежности сборного резца не имеет оптимума, т.к. повышение надежности всегда требует дополнительных затрат. Однако, скорость этих затрат [5] существенно повышается в диапазоне вероятности безотказной работы, равной 0,7 - 0,8.

Выводы

1. Рассматривая сборный режущий инструмент как систему, применяя методы теории надежности, связанные с различными видами резервирования, получены математические модели для определения показателей безотказности сборных инструментов с многогранными неперетачиваемыми пластинами.

2. На стадии проектирования инструментов, разработанные зависимости позволяют определять конструктивные параметры инструмента в зависимости от требуемого уровня его надежности.

3. Полученные зависимости позволяют рассчитывать уровень надежности инструмента при любом законе распределения его стойкости на стадии эксплуатации.

Перечень источников литературы: 1. Клименко Г.П. Применение марковских и полумарковских цепей при оценке надежности технологической системы/ Г.П. Клименко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд. сб. научных трудов.- Донецк: ДонНТУ, 2004.-Вып.28.-с.71-76 2. Клименко Г.П. Определение надежности концевых фрез сборной конструкции/ Г.П. Клименко, А.В. Хоменко, К.С. Чабан // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем Вып.26.-Краматорск: ДГМА, 2010 с.63-67 3. Клименко Г.П. К вопросу определения надежности многолезвийного инструмента/ Г.П. Клименко, - А.О. Денисова // Материалы IX международного научно - технического семинара, Тяжелое машиностроение. - Краматорск: ДГМА, 2011. - с.59 4. Клименко Г.П. Определение качества сборных торцовых фрез/ Г.П. Клименко, А.О. Денисова // - Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Вып. 28. - Краматорск: ДГМА, 2011. - с. 56 - 60 5. Клименко Г.П. Підвищення стабільності обробки деталей збірними різцями важких верстатів з ЧПК/ Г.П. Клименко, О. Ю. Андронов // Сучасні технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. Вип.4. - Харків: НТУ «ХПП», 2010. - 239 - 246 6. Клименко Г.П. Повышение точности обработки деталей на станках с ЧПУ / Г.П. Клименко, С.А. Плонников // Научный Вестник: ДГМА, - г. Краматорск, N1(13E), 2014. - с. 46-54

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

РОЗРОБКА МАТЕМАТИЧНИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРОГНОЗУВАННЯ НАДІЙНОСТІ ЗБІРНИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Клименко Г.П., Кучма Є.В.

Розроблено математичні моделі визначення надійності збірних різців з застосуванням методу резервування. Розглядається три види резерву: навантажений, полегшений і ненавантажений. Отримані залежності для розрахунку надійності інструментів використовуються для прогнозування їх працездатності.

РАЗРАБОТКА МАТЕМАТИЧЕСКИХ МОДЕЛЕЙ ДЛЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ НАДЕЖНОСТИ СБОРНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Клименко Г.П., Кучма Е.В.

Разработаны математические модели определения надежности сборных резцов с использованием метода резервирования. Рассматривается три вида резерва: нагруженный, облегченный и ненагруженный. Полученные зависимости для расчета надежности инструментов используются для прогнозирования их работоспособности.

DEVELOPMENT OF MATHEMATICAL MODELS FOR PREDICTING THE RELIABILITY OF MODULAR TOOLS

Klymenko G.P., Kuchma E.V.

The mathematical model for determining the reliability of modular tools with the method of backup. We consider three types of provision: loaded, unloaded and lightweight. The dependences obtained for calculating the reliability of cutting tools used to predict their performance.

Ключові слова: математична модель, надійність, метод резервування

Ключевые слова: математическая модель, надежность, метод резервирования

Key words: mathematical model, reliability, method of backup

Дата надходження статті: 6 травня 2015 р.

УДК 658.52.011.56

Шелковой А.Н., Клочко А.А., Набока Е.В.¹; Мироненко Е.В.², Кравцов А.Н.³
 НТУ «ХПИ»¹ г.Харьков, Украина, ДГМА², г.Краматорск, Украина,
 ФГАОУ ВПО «УрФУ им. Б.Н.Ельцина»³ г.Екатеринбург, Россия

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ ИМИТАЦИОННОГО МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Введение

Общая имитационная модель формирования погрешностей при зубообработке лезвийным инструментом. Рассмотрим новый подход к прогнозированию погрешностей механической обработки зубчатых колес (ЗК), базирующийся на принципах суперпозиции, векторном характере составляющих погрешности и методе статистического математического моделирования методом Монте– Карло.

Отличием реального формообразования от номинального (идеального) является наличие отклонений геометрии реальных профилей от номинальных. Основными конечными задачами, которые должны быть решены при исследовании закономерностей реального формообразования, являются задачи прогнозирования с заданной достоверностью возникающих погрешностей, а также задачи управления, в том числе оптимального этими погрешностями.

Основная часть

В соответствии с действующим ГОСТ1643– 81 погрешности изготовления зубчатых колес [1, 4] уровня обеспечения точности не ниже, чем требуемая, могут быть сформулированы в виде (1)

$$ES_i \leq EI_i \leq f\Delta i(\alpha) \quad (1)$$

где $f\Delta i(\alpha)$ – функция зависимости i – й погрешности зубчатого венца (ЗВ) от фазового угла реального профиля зубчатого колеса (α); ES_i – минимальное значение i – й погрешности; EI_i – максимальное значение i – й погрешности.

Таким образом, требования к точности изготовления ЗВ по обеспечению, к примеру, кинематической точности должны состоять из ограничений на радиальное биение и колебание длины общей нормали (согласно ГОСТ 1643– 81) и двух функциональных зависимостей радиального биения и колебания длины общей нормали от фазового угла поворота ЗК (2) и (3)

$$EI_{Frr} \leq ES_{Frr} \leq f_{Frr}(\alpha), \quad (2)$$

$$EI_{Fwr} \leq ES_{Fwr} \leq f_{Fwr}(\alpha) \quad (3)$$

Таким образом, согласно изложенному выше, возникает потребность в получении функциональных зависимостей погрешностей от фазового угла поворота ЗК.

Анализ механизмов формирования погрешностей ЗВ свидетельствует о том, что элементарные погрешности технологических систем операций зубообработки характеризуются случайными числовыми характеристиками, определяющими величину и характер вхождения в соответствующие комплексные составляющие, которые, в свою очередь, взаимодействуя между собой, определяют исследуемые погрешности ЗК.

Так как исследуемые погрешности обработки возникают в результате воздействия ряда случайных факторов, характеристики которых, в зависимости от уровня сложности структурного строения погрешностей, являются величинами или функциями, носящими случайный характер проявления, их определение возможно с использованием методов теории вероятностей.

В соответствии с этим, для решения данной задачи, с целью повышения объективности получаемой информации, экономии временных и материальных затрат, наиболее целесообразным представляется применение методики статистического моделирования (метода Монте– Карло)[4].

Исходя из изложенного выше, разработана общая модель формирования ЗВ при меха-

нической обработке, геометрическая интерпретация которой показана на рис. 1.

Согласно предложенной модели, профиль изделия при механической обработке есть результат пересечения пространственных множеств A и B (4)

$$C = A + B. \quad (4)$$

Пространственные же множества образуются по принципу суперпозиции в результате имитационного суммирования векторов элементарных составляющих технологических погрешностей.

Для построения расчетной схемы статистического моделирования стохастической модели элементарные технологические погрешности разбиваются на три вида: погрешности, сдвигающие ЗК в плоскости обработки и тем самым создающие геометрический эксцентриситет, перекашивающие погрешности, создающие перекося плоскости обработки ЗК и погрешности, проворачивающие плоскость обработки и создающие кинематический эксцентриситет.

Далее, согласно расчетной схеме (рис. 2), моделирование погрешности обработки ЗК выполняется на основе расчета кинематического эксцентриситета в 2 этапа:

1. Производится моделирование положения ЗК в станочной системе: а) моделируется скалярное значение вектора j -й технологической погрешности $m(E_j)$, который будет рассматриваться:

– по (5), если погрешность распределена в соответствии с законом равной вероятности

$$m(E_j) = R_{[0,1]} E_j. \quad (5)$$

где $m(E_j)$ – моделируемое значение элементарной составляющей погрешности;

$R_{[0,1]}$ – равномерно распределенная на интервале $[0,1]$ случайная величина;

E_j – величина элементарной составляющей погрешности

– по (6) при любом другом виде закона распределения E_j

$$\int_{-\infty}^{m(E_j)} f(E_j) dE = R_{[0,1]}, \quad (6)$$

где $f(E_j)$ – функция плотности вероятности распределения случайной величины элементарной составляющей погрешности.

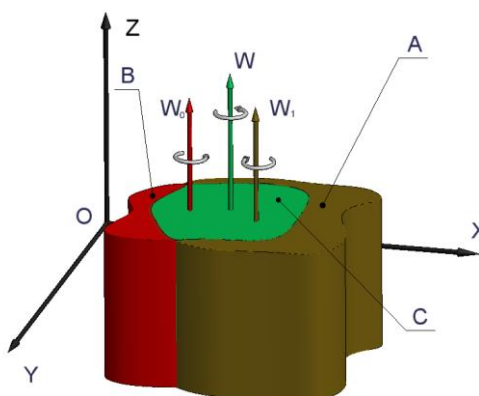


Рис. 1. Общая модель формирования ЗК при механической обработке: А – пространственный профиль обрабатывающего контура; В – пространственный профиль обрабатываемого контура; С – пространственный профиль образованного контура изделия; W_0 – ось концентрации обрабатываемого контура; W_1 – ось концентрации обрабатывающего контура; W – ось концентрации образованного контура изделия

При этом необходимо, чтобы смоделированная случайная величина $m(E_j)$ по вероятности (при $n \rightarrow \infty$) сходилась к искомой величине E_{jr} , т.е. для любого бесконечно малого $\varepsilon > 0$ должно выполняться соотношение (7)

$$\lim_{m \rightarrow \infty} P \left[\sum_{i=1}^m (m(E_j) - E_{jr})_m < \varepsilon \right] = 1, \quad (7)$$

где P – соответствующая вероятность;

m – количество смоделированных значений;

E_{jr} – искомая (реальная) величина элементарной составляющей погрешности;

б) моделирование угловых положений векторов Q_j (рис. 3)

$$m(\gamma_j) = R_{[0;1]} 360^\circ = R_{[0;360^\circ]}, \quad (8)$$

где $R_{[0;1]}$, $R_{[0;360^\circ]}$ – соответственно равномерно распределенная случайные величины на интервалах $[0, 360^\circ]$, $[0, 1]$;

$m(\gamma_j)$ – моделируемое значение угла поворота вектора j -й составляющей погрешности.

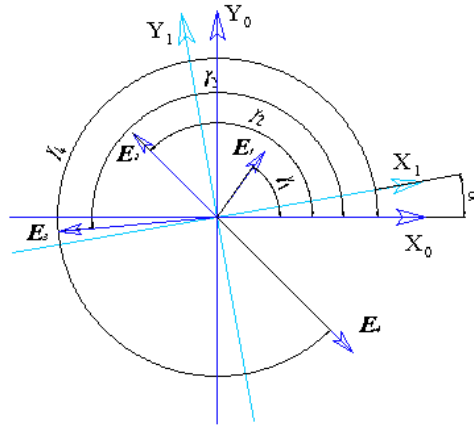


Рис. 2. Расчетная схема кинематического эксцентриситета погрешности обработки ЗК

2. Производится моделирование обработки ЗК:

Для этого выполняется поворот осей координат на угол α , и тем самым воспроизводится движение обката, возникающее при обработке ЗК. При этом эксцентриситет E (сдвиг плоскости обработки ЗК) равен сумме проекций всех эксцентриситетов на ось X (9):

$$E(\alpha) = \sum_{j=1}^m (E_j \cos(\gamma_j - \alpha)). \quad (9)$$

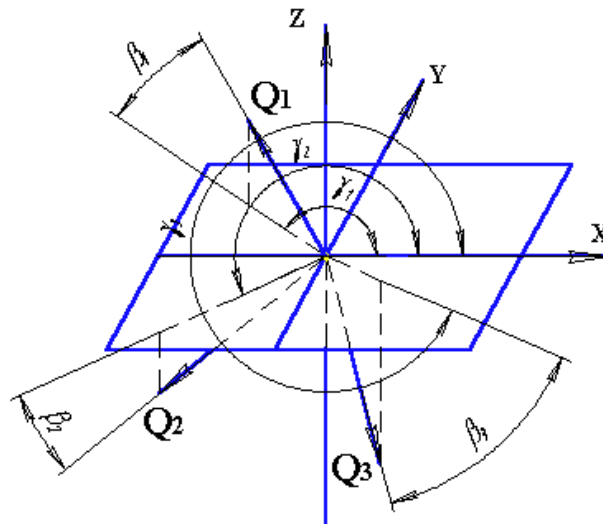


Рис. 3. Расчетная схема перекоса плоскости обработки: Q_j – нормальные вектора плоскостей перекоса; β_j углы, характеризующие их положение в пространстве относительно плоскости обработки ЗК

Тем самым, произведя полный оборот координатных осей от 0° до 360° , получим функциональную зависимость эксцентриситета от фазового угла поворота зубчатого колеса $E(\alpha)$, (рис 4, а).

Расчет суммарного перекоса плоскости обработки Q производится по схеме, представленной на рис 3.

Суммарный перекос определяется аналогично моделированию эксцентриситета:

1. Производится моделирование положения ЗВ в станочной системе:

а) моделируется скалярное значение нормального вектора j -й плоскости перекоса по аналогии с (5 ÷ 7);

б) моделируется угловое положение этих векторов $m(\gamma_j)$ и $m(\beta_j)$ по (10 и 11)

$$m(\gamma_j) = R_{[0,1]} 360^\circ, \quad (10)$$

$$m(\beta_j) = R_{[-90^\circ, 90^\circ]}, \quad (11)$$

где $R_{[0, 360^\circ]}$, $R_{[0,1]}$, $R_{[-90^\circ, 90^\circ]}$ — соответственно равномерно распределенная на интервалах $[0, 360^\circ]$, $[0, 1]$, $[-90^\circ, 90^\circ]$ случайные величины;

$m(\gamma_j)$, $m(\beta_j)$ — моделируемые значения характеристических углов j -о технологического перекоса.

2. Производится моделирование обработки ЗК:

Перекоос плоскости обработки приводит к возникновению вертикальной $Q_b(\alpha)$ и горизонтальной $Q_r(\alpha)$ составляющих погрешности профиля ЗВ (12 и 13)

$$Q_b(\alpha) = \sum_{j=1}^m (Q_j \sin(\beta_j) \cos(\gamma_j - \alpha)), \quad (12)$$

$$Q_r(\alpha) = \sum_{j=1}^m (Q_j \cos(\beta_j) \cos(\gamma_j - \alpha)). \quad (13)$$

Если исследуемая погрешность носит только радиальный характер в качестве Q принимается Q_r . Тем самым, произведя полный оборот координатных осей от 0° до 360° , получим функциональную зависимость перекоса Q от фазового угла поворота ЗК (рис 4, б).

Моделирование третьего типа погрешностей происходит следующим образом:

1. Выполняется моделирование значения погрешности P_j согласно (4 ÷ 6).

2. Выполняется моделирование начального фазового угла (14)

$$m(\varphi_j) = R_{[0,1]} \frac{\pi}{2} = R_{[0, \frac{\pi}{2}]}, \quad (14)$$

3. Выполняется моделирование обработки ЗК (15)

$$P(\alpha) = \sum_{j=1}^m (P_j \cos(\varphi_j + \alpha T)), \quad (15)$$

где T — период колебаний $T = 2\pi/z$; z — число зубьев исследуемого ЗК.

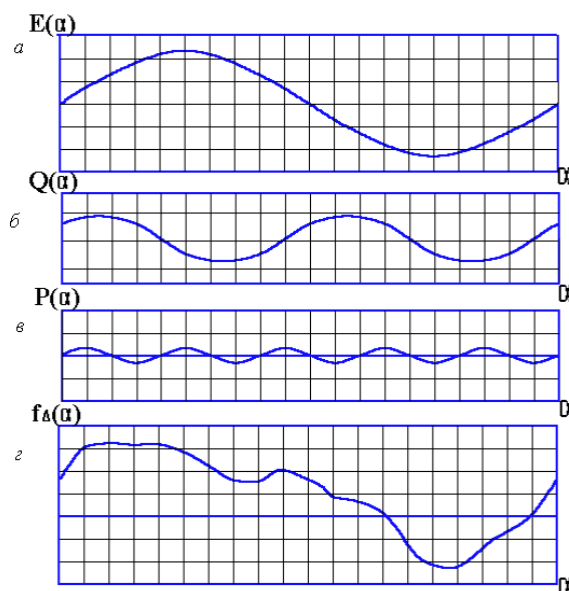


Рис. 4. Схема формирования функциональной зависимости погрешностей венца (E , Q , P , $f\Delta$) от фазового угла поворота ЗК (α)

Таким образом, произведя полный оборот координатных осей ЗК от 0° до 360° получим функциональную зависимость кинематического эксцентриситета P от фазового угла α поворота зубчатого колеса (рис 4, в).

Пользуясь принципом суперпозиции, получим функциональную зависимость погрешности венца от фазового угла поворота ЗК $f\Delta(\alpha)$ (16)

$$f\Delta(\alpha) = E(\alpha) + Q(\alpha) + P(\alpha). \quad (16)$$

Пример результатов моделирования представлен на (рис 4, г).

Проведенный анализ априорных представлений об объекте моделирования позволил выделить наиболее значимые информативные параметры процесса обработки.

Известно, что специфика червячного зубофрезерования [2, 3] состоит в том, что характер динамических параметров обработки в значительной степени обуславливается изменением во времени геометрических и кинематических характеристик (толщин срезаемых слоев и величин кинематических передних и задних углов для всех точек периметра режущих кромок всех работающих зубьев червячной фрезы), (17)

$$\bar{D}_t = \sum_{i=1}^{z_0} \sum_{j=1}^{z_i} \int \bar{D}(a_i, \alpha_i, \gamma_i) dl, \quad (17)$$

где \bar{D}_t – вектор динамических параметров процесса обработки;

z_0 – число реек червячной зуборезной фрезы;

z_i – число зубьев i -й рейки фрезы;

a_i – мгновенная толщина срезаемого слоя в рассматриваемой точке режущей кромки;

γ_i и α_i – мгновенные значения кинематических переднего и заднего углов для рассматриваемой точки;

L – параметр режущей кромки.

Задача структурной и параметрической идентификации моделей вида (17) по экспериментальным данным является задачей чрезвычайно большой размерности, не имеющей единственного решения. Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования (в частности, работы В.Н. Башкирова, K.Ziegler, G. Sulzera и др.) свидетельствуют о наличии значимой монотонной связи между площадью слоя, срезаемого зубьями фрезы, и динамическими параметрами процесса обработки.

В качестве интегральной характеристики состояния процесса обработки, как правило, используется мгновенная площадь слоя F_t , срезаемого каждым из зубьев фрезы. Тогда модель (17) может быть представлена в виде (18)

$$F_t = \sum_{i=1}^{z_0} \sum_{j=1}^{z_i} \int a_i dl. \tag{18}$$

Характер связи между параметрами \overline{D}_t и F_t позволяет предположить наличие аналогии между представлениями этих сигналов в частотной области. Кроме того, разработанные методы позволяют определить мгновенные значения α_i , γ_i и α_i для любой точки любого зуба фрезы.

В модели учтены особенности процесса обработки, обусловленные следующими факторами: фактической формой режущих кромок (схемой резания, типом червяка); углами установки фрезы, наклона стружечных канавок, подъема витков фрезы; числом заходов и реек фрезы; углом наклона и числом зубьев колеса и т.д. Формирование модели в виде комплекса формальных методов и алгоритмов позволяет автоматизировать процесс исследования.

Метод и алгоритм построения математической модели червячной зуборезной фрезы.

Режущая кромка зуба фрезы представляется плоским «примитивом»– упорядоченным списком точек плоскости, заданных их координатами в системе координат (СК) $X_k Y_k$, связанной с зубом фрезы (рис. 5).

Количество типов примитивов зависит от схемы резания червячной фрезы, количество точек в каждом из примитивов определяется конструкцией фрезы и заданной точностью описания[2,4]. Червячная зуборезная фреза представляется «комплексом примитивов», количество и пространственное размещение которых в СК фрезы $X_0 Y_0 Z_0$ определяется типом и конструкцией фрезы (рис. 5). Размещение модели фрезы в СК $X_Z Y_Z Z_Z$, связанной с заготовкой (рис. 6), производится на основе метода первоначального позиционирования и заключается в назначении начальных координат центра СК $X_0 Y_0 Z_0$ в СК $X_Z Y_Z Z_Z$.

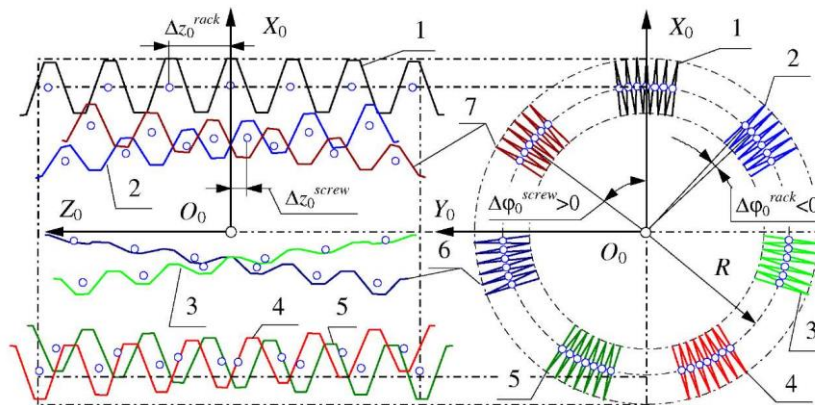


Рис. 5. Графическое представление математической модели двухзаходной правозаходной червячной зуборезной фрезы

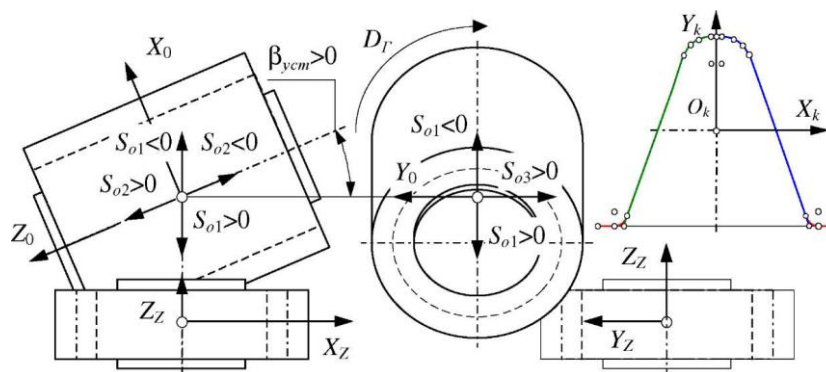


Рис. 6. Системы координат и соглашения о знаках движений подачи

Моделирование перемещения фрезы осуществляется посредством «алгоритма прямой

трассировки зубьев». Для этого введены понятия «передаточное отношение фреза – заготовка (i_{01})» и «квант перемещения фрезы в результате главного движения резания, движений обката и подач ($\Delta\varphi_0$)» (19)

$$\begin{cases} i_{01} = -\text{sign}(\gamma_{m0}) \left[\frac{z_1}{n_{z0}} - \frac{S_{02}}{2 \times \pi \times R \times \text{tg}(\gamma_{R0})} \right] \times \left[1 - \text{sign}(\gamma_{m0}) \times \frac{S_{01} \sin(\beta)}{z_1 \times \pi \times m} \right], \\ \Delta\varphi_0 = -\frac{2\pi}{n_{hob}}, \Delta\varphi_z = \frac{\Delta\varphi_0}{i_{01}}, \Delta S_{01} = S_{01} \left| \frac{\Delta\varphi_z}{2\pi} \right|, \Delta S_{02} = S_{02} \left| \frac{\Delta\varphi_z}{2\pi} \right|, \Delta S_{03} = S_{03} \left| \frac{\Delta\varphi_z}{2\pi} \right|. \end{cases} \quad (19)$$

где m – модуль;

i_{01} – передаточное отношение «фреза-заготовка»;

Z_1 – число зубьев колеса;

n_{z0} – число заходов фрезы;

R – радиус, на котором расположены центры примитивов (в частном случае $R=d_{m0}/2$,

d_{m0} – средний расчетный диаметр фрезы);

γ_{m0} – угол подъема витков фрезы на цилиндре радиуса R ;

β – угол наклона зубьев колеса;

S_{01} – подача фрезы в направлении оси заготовки (встречная/попутная);

S_{02} – осевая подача фрезы;

S_{03} – радиальная подача;

n_{hob} – число «тактов моделирования» на оборот фрезы.

Кванты перемещений $\Delta\varphi_0$, $\Delta\varphi_z$, ΔS_{01} , ΔS_{02} , ΔS_{03} в дальнейшем используются для определения положений зубьев фрезы в СК, связанной с заготовкой, на любом такте моделирования q .

Метод оценки мгновенного состояния процесса обработки основан на восстановлении формы поверхности, обрабатываемой каждым из зубьев фрезы в каждый из моментов времени. Для восстановления формы обрабатываемой поверхности используются функциональные зависимости (ФЗ), определяющие «траектории обратной трассировки» зубьев– гладкие пространственные кривые, по которым зубья, формировавшие обрабатываемую поверхность (« k_z – прошедшие» зубья), приближались к тому положению, которое они заняли на рассматриваемом такте моделирования (рис. 7).

ФЗ обратной трассировки представляют собой векторные функции вида $G_z^i(i, j, q, k_z, \tau)$, моделирования q , где $G_z^i(\cdot)$ – вектор координат центра k_z – прошедшего примитива в СК $X_Z Y_Z Z_Z$, q – индекс такта моделирования, τ – «глубина обратной трассировки».

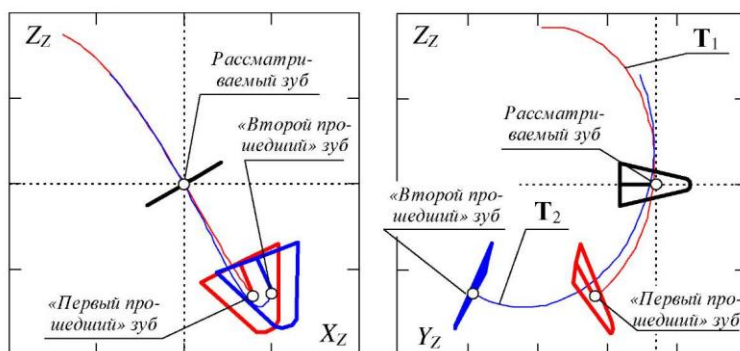


Рис. 7. Траектории обратной трассировки «прошедших» зубьев

Для выбора единственного положения каждого из k_z – прошедших примитивов, представляющих обрабатываемую поверхность, используется критерий минимизации евклидовой метрики (6.20) как функции глубины трассировки τ

$$R(i, j, q, k_z, \tau) = G_z(i, j, q, 0), G_z^i(i, j, q, k_z, \tau), \quad (20)$$

где $G_z(i, j, q, 0)$ – вектор координат в СК $X_Z Y_Z Z_Z$ центра рассматриваемого примитива на такте моделирования q ;

T_k – траектория обратной трассировки центра примитива k_z – прошедшего зуба.

Применение такого подхода позволяет построить операциональное определение срезаемого слоя рассматриваемым зубом фрезы $[S_{i,j}]_q$ на заданном такте моделирования q , в форме геометрического отношения, заданного на рассматриваемых «оттрассированных» примитивах $[P_{i,j}]_q$ (21)

$$[S_{i,j}]_q = D_{a1} \cap \left[[P_{i,j}]_q - [P_{i,j}]_q \cap \left[\cup_{k_z=1}^{k_z=0} [T_{k_z} [P_{i-k_z,j}]_q] \right] \right], \quad (21)$$

где T – оператор обратной трассировки $[P_{i-k_z,j}]_q$ прошедшего примитива;

K_{z0} – цикл схемы резания;

D_{a1} – фигура, образованная рассечением тела заготовки плоскостью рассматриваемого примитива.

Т.е. ф-ла (15) – оценка мгновенной площади слоя, срезаемого любым зубом фрезы на заданном такте моделирования q . Для реализации метода расчета по (21), используются следующие алгоритмы (рис. 8)

1. Алгоритм определения глубины обратной трассировки τ , доставляющей минимум функции $R(i, j, q, k_z, \tau)$.
2. «Алгоритм отсечения», который используется для выделения и удаления участков примитивов, находящихся вне тела заготовки.
3. Алгоритм перевода оттрассированного примитива в систему координат рассматриваемого примитива.
4. Алгоритм построения пересечения и объединения плоских фигур, заданных списками точек.
5. Алгоритм определения площади плоской фигуры.

Метод, основанный на использовании ФЗ обратной трассировки, позволяет также восстанавливать форму поверхности, обработанной на обороте заготовки, предшествовавшем рассматриваемому переходу. Все разработанные алгоритмы объединены в общем алгоритме обратной трассировки зубьев и могут использоваться также (кроме алгоритма определения площади) для определения иных (помимо мгновенной площади срезаемого слоя) мгновенных геометрических параметров процесса обработки (a_1, γ, α).

Имитационная математическая модель (ИММ) процесса обработки представляет собой комплекс формальных методов и реализующих их алгоритмов. ИММ позволяет с любой степенью детализации анализировать процесс обработки с точки зрения его геометрических закономерностей, рис. 8.

Разработка алгоритмического обеспечения интеллектуальных средств измерительных систем (ИИС)

На рис. 9 представлена общая структура алгоритмического обеспечения ИИС. Она применяется для формирования динамической системы частотных фильтров $\{H(f)\}$, используемых для численного выделения системы информативных параметров процесса обработки $\left\{ [\phi(t_j)]_{\Delta t} \right\}$ на фоне шумов.



Рис. 8. Схема разработанных методов и алгоритмов моделирования обработки ЗК

Разработаны оптимальные конструкции червячных зуборезных фрез и выполнена оптимизация схемы резания по критерию разделения «П-образных» слоев зубьями фрезы, критичными с точки зрения износа.

Применение ИММ геометрических параметров процесса зубофрезерования является средством сокращения объемов длительных и дорогостоящих экспериментальных исследований. На основе приведенных моделей выполнена оптимизация технологических операций зубофрезерования по критерию равномерной загрузки зубьев фрезы (оптимизация величины осевых перестановок, рациональное использование диагональной подачи).

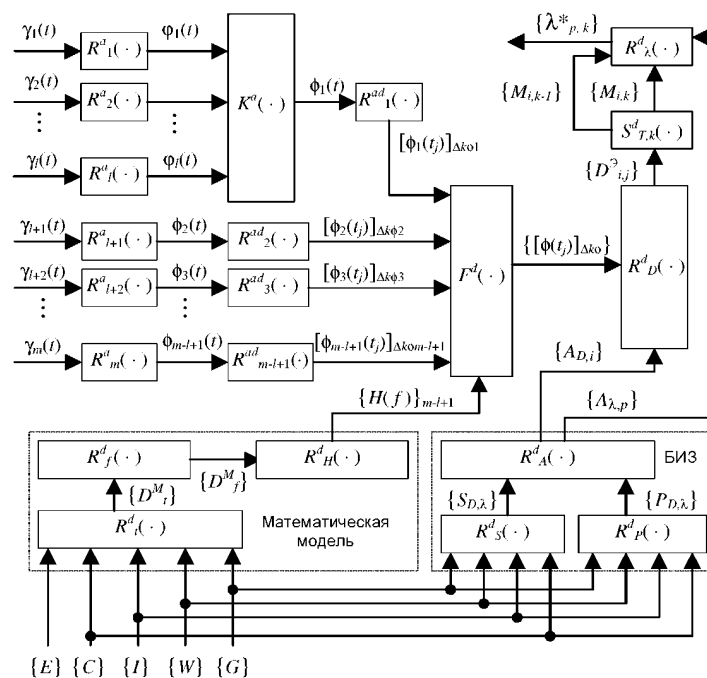


Рис. 9. Структура ИНИС косвенных измерений динамических параметров процесса червячного зубофрезерования

Проверка адекватности модели проводится путем анализа сигналов площади срезаемого слоя (рис. 10) и сигналов окружной силы резания, полученных экспериментальным путем и путем моделирования

Основные методы и алгоритмы моделирования реализованы в рамках программного комплекса «ФРЕЗА». Комплекс включает в себя модули расчета и моделирования эвольвентных зубчатых передач, червячных зуборезных фрез и зубофрезерных операций.

В то же время, модель обработки ЗК на основе ИММ не может быть непосредственно использована для исследования процесса внутреннего и конусного зубофрезерования, для моделирования обработки фрезами, имеющими заборный конус или криволинейную обрабатывающую.

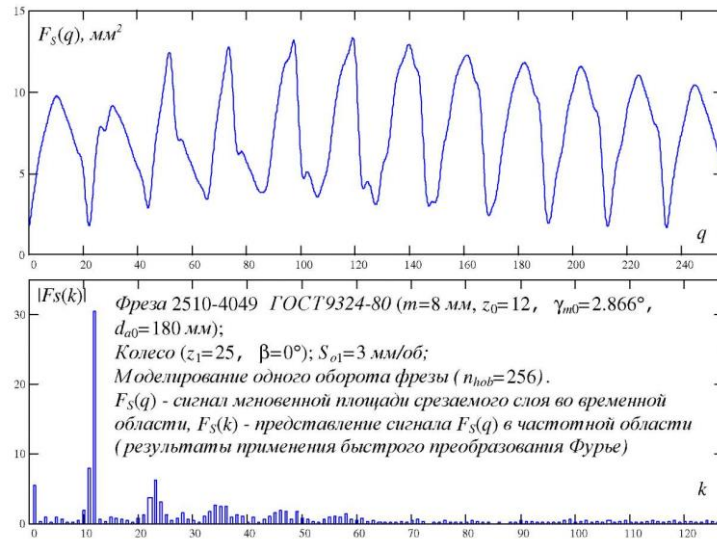


Рис. 10. Представление во временной и частотной области сигнала

Вынужденные колебания упругого перемещения $Y_{по}$ нормали к поверхности резания, вызываемые действием возмущающих воздействий $f(t)$, приводят к погрешности обработки. Система управления по результатам измерения Y_c помощью исполнительного устройства изменяет толщину срезаемого слоя (путем изменения подачи) на величину Y_u . Передаточные функции элементов упругой системы по управляющему $W_y^y(p)$ и возмущающему $W_y^f(p)$ воздействиям процесса формообразования $W_p(p)$ и исполнительного устройства $W_u(p)$ имеют вид

$$\left. \begin{aligned} W_y^y(p) &= Y_y^y(p) / P_y(p) = k_y / (T_{2y}p^2 + T_{1y}p + 1); \\ W_y^f(p) &= Y_y^f(p) / f(p) = k_f / (T_{2y}p^2 + T_{1y}p + 1); \\ W_p(p) &= P_y(p) / \delta(p) = k_p / (T_p p + 1); \\ W_u(p) &= Y_u(p) / \varepsilon(p) = k_u / (T_u p + 1); \end{aligned} \right\} \quad (22)$$

где $\varepsilon(p) = Y^0(p) - Y(p)$; $Y^0(p)$, $Y(p)$, $P_y(p)$, $f(p)$ – операторные изображения ошибки, управляющего воздействия, регулируемого параметра, составляющей силы резания и возмущающего воздействия; $k_f = k_{1y} / c_y$ – коэффициент передачи упругой системы по возмущению; T_u и k_u – постоянная времени и коэффициент передачи исполнительного устройства. Остальные параметры указаны в разъяснениях к зависимостям (7), (8).

Точность работы системы управления характеризуется ошибкой $\varepsilon = \varepsilon_y^0 + \varepsilon_f$, причем ε_y^0 – ошибка, вызванная управляющим воздействием $Y(t)$; ε_f – ошибка, вызванная возмущением $f(t)$:

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_y^0(p) &= [1 + W_p(p) W_y^y(p)] Y^0(p) / [1 + W_p(p) W_y^y(p) + W_p(p) W_y^y(p) W_u(p)]; \\ \varepsilon_f(p) &= W_y^f(p) f(p) / [1 + W_p(p) W_y^f(p) + W_p(p) W_y^y(p) W_u(p)]. \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

С учетом выражений (24) система уравнений (22) принимает вид

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{y0}(p) &= (b_4 p^4 + b_3 p^3 + b_2 p^2 + b_1 p + b_0) Y^0(p) / (d_4 p^4 + d_3 p^3 + d_2 p^2 + d_1 p + d_0); \\ \varepsilon f(p) &= (c_2 p^2 + c_1 p + c_0) f(p) / (d_4 p^4 + d_3 p^3 + d_2 p^2 + d_1 p + d_0); \\ d_0 &= 1 + k_p k_y + k_u k_p k_y; \quad b_0 = 1 + k_p k_y; \quad d_1 = b_1 = T_4 + T_p + T_{1y} \\ d_2 = b_2 &= T_p T_u + T_{1y} + T_{2y}; \quad d_3 = b_3 = T_p T_{1y} + T_{2y} T_u \\ d_4 = b_4 &= T_p T_{2y} T_u; \quad c_0 = k_f (T_p + T_u); \quad c_2 = k_f T_p T_u. \end{aligned} \right\} \quad (24)$$

Установившиеся значения ошибок представляется в виде убывающего ряда

$$\begin{aligned} \varepsilon_{y0}(t) &= g_0 Y(t) + g_1 \frac{dY(t)}{dt} + \frac{g_2}{2!} \frac{d^2 Y(t)}{dt^2} + \dots; \\ \varepsilon_{y0}(t) &= h_0 f(t) + h_1 \frac{df(t)}{dt} + \frac{h_2}{2!} \frac{d^2 f(t)}{dt^2} + \dots; \end{aligned}$$

где $g_0, g_1, g_2, \dots; h_0, h_1, h_2, \dots$ – коэффициенты ошибок, характеризующие точность работы системы и зависящие от ее структуры. В структуре системы управления (рис. 2, а) значения коэффициентов ошибок определяются соотношениями

$$\left. \begin{aligned} n_0 &= u_0 \cdot \varepsilon_0 \text{ ж } n_1 = (u_1 - \varepsilon_1 n_0) \cdot \varepsilon_0 \text{ ж } n_2 = (u_2 - \varepsilon_2 n_1 - \varepsilon_1 n_0) \cdot \varepsilon_0 \\ h_0 &= c_0 / d_0; \quad h_1 = (c_1 - d_1 h_0) / d_0; \quad h_2 / 2 = (c_2 - d_2 h_1 - d_1 h_0) / d_0 \end{aligned} \right\} \quad (25)$$

Для зубофрезерных станков повышенной точности основную погрешность составляют коэффициенты статических и кинематических ошибок g_0, h_0 и g_1, h_1 . Устранение этих ошибок позволит существенно повысить один из основных параметров эксплуатационной характеристики системы – технологические параметры зубофрезерования при обеспечении заданной точности с максимально достижимой производительностью.

Для решения поставленной задачи введем в систему управления упругими перемещениями ДТСС дополнительную положительную обратную связь по составляющей P_y силы резания с передаточной функцией W_{oc}^y . В этом случае ошибка ε_{y0} по управлению Y^0 .

$$\varepsilon_{y0}(p) = \frac{[1 - W_p(p)W_y(p)W_x^y(p) + W_c^y(p)W_p(p)]Y^0(p)}{1 - W_p(p)W_y(p)W_{oc}^y(p) + W_p(p)W_y^s(p) + W_y^y(p)W_p(p)W_u(p)} \quad (26)$$

Приравняв числитель выражения (26) к нулю, определим структуру и параметры передаточной функции W_{oc}^y , при которых устраняется ошибка $\varepsilon_{y0}(p)$:

$$W_{oc}^y(p) = [1 + W_y^y(p)W_p(p)] / [W_p(p)W_u(p)]. \quad (27)$$

Выражение (27) является условием полной инвариантности системы управления по управляющему воздействию $Y^0(t)$, и при его выполнении коэффициенты g_i , (где $i = 1, 2, 3, \dots$) равны нулю. Однако выполнение условия (27), как правило, приводит к физически нереализуемым системам. В то же время достаточная для практики точность обработки достигается при $g_0 = 0$ и $g_1 = 0$. Для этого достаточно, чтобы $b_0 = 0$ и $b_1 = 0$. Однако при $b_1 = 0$ и $d_1 = 0$, что приводит к потере устойчивости технологической системы. Поэтому для рассматриваемого класса систем достаточно устранить кинематическую ошибку $g_0 = b_0 / d_0 = 0$. Последнее достигается введением положительной обратной связи по силе резания P_y с передаточной функцией $W_{oc}^y(p) = k_{oc}$. При этом $b_0 = 1 + k_p k_y - k_p k_u k_{oc}$.

$$k_{o.c}=(1+k_p k_y)/(k_p k_u). \quad (28)$$

Определим ошибку, вносимую возмущающими воздействиями $f(p)$, с учетом $W_{o.c}^y(p)$:

$$\varepsilon f(p)=\frac{W_y^y(p)[1-W_p(p)W_y(p)W_{oc}^f(p)]/W(p)}{1-W_p(p)W_u(p)W_{oc}^f(p)+W_y^f(p)W_p(p)W_u(p)+W_y^y(p)W_p(p)} \quad (29)$$

Приравняв числитель выражения (29) нулю, найдем условие полной инвариантности по $f(t)$:

$$W_{oc}^f(p)=1/[W_p(p)W_u(p)]=(T_p p+1)/(k_p k_u). \quad (30)$$

Условие (30) выполняется, если структура передаточной функции обратной связи определяется выражением $W_{oc}^f(p)=k_{o.c}+T_{o.c}k_p k_u$, а параметры выбираются из условий $c_0=1-k_p k_u k_{o.c}=0$, $c_1=T_0+T_u-T_p p=0$, причем $k_{o.c}=1/k_u k_o$; $T_{o.c}=(T_p+T_u)/(k_p k_u)$.

Техническая реализация положительной обратной связи по силе резания P_y (P_z , P_x), компенсирует влияние кинематических ошибок, представлена на рис. 3, б. В качестве чувствительных и преобразующих элементов используются системы электронного адаптивного управления с датчиками обратной связи.

Блок 2 позволяет компенсировать воздействия температуры и колебания питающего напряжения. Выходной сигнал усилителя U_{py} поступает на вход дифференцирующей цепи 4 и делитель управления технологической системы 3. При изменении сигнала в цепи 4 регулируется значение T_{oc} , а в цепи 3 – k_{oc} . Сигналы $U_2=f(T_{oc}p)$ и $U_1=f(k_{oc})$ суммируются на входе сумматора.

Полученные зависимости (1) – (3), (10), (12), (15) – (22) и построенные в координатах t, S , области оптимальных технологических параметров зубофрезерования позволяют перейти к алгоритмизации оптимального управления технологических процессов зубообработки разработкой системы технологического оптимального управления, реализующие такие алгоритмы [1, 4].

Выводы

Рассмотрен новый подход к прогнозированию погрешностей механической обработки зубчатых колес базирующийся на принципах суперпозиции, векторном характере составляющих погрешности и методе статистического математического моделирования методом Монте–Карло.

Отличием реального формообразования от номинального (идеального) является наличие отклонений геометрии реальных профилей от номинальных. Основными конечными задачами, которые должны быть решены при исследовании закономерностей реального формообразования, являются задачи прогнозирования с заданной достоверностью возникающих погрешностей.

Анализ механизмов формирования погрешностей зубчатых колес свидетельствует о том, что элементарные погрешности технологических систем операций зубообработки характеризуются случайными числовыми характеристиками, определяющими величину и характер вхождения в соответствующие комплексные составляющие, которые, в свою очередь, взаимодействуя между собой, определяют исследуемые погрешности зубчатых колес.

Проведенный анализ априорных представлений об объекте моделирования позволил выделить наиболее значимые информативные параметры процесса зубообработки с учетом динамических параметров и в значительной степени обуславливается изменением во времени геометрических и кинематических характеристик для всех точек периметра режущих кромок всех работающих зубьев червячной фрезы.

Перечень источников литературы:1. Технологические способы повышения точности зубофрезерования универсальными червячными фрезами / Ю. В. Тимофеев, Е. В. Мироненко, А. А. Клочко, В. Ф. Шаповалов, О. Е. Мироненко // – Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут» – Харків: НТУ ХПІ, 2010. – № 25. – С. 134–141.2. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А.Клочко [и др.]; Науч. Ред.. А.А.Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с.,ил., табл.; - (Серия:Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7.3.Клочко А. А. Технология чистовой лезвийной обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес / А. А. Клочко // – Вестник Черниг. гос. технолог.ун-та. – 2011. – № 2(49). – С. 58–68. 4. Шелковой А. Имитационное моделирование в задачах механосборочного производства /А. Шелковой, А. Клочко, Е. Набока // – Saarbrücken, Germany: LAP LAMBERT AcademicPublishing, 2015. – 528 с.: ил. На русском языке. ISBN-13: 978-3-659-69172-0,ISBN-10: 3659691720,EAN:9783659691720

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

НЕКОТОРЫЕ АСПЕКТЫ ИМИТАЦИОННОГО МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ

Шелковой А.Н., Клочко А.А., Набока Е.В., Мироненко Е.В., Кравцов А.Н.

В статье рассмотрен новый подход к прогнозированию погрешностей механической обработки зубчатых колес базирующийся на принципах суперпозиции, векторном характере составляющих погрешности и методе статистического математического моделирования методом Монте– Карло. Отличием реального формообразования от номинального (идеального) является наличие отклонений геометрии реальных профилей от номинальных. Основными конечными задачами, которые должны быть решены при исследовании закономерностей реального формообразования, являются задачи прогнозирования с заданной достоверностью возникающих погрешностей. Анализ механизмов формирования погрешностей зубчатых колес свидетельствует о том, что элементарные погрешности технологических систем операций зубообработки характеризуются случайными числовыми характеристиками, определяющими величину и характер вхождения в соответствующие комплексные составляющие, которые, в свою очередь, взаимодействуя между собой, определяют исследуемые погрешности зубчатых колес.

ДЕЯКІ АСПЕКТИ ІМІТАЦІЙНОГО МАТЕМАТИЧНОГО МОДЕЛЮВАННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ПРОЦЕСУ ЗУБОФРЕЗЕРУВАННЯ

Шелковой О.М., Клочко О.О., Набока О.В., Мироненко Є.В., Кравцов О.М.

У статті розглянуто новий підхід до прогнозування похибок механічної обробки зубчастих коліс базується на принципах суперпозиції, векторному характер складових похибки і методі статистичного математичного моделювання методом Монте – Карло. Відмінністю реального формоутворення від номінального (ідеального) є наявність відхилень геометрії реальних профілів від номінальних. Основними кінцевими завданнями, які повинні бути вирішені при дослідженні закономірностей реального формоутворення, є задачі прогнозування з заданою вірогідністю виникаючих похибок. Аналіз механізмів формування похибок зубчастих коліс свідчить про те, що елементарні похибки технологічних систем операцій зубообробки характеризуються випадковими числовими характеристиками, що визначають величину і характер входження у відповідні комплексні складові, які, в свою чергу, взаємодіючи між собою, визначають досліджувані похибки зубчастих коліс.

SOME ASPECTS OF MATHEMATICAL SIMULATION OF THE GEOMETRIC PARAMETERS OF MACHINING

SHELKOVY A.N., KLOCHKO A.A., Naboka E.V., Mironenko, E.V, Kravtsov A. N.

The article describes a new approach to forecasting errors in the machining of gears based on the principles of superposition, the vector nature of the components of error and statistical method of mathematical modeling by Monte Carlo. The difference between the real shaping of the nominal (ideal) is the presence of deviations of the geometry of the real profiles from the nominal. The major tasks that need to be solved in the study of real regularities of morphogenesis are forecasting problem with a given accuracy errors occur. Analysis of mechanisms of formation of the errors of the gears indicates that basic errors of process systems operations gears are characterized by a random numerical values, which determine the amount and nature of occurrences in the corresponding integrated components that, in turn, interact to determine the investigated error of gears.

Ключевые слова: имитационное математическое моделирование, зубофрезерование, прогнозирование погрешностей, зубчатые колеса, механическая обработка, принцип суперпозиции

Ключові слова: імітаційне математичне моделювання, зубофрезерування, прогнозування похибок, зубчасті колеса, механічна обробка, принцип суперпозиції

Keywords: simulation mathematical modeling, gear milling, forecasting errors, gears, machining, principle of superposition

Дата надходження статті: 24 квітня 2015 р.

УДК 621.941

Кузнєцов Ю.М.¹, Придальний Б.І.²НТУУ «КПІ»¹, м. Київ, Україна Луцький НТУ², м. Луцьк, Україна**ГЕНЕТИЧНІ ФОРМУЛИ ОПИСУ І СТРУКТУРНІ СХЕМИ
САМОНАЛАГОДЖУВАЛЬНИХ ПРИВОДІВ ЗАТИСКУ**

Затискні механізми (ЗМ) у металообробному обладнанні суттєво впливають на продуктивність і якість обробки, а привод механізму затиску (ПрЗ), як основний елемент ЗМ, визначає його кінематичні, силові та енергетичні характеристики [4, 5], від яких залежать: інтенсивність режимів різання, що визначає витрати основного часу обробки; швидкість затиску і розтиску, що визначає витрати допоміжного часу обробки; стабільність і надійність затиску, що визначає можливість та якість обробки некаліброваних і тонкостінних заготовок, обмеження швидкості різання і надійність роботи верстата; якість поверхні і точність оброблюваного виробу; витрати енергії [5]. Нестабільність сил затиску, що пов'язана з відхиленням розміру некаліброваних заготовок від номінального значення, призводить до суттєвих обмежень можливостей верстатів, а використання каліброваних заготовок призводить до суттєвого підвищення вартості обробленої деталі. Одним з найбільш перспективних шляхів вирішення цієї проблеми є застосування у складі ЗМ самоналагоджувальних ПрЗ [4,5], що мають змінну структуру через наявність однієї або декількох ланок самоналагодження. Робота ланок самоналагодження у складі ПрЗ забезпечує створення попереднього натягу системи до початку процесу затиску, що майже не залежить від величини відхилення розміру заготовки та зношування елементів ЗМ. Постійне підвищення вимог до основних показників працездатності технологічного обладнання загалом, та ЗМ зокрема, роблять актуальними питання розробки нових конструкцій ПрЗ змінної структури з геометричним замиканням.

В ряді наукових досліджень [1, 6, 8] існує обґрунтована думка, що генетичний підхід може бути використаний не лише по відношенню до біологічних і соціальних систем, але є також доцільним для опису, аналізу і синтезу технічних систем різного походження, в яких процеси перетворення речовини (матеріальні потоки), енергії (енергетичні потоки) і інформації (інформаційні потоки) взаємопов'язані [1, 6].

Не дивлячись на великий досвід проектування, виготовлення та експлуатації ЗМ технологічного обладнання, як в нашій країні, так і за кордоном, питання інноваційного синтезу ЗМ та їх вузлів на основі теорії еволюції, структурно-системного підходу і принципів кодування генетичної інформації тільки починають розвиватися. Певні позитивні результати по створенню металообробного обладнання і їх елементів а також електро-механічних систем [6], зокрема, електроприводів, досягнуті з використанням генетико-морфологічного підходу [2, 3, 7, 8] вченими НТУУ «Київський політехнічний інститут».

Відповідно до генетико-морфологічного підходу до опису та синтезу ЗМ, передача переміщень, сил та енергії може бути описана на хромосомному рівні у вигляді морфологічної моделі (матриці) елементарних силових потоків – батьківських хромосом (пара вхідного та вихідного зусиль) [2, 3, 7]. Очевидним є існування у ПрЗ (в т.ч. із змінною структурою) силових потоків від джерела енергії до затискного патрона (ЗП), що подібні до силових потоків котрі існують в ЗМ. Отже, у відповідності з теоретичними положеннями генетико-морфологічного підходу ПрЗ із змінною структурою можна описувати на різних рівнях складності: хромосомному, об'єктному, видовому, популяційному, системному, міжсистемному. На даному етапі розвитку ЗМ верстатів токарної групи найбільшого поширення набули ПрЗ механічного виконання [4,5]. Відповідно у самоналагоджувальних ПрЗ механічного виконання можуть існувати вхідні та вихідні силові потоки у вигляді сил та моментів сил.

Як відомо [3,7] структура ПрЗ є трьохмірною, що забезпечує багатоваріантність можливих просторових компоновок та різноманіття форм і кількості активних елементів та

силових потоків. Отже структура ПрЗ визначається просторовою геометрією і топологією взаємозв'язаних силових контурів та силових потоків, що може бути відображено з допомогою структурних схем. Тому вивчення принципів структурної організації ПрЗ безпосередньо пов'язане з аналізом просторової геометрії силових контурів, що визначає вид, порядок розміщення та взаємну орієнтацію силопередаючих та силоперетворюючих елементів.

Метою роботи є висвітлення основних аспектів опису конструкцій самоналагоджувальних ПрЗ з використанням генетичних формул на різних рівнях складності структури відповідно до теорії еволюційного синтезу технічних систем. Зазначений опис є також складовою частиною теорії генетичного синтезу самоналагоджувальних ПрЗ з використанням 5-ти універсальних генетичних операторів: реплікації, інверсії, схрещування, кросинговера, мутації [6,8].

Відповідно до окремих теоретичних положень про створення ПрЗ з використанням генетичної теорії розвитку технічних систем, що викладені у [2,3,7], складено принципи схеми існуючих ПрЗ з клино-важільними перетворювачами традиційної конструкції (рис. 1, а) та з ланкою самоналагодження (рис. 1, б). Також складено принципову схему нового ПрЗ з електромеханічною ланкою самоналагодження (рис. 2) та здійснено опис зазначених ПрЗ з допомогою генетичних формул на різних рівнях складності структури і генетичної інформації (табл. 1).

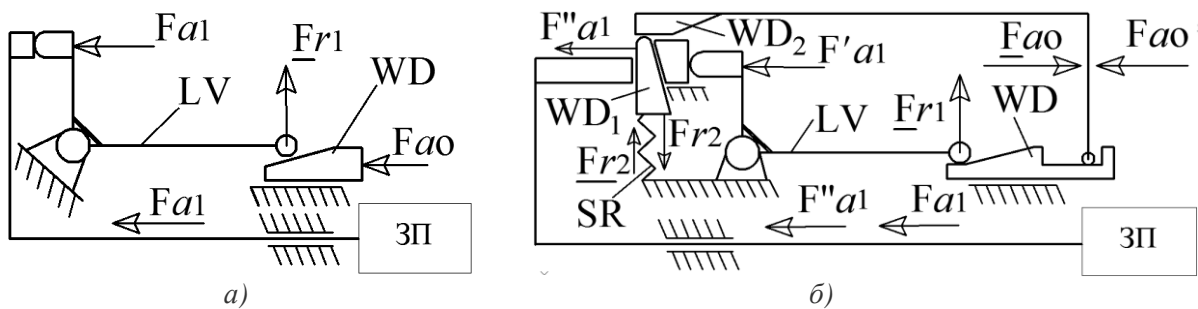


Рис. 1 – Принципові схеми ПрЗ з клино-важільним перетворювачем: а) традиційної конструкції; б) самоналагоджувального із змінною структурою за а.с. СРСР №917924

У запропонованих варіантах кінематичного ланцюга вибірки зазорів (рис. 2) вхідне зусилля подається за рахунок електромагнітного впливу на магнітні елементи СМЕ ротора у вигляді обертального моменту M_{a0} , що виникає в наслідок циркуляції електромагнітного поля статора, жорстко закріпленого на корпусі верстата. Обертання ротора під дією M_{a0} зумовлює осьовий рух елементів з'єднаної з ним гвинтової передачі SC та появи сили F''_{a1} , в результаті чого відбувається процес вибірки зазорів. Цей процес вибірки зазорів припиняється при збільшенні натягу системи, що спричиняє різке збільшення опору обертальному рухові ротора, зміну характеристик струму в електромагнітних елементах статора та подальше його відімкнення.

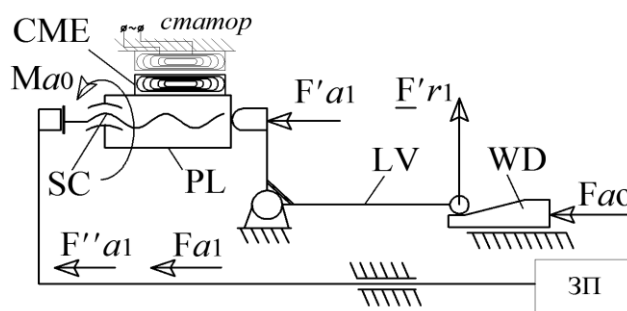


Рис. 2 – Принципова схема запропонованого ПрЗ з ланкою самоналагодження у вигляді електромеханічної системи

Таблиця 1

Опис структури самоналагоджувального ПрЗ (рис. 2) з клино-важільним перетворювачем та електромеханічною ланкою самоналагодження на різних рівнях складності

Рівень складності опису	Означення рівня складності опису	Генетичні формули	Пояснення рівня опису
Хромосомний	Відображення входів і виходів технічної системи (ТС)	$(M_{a0} + F_{a0}) - (F''_{a1} + F_{a1})$	Входом та виходом ТС є два осьових зусилля дія яких розділена в часі
Об'єктний	Відображення відповідності входів ТС її виходам	$(M_{a0} - F''_{a1}) + (F_{a0} - F_{a1})$	Результатом дії M_{a0} є поява F''_{a1} і відповідно результатом дії F_{a0} – поява F_{a1} , при цьому зазначені перетворення відбуваються у двох кінематичних ланцюгах з'єднаних паралельно.
Популяційний	Відображення типу силового потоку (контуру) між входами та відповідними виходами ТС	$ M_{a0} - F''_{a1} ^1 + F_{a0} - F_{a1} ^1$	Силовий контур $M_{a0} - F''_{a1}$ має фрикційне замикання, а $F_{a0} - F_{a1}$ – геометричне.
Видовий	Відображення послідовності перетворень зусилля (енергії) між входами та відповідними виходами ТС	$ M_{a0} - F''_{a1} ^1 + F_{a0} - F'_{r1} - F'_{a1} - F_{a1} ^1$	M_{a0} перетворюється у F''_{a1} безпосередньо, тоді як F_{a0} перетворюється у F_{a1} через проміжні зусилля F'_{r1} та F'_{a1} .
Системний	Відображення виду перетворювачів енергії та послідовності їх взаємодії.	$EMF M_{a0} - CME - M_{a0} ^{[0]} \times$ $\times MSB M_{a0} - SC - F''_{a1} ^1 +$ $+ MSB F_{a0} - WD - F'_{r1} - LV - ^1$ $- F'_{a1} - PL - F_{a1}$	Вплив електромагнітного поля (EMF) у вигляді M_{a0} на магнітні елементи (CME) перетворюється у F''_{a1} через SC . Вплив твердого тіла (MSB) F_{a0} перетворюється у F'_{a1} через WD та LV , що далі перетворюється у F_{a1} через PL

На структурних схемах (рис 3) відображено порядок взаємодії перетворювачів енергії та силових потоків ПрЗ, зображених на рис.2. При цьому процес вибірки зазорів (рис. 3, б, в) відбувається за рахунок одночасної силової взаємодії ланки самоналагодження (SC або WD_1) з важелем LV та елементами ЗП. При цьому вхідне зусилля F_{a0} від LV до елементів ЗП передається через плунжер PL , що виконано у вигляді загальмованої клинової передачі WD_1 (рис. 3, б) або гвинтового з'єднання SC (рис. 3, в).

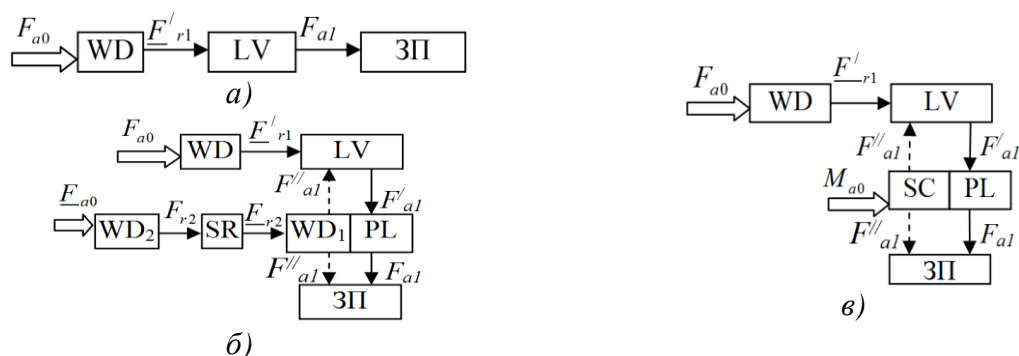


Рис. 3 – Структурні схеми ПрЗ: а) традиційної конструкції; б) з механічною ланкою самоналагодження; в) з електромеханічною ланкою самоналагодження

Висновки

Вперше продемонстровано спосіб кодування генетичної інформації самоналагоджувальних ПрЗ на різних рівнях складності структури та опис їх конструкції з допомогою генетичних формул з подальшим аналізом їх структурних схем.

Перелік джерел літератури: 1. Балашов Е.П. Эволюционный синтез систем. /Е.П. Балашов – М.: Радио и связь, 1985. –328 с. 2. Кузнецов Ю.Н., Герра Ж.А. Хамуйела, Аль-Рефо Ибрагим Фархан Салман "Описание и синтез зажимных механизмов станков на различных уровнях сложности структуры" Научный журнал «Технологічні комплекси» № 1 (9), Луцьк, ЛНТУ 2014 ISSN 2304-4519. – с. 12–20. 3. Кузнецов Ю.Н. Генетико-морфологический подход к созданию и прогнозированию развития зажимных механизмов для вращающихся деталей / Ю.Н. Кузнецов, А.Г. Хамуйела Жоакин, А. Попаров // Journal of the Technical University – Sofia/ - Plovdiv branch, Bulgaria “Fundamental, vol. 19, Book 2, 2013. – pp. 7-13. 4. Кузнецов Ю. Н., Сидорко В.И., Булах И.И. Самонастраивающиеся приводы зажима токарных автоматов // Станки и инструмент.- 1983.-№10. – с. 18 – 19. 5. Самонастраивающиеся зажимные механизмы: Справочник /Ю.Н.Кузнецов, А.А.Вачев, С.П.Сяров, А.Й. Цървенков: под ред. Ю.Н.Кузнецова.- К.: «Тэхника»; София: Гос. Изд-во «Техника», 1988.- 222с. 6. Шинкаренко В.Ф. Основы теории эволюции электромеханических систем. – К.: Наукова думка, 2002. – 288 с. 7. Hamuyela J.A. Guerra, Kuznetsov Y.N., Ibrahim Al-Refo Farhan. Creation of new clamping mechanisms using genetic-morphological method // Journal of mechanical engineering NTUU «Kyiv Polytechnic Institute» №67, 2013, ISSN 2305-9001. – pp. 155–162. 8. Yuriy Kuznietsov, Vasiliy Shynkarenko. The Genetic approach is the key to innovative Synthesis of complicated Technical Systems. Journal of the Technical University at Plovdiv, Bulgaria Fundamental Sciences and Applications/ Volume 16, book 2, 2011. P.p.15 – 33.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф. ДДМА

ГЕНЕТИЧНІ ФОРМУЛИ ОПИСУ І СТРУКТУРНІ СХЕМИ САМОНАЛАГОДЖУВАЛЬНИХ ПРИВОДІВ ЗАТИСКУ

Кузнецов Ю.М., Придальний Б.І.

Одним з варіантів підвищення якості затиску не каліброваних заготовок є використання самоналагоджувальних приводів затиску, що мають змінну структуру. У статті розглянуто принципові схеми приводів механізмів затиску заготовки традиційної конструкції та з механічними і електромеханічними ланками самоналагодження. Наведено приклад опису генетичної інформації самоналагоджувальних приводів затиску на різних рівнях складності структури та продемонстровано відповідні їм структурні схеми.

ГЕНЕТИЧЕСКИЕ ФОРМУЛЫ ОПИСАНИЯ И СТРУКТУРНЫЕ СХЕМЫ САМОНАСТРАИВАЮЩИХСЯ ПРИВОДОВ ЗАЖИМА

Кузнецов Ю.Н., Придальный Б.И.

Одним из вариантов повышения качества зажима некалиброванных заготовок является использование самонастраивающихся приводов зажима, имеющих переменную структуру. В статье рассмотрены принципиальные схемы приводов механизмов зажима заготовки традиционной конструкции и с механическими и электромеханическими звеньями самоналадки. Приведен пример описания генетической информации самонастраивающихся приводов зажима на разных уровнях сложности структуры и продемонстрировано соответствующие им структурные схемы.

THE GENETIC FORMULAS OF DESCRIPTIONS AND STRUCTURAL SCHEMES SELF-ADAPTING ACTUATORS OF CLAMPING

Kuznetsov Y.N., Prydalnyi B.I.

One option for improving the quality of clamping of non-calibrated pieces is the use of self-adjusting clamp drive with variable structure. The article describes the concepts schemes of actuators of clamping mechanisms which has traditional construction and with mechanical and electromechanical units of self-adapting. The example describing the genetic information of self-adapting clamping actuators at different levels of structural complexity and the demonstrated their structural schemes.

Ключові слова: Самоналагоджувальний привод затиску, змінна структура, затискний механізм, силові потоки, еволюційна теорія розвитку.

Ключевые слова: Самонастраивающийся привод зажима, переменная структура, зажимной механизм, силовые потоки, эволюционная теория развития.

Keywords: Self-drive clamp, variable structure, clamping mechanism, power flows, the theory of evolutionary development.

Дата надходження статті: 29 квітня 2015 р.

УДК 621.01

Солодкий В.І., Глоба А.В.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
solodrijvi@bigmir.net, g_a__v@ukr.net

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ФОРМОУТВОРЕННЯ

Вступ

Розвиток комп'ютерних технологій і їх впровадження в машинобудування, призвели до докорінних змін в підході до вирішення задач реалізація поверхонь складного профілю та віртуального моделювання процесів формоутворення [1-3].

Використання верстатів ЧПК збільшило продуктивність і ефективність технологічних процесів за рахунок зменшення часу обробки деталі та використання більш ефективних способів формоутворення [4].

Застосування високошвидкісних приводів у верстатобудуванні і реалізація принципу прямої кінематики, збільшило точність оброблення та дозволило методами різання утворювати поверхні високої точності та складності.

Деталі з складними поверхнями мають широке використання в багатьох галузях. Для їх оброблення, як правило, застосовується спеціальний різальний інструмент з складним профілем вихідної інструментальної поверхні (ВІП) та її твірної [5,6]. Процес корекції геометричних параметрів ріжучої частини за результатами обробки експертної партії деталей [7], економічно не доцільний.

Формулювання проблеми.

Для складного спеціального ріжучого інструменту, який застосовують при виготовленні складнопрофільних поверхонь, гострим питанням є відновлення працездатності після переточки. Часто при цьому інструмент втрачає точність, і сама операція переточки може вимагати великих витрат на свою реалізацію. Тому замість проектування і виготовлення нового спеціального різального інструменту використовується стандартний порівняно дешевий і простий.

Однак після переточки такого інструменту він змінює свої розміри, що викликає необхідність корегування програм та кінематичних схем переміщення інструменту.

З іншого боку, застосування постійного чисельного значення подачі під час оброблення фасонної поверхні призводить до того, що шорсткість різних ділянок деталі виявляється різною, тобто деталь оброблена за всіма вимогами має різні параметри шорсткості на своїх поверхнях.

Постановка задачі.

Отримання складної фасонної поверхні стаціонарним різальним інструментом можливо тільки використовуючи перемінну кінематичну подачу інструмента різної чисельної величини, яка залежить від форми перерізу поверхні деталі в напрямку переміщення інструменту.

Виходячи зі всього вище сказаного можна стверджувати наступне. Однією із задач дослідження в цій роботі є розробка рекомендацій по вибору вихідної інструментальної поверхні та режимів різання для обробки фасонної складнопрофільної деталі. Під вибором режимів різання будемо розуміти те, що провівши відповідний аналіз самої оброблюваної поверхні її можна розділити на характерні ділянки (зони), в кожній з яких можна розрахувати напрям траєкторій робочих переміщень інструменту та значення подачі. Отже кінцевою метою дослідження є визначення напрямку переміщення інструменту та його подачі, які забезпечують постійну величину шорсткості всієї фасонної поверхні.

Викладення матеріалу.

Введемо поняття зони контакту - зона окреслена кривою, що одержана в результаті перетину вихідної інструментальної поверхні інструменту з поверхнею допусків деталі.

Дане завдання може бути вирішене методом ітерації. На першому кроці приймається деяке приблизне значення подачі, потім в результаті розрахунків одержуємо величину коре-

кції подачі і значення нової подачі. Послідовність вирішення поставленої задачі приймемо такою:

- розраховуємо перше наближене значення подачі;
- знаючи величину подач уздовж кожної головної площини, визначимо розташування розрахункових точок;
- розрахуємо параметри зон контакту в кожній з розрахункових точок;
- за результатами аналізу параметрів контакту інструменту та поверхні допуску визначимо напрям корегування чисельної величини подачі.

Найбільша і найменша осі зони контакту лежать в головних площинах незалежно від форми ВІП і деталі (оскільки орієнтація головних площин вибрана виходячи із ступеня комфортності ВІП і Д) тому переходимо до розгляду завдання в головній площині.

Для вирішення поставленої перед нами задачі був використаний метод січних площин [8]. Він полягає в тому, що було проведено ряд площин паралельно основним площинам. Всі розрахунки проводяться в кожній з них окремо від інших. Даний метод був вибраний виходячи з того, що характерні осі зони контакту (найбільша або найменша) завжди лежать в головній площині. Адже головні площини були орієнтовані в умов "комфортності поверхонь". Таким чином задачу, поставлену перед нами, необхідно вирішувати в головних площинах.

В процесі рішення задачі оптимізації, подібно до реальної оброблення деталі на вертикально фрезерному верстаті з ЧПК було імітовано положення інструменту, які він займає в процесі обробки відносно поверхні деталі. Математична модель деталі включає окрім поверхні деталі Д (геометрична характеристика), ще й поверхню допуску Д(П) (технологічна характеристика). Інструмент в процесі оброблення видаляє матеріал, однією з умов є те що він в процесі обробки не порушує поверхні Д деталі. В наслідок перетину інструменту з поверхнею допуску Д(П) він видаляє матеріал. Якщо розглядати процес обробки через конкретні проміжки часу, то видалений матеріал буде в вигляді зони контакту (рис. 1).

На певному етапі розв'язку вирішення задачі ми отримуємо ряд зон контактів інструмента з поверхнею допуску Д(П). Аналізуємо отримані результати та робимо висновки щодо повноти оброблюваності поверхні при заданих режимах різання (зокрема величини подачі). Далі при необхідності корегуємо подачу інструменту таким чином, щоб забезпечити обробку поверхні повністю (повне перекриття зонами контакту поверхні деталі) з заданими параметрами геометричної точності (припуск на виготовлення поверхні деталі, шорсткість и т.д.)

Поставлену задачу по оптимізації вирішуємо в кожній з головних січних площин окремо від інших, адже вони не пов'язані між собою. Отримані результати в кожній із цих площин об'єднуємо спеціальною програмою окремо від алгоритму основної програми для її спрощення. Поставлена задача вирішується наближеними (із задовольняючою нас точністю) методами.

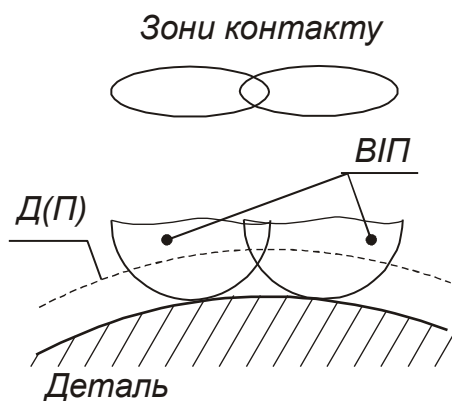


Рис 1. Зони контакту

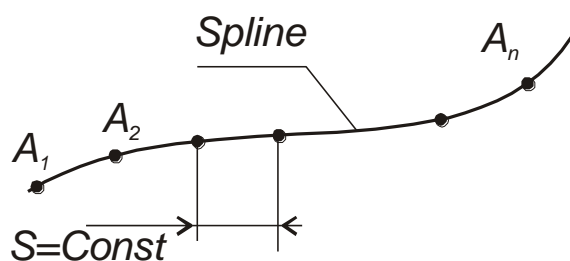


Рис 2. Сплайн перетину поверхні деталі головною площиною

Можливі два випадки формоутворення фасонної поверхні. В першому випадку подача інструменту на початку розраховується з умови, що обробка ведеться простої поверхні (прямолінійної прямої чи нахиленої під незначним кутом), як правило, її форма та габарити визначаються виходячи з форми конкретно заданої складної поверхні.

В другому випадку, коли форму простої поверхні, яка приблизно б відповідала заданій складній поверхні, складно визначити, тоді подача приймається як будь яке ціле додатне число.

Різниця між вище переліченими визначеннями першого значення подач полягає в числі ітерацій обчислень. В першому їх буде менше, а другому – більше, але він набагато простіший.

При розгляді одного з перетинів (Рис. 2) отриманий сплайн є лінія, як результат перетину поверхні деталі D з розглянутою головною площиною. Вона отримана з ряду точок деталі апроксимованих за допомогою сплайнів. Кількість елементів що приймають участь в даній операції повинна бути достатньою для забезпечення належної точності представлення об'єкту, що апроксимується.

Повздовж цієї лінії з рівномірним кроком та рівними величинами прийнятої раніше подачі, відкладаємо розрахункові точки A_i . Зауважимо, що сплайн-апроксимація повинна мати більшу густоту елементів ніж кількість розрахункових точок.

Для подальших розрахунків необхідно математично відобразити поверхню допуску $D(\Pi)$ (рис. 3).

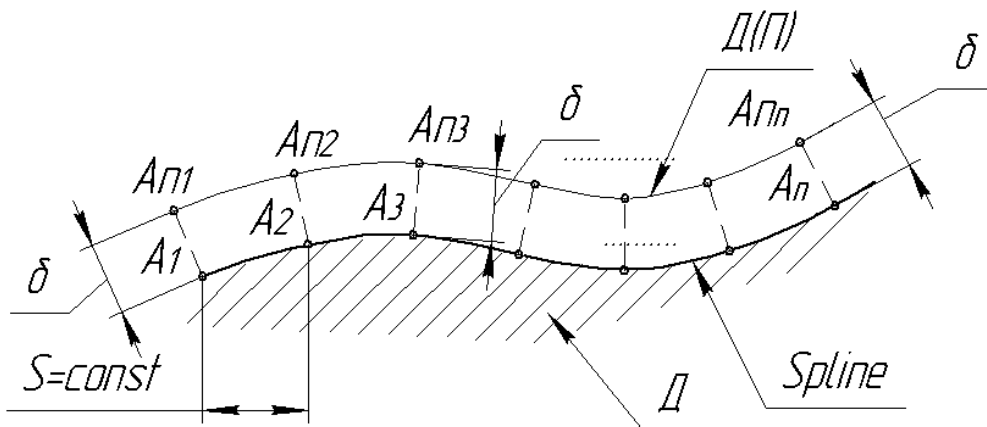


Рис 3 . Поверхня допусків $D(\Pi)$

Закон розподілення допуску на поверхні деталі є відомим. В нашому випадку він розподіляється нормально, або рівномірно віддалений від поверхні деталі D на величину поля допуску, величина якого задана початковими умовами. Необхідно в кожній розрахунковій точці знайти нормаль до поверхні деталі. Знаючи параметри сплайн-апроксимації лінії *Spline* (рис.3) можливо визначити нормаль до неї.

Саме перетин ВІІ інструменту, що дотикається поверхні деталі D в розрахунковій точці, з поверхнею допусків $D(\Pi)$, утворюють лінію, яка обмежує зону контакту. При розгляді задачі в січній площині в результаті перетину отримуємо лінію, що характеризує деталь D . Тобто лінію, яка є твірною ВІІ інструмента (дотична до поверхні D в розрахунковій точці), та лінію, що характеризує $D(\Pi)$ в даному перетині. Задача в площині (рис. 4) зводиться к знаходженню точок перетину ліній ВІІ и $D(\Pi)$. Відстань між парами таких точок буде величиною вісі зони контакту.

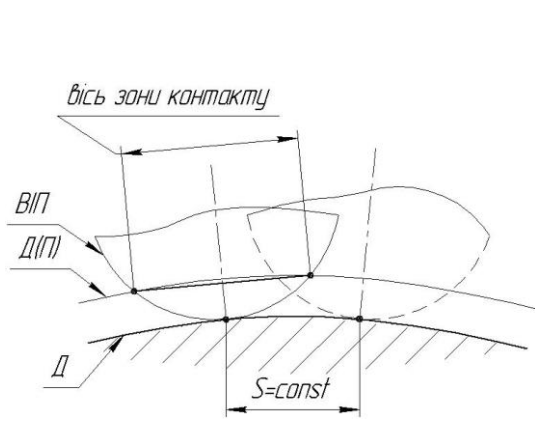


Рис 4. Вісь зони контакту

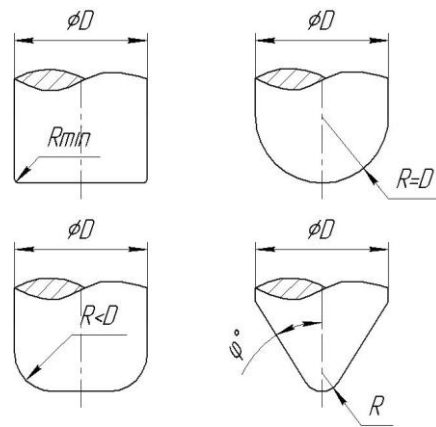


Рис 5. Форми пальцевих фрез

Форма та розміри твірної ВІП може бути різною (рис. 5). Загалом це не впливає на хід розв'язку задачі. Оскільки внаслідок цієї зміни алгоритм подальших розрахунків суттєво не міняється. Характерні вісі зони контакту розміщені також в головних площинах. Форма самої ж зони залежить від форми ВІП. Різноманітність форм впливає на міру складності аналітичного представлення їх в програмі.

Саме на цьому етапі необхідно визначитись з тим, який тип обробки застосовано, а саме на 3-ьох (рис. 7) чи 5-ти (рис. 6) координатних фрезерних верстатах з ЧПК.

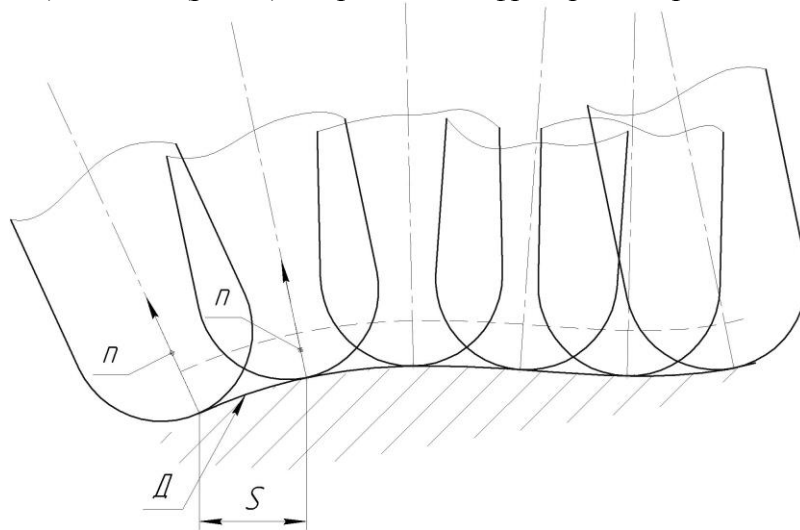


Рис 6. Схема обробки на 5-ти координатних фрезерних станках з ЧПК

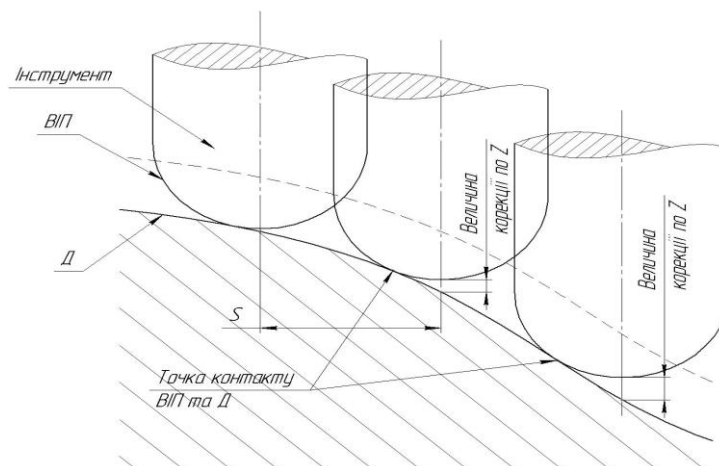


Рис 7. Схема обробки на 3-ьох координатному фрезерному станку з ЧПК

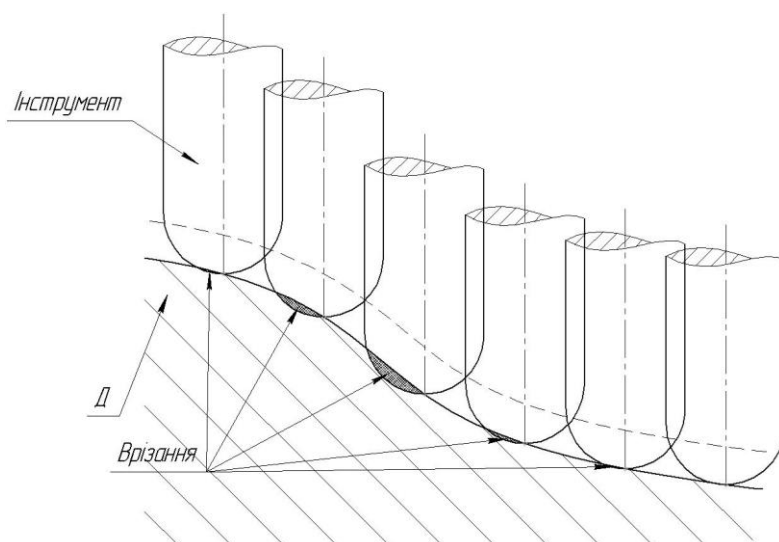


Рис 8. Помилкова схема обробки на 3-ьох координатному фрезерному станку з ЧПК

Суттєва різниця між ними полягає в тому, що при обробці на 3-ьох координатних станках інструмент займає ряд положень при якому вісь його, або вертикальне, або нахилене під певним кутом фіксоване положення. Цей факт суттєво впливає на аналітичну форму опису ВІП інструмента. Потрібно окремо визначати точку контакту його з поверхнею Д, виходячи з умов рівності кутів дотичних ВІП та Д визначити величину поправки на врізання (рис.8).

Таким чином в програму вводиться цілий блок, що визначає величину поправки по осі інструменту (профілю ВІП інструмента). Причому в кожній розрахунковій точці по профілю деталі Д ця величина буде різна.

При моделюванні обробки поверхні деталі Д на 5-ти координатному вертикально фрезерному станку з ЧПК. В такому спеціальному модулі потреби немає, оскільки завдяки своїй кінематиці шпиндель станка виконує такі рухи, при яких вісь інструмента займає нормальне положення, щодо поверхні оброблюваної деталі. Таким чином при обробці на 5-ти координатних станках вісь інструменту співпадає з нормаллю до поверхні. Цей факт значно спрощує аналітичний опис ВІП, так як точка контакту ВІП інструмента постійно знаходиться в вершині інструмента на його осі, положення не зміни впродовж всього профілю деталі Д.

Висновки.

Аналіз результатів проведених досліджень формоутворення фасонних складних поверхонь на верстатах з числовим керуванням показує, що для тримання поверхні деталі з однаковими параметрами шорсткості по всіх площині необхідно застосовувати кінематичні схеми руху інструмента, які характеризуються перемінним напрямком подачі та її величини.

Запропонована методика опису кінематики формоутворення дозволяє визначити напрям переміщення інструменту (напрямок подачі) який забезпечує максимальне скорочення часу витраченого на оброблення фасонної поверхні. Показано загальну методику ітераційного визначення чисельної величини подачі, яка за умови максимальної продуктивності процесу формоутворення забезпечую потрібну шорсткість рівномірно розподілену по всій деталі.

Розроблена методика може бути застосована під час підготовки керуючих програм для багатокоординатних верстатів з числовим керуванням при формоутворенні складних фасонних поверхонь. Це на сам перед відноситься до авіаційної та суднобудівної галузей машинобудування.

Перелік джерел літератури: 1. Чемборисов Н.А. Систематизация признаков способа формообразования // СТИН – 2002. - №8. – с.32-35. 2. Сморгалов Н.В. Численное моделирование поверхностей при обработке резанием. – Набережные Челны: КамПИ, 2003. - 203с. 3. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел. – М: Изд-во Станкин. 1999. – 272с. 4. Беклешов В., Морозова Г. САПР в машиностроении. С.пб.: Машиностроение 2005. – 141 с. 5 Радзевич С.П. Классификация рабочих поверхностей деталей и инструментов

-Днепродзержинск: Днепродзержинский индустриальный институт 1988. 185с. 6. Вайсбург В.А. Медведев Б.А. и др. Автоматизация технологической подготовки авиационного производства на базе ЭВМ и оборудования с ЧПУ. Л.: Машиностроение. 1990 . 350 с. 7. Евгеньев Г.Б. Основы программирования обработки на станках с ЧПУ. М.: Машиностроение , 1999. – 304с. 8. Солодкий В.И. Метод подвижной поверхности при профилировании инструмента. Вестник КПИ Машиностроение 2004, вып. 45. С. 96-98.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф. ДДМА

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ФОРМОУТВОРЕННЯ

Солодкий В.І., Глоба А.В.

Представлена прогноуюча математична модель формоутворення складно-профільної поверхні на верстаті з ЧПК дозволяє ще до початку оброблення деталі, виконати аналіз умов формоутворення, призначити за його результатами доцільні значення та напрямок подачі, які забезпечують максимальну продуктивність при заданій шорсткості деталі.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ФОРМООБРАЗОВАНИЯ

Солодкий В.И., Глоба А.В.

Представленная прогнозирующая математическая модель формообразования сложно-профильной поверхности на станке с ЧПУ позволяет еще до начала обработки детали, выполнить анализ условий формообразования, назначить по его результатам целесообразные значения и направление подачи, которые обеспечивают максимальную производительность при заданной шероховатости детали.

MODELING OF FORMATION PROCESSES

Solodkiy V.I., Globa A.V.

Presented predictive mathematical model of forming complex-profile surface on CNC machines allows even before processing the details to analyze the conditions of formation, to appoint its results appropriate value and direction of supply, providing maximum performance for a given roughness detail.

Ключові слова: формоутворення, фасонна поверхня, подача, шорсткість.

Ключевые слова: формообразование, фасонная поверхность, подача, шероховатость.

Keywords: formation, shaped surface, feed, roughness

Дата надходження статті: 17 квітня 2015 р.

УДК 621.7:378.147.88:339.166.5

Корчак О.С., Кривунь В.С.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна
helen_korchak@ukr.net

ЕФЕКТИВНЕ ЗАСТОСУВАННЯ НОВИХ ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ДЛЯ ООНОВЛЕННЯ ПАРКУ ОБЛАДНАННЯ ПІДПРИЄМСТВ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Сучасні сфери виробництва та світова економіка загалом повністю залежать від інноваційних технологій, які знаходяться в стані безперервного розвитку і оновлення та постійного випереджають за своїм науково-технічним рівнем існуючі технології в різних галузях народного господарства. Однак сутність цього випередження може бути завбачена заздалегідь фахівцями відповідних галузей при умові дотримання ними правил цивілізованого функціонування ринку інтелектуальної власності (ІВ) та системи комплексного правового регулювання інноваційної діяльності.

Кожен, хто має відношення до виробництва та розуміє сутність терміну «інноваційна економіка», погоджується, що процеси, які відбуваються в українському сьогодні, далекі від досконалих, а показники інноваційної діяльності не справляють ніякого враження. При цьому, згідно зі щорічними звітами Укрпатенту, в Україні виробляється колосальна кількість об'єктів промислової власності, які безумовно відповідають сучасним світовим тенденціям та у своїй більшості не поступаються закордонним аналогам. І це цілком зрозуміло, адже за останнє десятиліття кадрові склади усіх підприємств, вищих навчальних закладів та установ України суттєво омолодилися і молоді фахівці та науковці, будучи зрощеними на сучасних технологіях, не можуть не мислити прогресивно та не проявляти цікавість до інноваційних процесів. Цьому безумовно сприяли державні програми виявлення та підтримки талановитої молоді, щорічні конкурси молодих вчених та фахівців, їх заохочення тощо. Тому суб'єктів та об'єктів промислової власності багато, а відсоток впровадження цих об'єктів у вітчизняне виробництво залишається мізерним.

Однак не існує проблем, що не можуть бути вирішені. Ефективно застосувати нові інноваційні технології можливо навіть із незначними матеріальними витратами, наприклад, при оновленні парку обладнання підприємств машинобудування.

Розглянемо це більш детально.

Основне технологічне обладнання, що працює на більшості машинобудівних підприємств, знаходиться в експлуатації вже 30-40 років та навіть більше, тому потребує суттєвої модернізації. При цьому, як не парадоксально, але саме ця необхідна модернізація дасть змогу реалізувати багато інноваційних проектів. Бо як свідчить досвід експлуатації та проектування технологічного обладнання, найбільшу кмітливість та спритність потребує не стільки створення нового, а саме переробка (тобто модернізація) існуючого при відсутності коштів та жорсткій необхідності виконання виробничої програми. Особливо це вельми актуально нині, коли весь світ охоплений економічною кризою і ми в цій скрутній ситуації можемо проявити наші національні українські переваги – не маючи переважно нічого створити щось гідне та варте того, щоб пишатися.

Наше вітчизняне виробництво орієнтовано, перш за все, на підтримання заготівельних виробництв та збут сировинних ресурсів, а фізична сутність технологій, що використовуються при цьому, не схильна до морального старіння, тому визначає подовжений термін служби технологічного обладнання, що застосовується. При цьому нове обладнання відрізняється від попереднього, як правило, тільки показниками потужності, наявністю сучасних засобів автоматизації, механізації, спеціальних приводів тощо. Якщо переглянути українську базу даних, то серед винаходів та корисних моделей можна знайти багато цікавого та корисного, що буде складати саме ті сучасні ознаки, що відрізняють існуюче старе обладнання від нового. Їх застосування дасть змогу «прокачати» існуюче обладнання та отримати на ньому нові те-

хнологічні переваги при збереженні досить міцної несучої металоконструкції машин (базові деталі якої в переважній більшості не схильні до сильного фізичного зносу). За рахунок цього галузь по-перше з мізерними матеріальними витратами отримує вдосконалене обладнання з розвиненими технологічними можливостями, а по-друге дає змогу реалізуватися вітчизняним розробкам насамперед в українському виробництві, даючи поштовх для подальшого розповсюдження інноваційних процесів та залучення для їх реалізації все більшої кількості фахівців та об'єктів промислової власності. При цьому українські досягнення будуть стимулювати не закордонну економіку, а змушувати прогресувати саме вітчизняне виробництво, активізуючи власний ринок ІВ.

З фізичним зносом обладнання також можна боротися, зводячи його до мінімуму і тим самим подовжуючи термін дії несучої конструкції машин, вартість якої складає не менше 75-80% усієї машини, а строк проектування та виготовлення сягає декількох років [1]. При дослідженні української бази даних на винаходи та корисні моделі можна знайти цілу низку технічних рішень, спрямованих на підтримання характеристик міцності деталей машин, їх відновлення після подовженої експлуатації, способи досягнення значних коефіцієнтів запасу міцності при проектуванні машин тощо. Крім зазначеної бази в Україні накопичений колосальний обсяг наукової інформації з цієї тематики, доступ до якої відкритий. Не секрет, що українська наука безоплатна. В ній широко застосовується некомерційна форма передавання технологій. Це наукова та науково-технічна інформація, в тому числі наукові доповіді, збірники матеріалів наукових конференцій і семінарів, обмін результатами досліджень шляхом особистих контактів науковців та відвідань ними наукових установ, промислових підприємств (відрядження, стажування, виконання спільних наукових програм тощо), а також обмін науково-технологічними досягненнями та досвідом за тривалими програмами наукових досліджень [2]. До такої інформації також можна віднести ідеї та технічні рішення, що знайшли розвиток у дипломних проектах та курсових роботах студентів вищих навчальних закладів (ВНЗ) під керівництвом провідних викладачів-науковців. У ВНЗ відсутні кошти на доведення об'єктів промислової власності до комерційного товару, тобто неможливо довести ідею до технології, пройти дослідну стадію та використати її далі як інновацію. Але це під силу промисловим підприємствам. Таким чином, величезний резерв інноваційних технологій для промисловості, накопичений у науково-технічних розробках ВНЗ, залишається незадіяним у виробничих процесах. Багато з цих розробок запатентовано та могло б стати основою для формування інноваційних потоків за різними напрямками науки та техніки.

Враховуючи те, що в державі відсутня чітка ідентифікація потреб виробництва та економіки в цілому щодо складових частин технології, які вже морально застаріли, і негайну потребу стосовно яких відчуває держава, було б доцільним:

- проводити перепідготовку адміністративного складу ВНЗ і співробітників створених підрозділів з питань ІВ;
- проводити стажування, безоплатні (або за доступною ціною) семінари і тренінги для вивчення досвіду управління інноваційними процесами, трансфером технологій і знань у промисловість та інжинірингу;
- створити інформаційний електронний банк даних наукомістких технологій і ноу-хау, розроблених ученими ВНЗ придатних для впровадження на підприємствах України;
- створити інформаційний електронний банк даних розробок учених ВНЗ придатних для впровадження в країнах ЄС;
- виділяти фінансування безпосередньо на виконання перед комерціалізаційних науково-дослідних і дослідно-конструкторських робіт по доведенню об'єктів права інтелектуальної власності до комерційного товару;
- запровадити систему стимулювання винахідників, зайнятих в інноваційній діяльності, тому що діюча система оплати праці породжує зрівнювальність і не враховує особистий творчий внесок винахідників і слабо зв'язана з кінцевими результатами праці структурного підрозділу і інноваційної активності ВНЗ в цілому.

В останній час багато промислових підприємств України проводять на своїй базі науково-технічні конференції молодих учених та спеціалістів (автори статті були учасниками багатьох з них). Це взаємокорисні заходи, як для учасників, так і для самих підприємств – організатори законно отримують на добровільній безоплатній основі наукоємні технології, як і багато хто з учасників, користуючись узаконеною формою промислового шпигунства, при цьому всі обмінюються досвідом в установлених межах та налагоджують контакти. Такі заходи також сприяють залученню до інноваційних процесів вітчизняні розробки, але переважною більшістю на договірних чи безоплатних умовах без укладення ліцензійних угод.

В умовах інноваційної економіки раціональне використання інтелектуального капіталу в межах кожного машинобудівного підприємства є вкрай важливим, адже створення інноваційного продукту на основі науково-технічних розробок потребує оптимізації на кожному етапі його реалізації відповідних термінів, ресурсів, витрат тощо. З цією метою необхідним є створення на підприємстві інформаційно-аналітичних та робочих баз даних [3].

Зазначені бази даних будуть ефективними при умові безпосереднього доступу до них в межах підприємства всіх задіяних у проекті інженерно-технічних кадрів та зацікавлених в інноваційному розвитку осіб. При цьому ці бази спрямовані, перш за все, на створення нового знання, генерацію ідей, розробку удосконалених технічних рішень тощо з подальшим їх занесенням до існуючих інформаційно-аналітичних та робочих баз даних, автоматично їх поповнюючи та оновлюючи. Таким чином забезпечується нарощення інтелектуального капіталу підприємства при постійній безпосередній участі кожного його працівника.

Також важливою перешкодою для розповсюдження нових інноваційних технологій є належність багатьох промислових об'єктів приватним власникам, котрі, в переважній своїй більшості, бажають отримати надприбутки у найкоротший термін, нехтуючи інтересами виробництва, а до інноваційних технологій, які могли б оновити парк їх технологічного обладнання, їм зовсім немає ніякого інтересу. З одного боку це і зрозуміло, адже придбане нове обладнання одразу ж збільшує прибуток сьогодні, а що буде завтра майже нікого не цікавить. Але недостатня увага до вітчизняних об'єктів промислової власності, які могли б оновити це обладнання завтра, є неприпустимою та може в майбутньому стати фатальною. До того ж в умовах світової кризи, коли основне технологічне обладнання на підприємствах недостатньо завантажено, з'являється унікальна можливість замислитися над питаннями оновлення парку обладнання, звільняється час «пробороздити» вітчизняні бази даних науково-технічної інформації і, будьте впевнені, там завжди знайдеться багато корисного та гідного, що здатне зацікавити та здивувати будь-якого вибагливого фахівця. Треба тільки почати.

Запропоновані заходи за своєю сутністю можуть бути перенесені з галузі машинобудування на будь-яку іншу галузь народного господарства та мати там свої переваги. При цьому слід завжди пам'ятати, що будь-який прогрес починається з маленького кроку, який повинен зробити кожний вітчизняний виробник, фахівець, науковець тощо, не дозволяючи жодному з об'єктів промислової власності опинитися поза інноваційного процесу та залишитися незапитаним українським виробництвом. Адже економіка може бути «розумною» тільки тоді, коли фахівці, що її створюють, мають розвинене самоусвідомлення та непохитну впевненість у власних здібностях.

Перелік джерел літератури: 1. Пасечник Н.В., Сурков И.А. Обновление тяжелых машин в посткризисный период на основе инновационных проектов // МИР: Модернизация Инновации Развитие. – апрель – июнь, 2011. – С. 39-42. 2. Кривунь В.С., Корчак Е.С. Рассмотрение системы высшего технического образования как источника инновационных технологий для промышленности // Станочный парк: Санкт-Петербург. – №12 (100), 2012. – С. 14. 3. Патент 24891 України. Система створення інноваційного продукту на базі науково-технічних розробок та підвищення інтелектуального потенціалу підприємства/ Г.М. Скудар, В.А. Панков та ін. – заявка №u200610097. Заяв. 21.09.2006, Опубл. 25.07.2007, Бюл.№11.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ЕФЕКТИВНЕ ЗАСТОСУВАННЯ НОВИХ ІННОВАЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ ДЛЯ
ООНОВЛЕННЯ ПАРКУ ОБЛАДНАННЯ ПІДПРИЄМСТВ МАШИНОБУДУВАННЯ

Корчак О.С., Кривунь В.С.

В статті проаналізовано сучасний стан інноваційної діяльності в Україні, виявлені основні проблеми, що перешкоджають розповсюдженню інноваційних технологій. Розглянуто можливість їх ефективного застосування при оновленні парку обладнання підприємств машинобудування. Запропоновано рекомендації щодо залучення якомога більшої кількості суб'єктів та об'єктів промислової власності до інноваційних процесів.

ЭФФЕКТИВНОЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ НОВЫХ ИННОВАЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ ДЛЯ
ОБНОВЛЕНИЯ ПАРКА ОБОРУДОВАНИЯ ПРЕДПРИЯТИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Корчак Е.С., Кривунь В.С.

В статье проанализировано современное состояние инновационной деятельности в Украине, выявлены основные проблемы, препятствующие распространению инновационных технологий. Рассмотрена возможность их эффективного использования при обновлении парка оборудования предприятий машиностроения. Предложены рекомендации по привлечению как можно большего числа субъектов и объектов промышленной собственности к инновационным процессам.

EFFECTIVE USAGE OF NEW INNOVATIVE TECHNOLOGIES FOR RENEWAL THE
STOCK OF EQUIPMENT OF MACHINE-BUILDING ENTERPRISES

Korchak E.S., Krivung V.S.

Modern state of innovative activity in Ukraine is analyzed in the article, the main problems blocking the innovative technologies spreading are revealed. The possibility of its effective usage for renewal the stock of equipment of machine-building enterprises is considered. Recommendations of drawing in innovative processes as more amount of industry property subjects and objects as possible are given.

Ключові слова: Інноваційна діяльність, важке машинобудування, промислова власність, інтелектуальна власність, патент

Ключевые слова: Инновационная деятельность, тяжелое машиностроение, промышленная собственность, интеллектуальная собственность, патент

Key words: Innovative activity, heavy machine-building, industry property, intellectual property, patent

Дата надходження статті: 17 квітня 2015 р.

УДК 658.8.01: 005.21

Фадєєва Ю. В.

ХНЕУ ім. С. Кузнеця, м. Харків, Україна

ЗМІСТ ТА СУТНІСТЬ СТРАТЕГІЧНИХ РІШЕНЬ У КОРПОРАТИВНОМУ УПРАВЛІННІ ПІДПРИЄМСТВОМ

Вступ

Управління корпоративним підприємством значною мірою пов'язане із формуванням ефективної системи прийняття різнотипних управлінських рішень, що стосуються як стратегічної діяльності підприємств, так і їх оперативного реагування на зміну характеристик ділового середовища.

Стратегічні рішення є різновидом управлінських рішень і пов'язані з рішеннями, що мають значення для підприємства у цілому: його позиції по відношенню до конкурентів, споживачів, товарів, ринків, макросередовища тощо.

Основна частина

У корпоративному управлінні процес прийняття стратегічних рішень має певні особливості, що регламентуються Законом України «Про акціонерні товариства» [5]. Так, згідно цього закону рішення приймаються більшістю голосів на Загальних зборах акціонерів. Одна голосуюча акція надає акціонеру один голос для вирішення кожного з питань, винесених на голосування. Статутом акціонерного товариства може встановлюватися більша кількість голосів акціонерів, необхідних для прийняття рішень.

Отже, стратегічні рішення у корпоративному управлінні потребують суттєвої підготовки. Процес розробки та прийняття стратегічного рішення є тривалим та дуже відповідальним, оскільки виступає базою для рішень всіх ієрархічних рівнів підприємства.

Основними поняттями, що складають зміст стратегічного рішення слід назвати «стратегічні цілі», «стратегічні завдання», «вибір», «результат», «можливості». Крім того, має такі характеристики як «обмеження».

Цілі – це правила ухвалення рішень, що дають менеджменту можливість направляти діяльність фірми і відстежувати її результати [1]. Стратегічні цілі встановлюються на більш довгострокові періоди в порівнянні з іншими цілями й орієнтовані на досягнення ефекту в досить віддаленому майбутньому.

Стратегічні завдання – це ті конкретні рубежі, на досягнення яких спрямована діяльність, наприклад, розробка нового виду продукції (стратегічне завдання), яке в майбутньому забезпечить конкурентну перевагу (стратегічна ціль).

Вибір є дією, що надає цілеспрямованості всій діяльності. Саме вибір реалізує підпорядкованість всієї діяльності певній меті або сукупності цілей.

Вибір – стадія волі, що має на увазі селекцію однієї з двох або більше альтернатив, інколи після періоду обмірковування. Поняття «вибір» може трактуватися як те, з чого можна обрати; те, що обрано (або хто обраний), а також процедура обирання [4].

Результат – кінцевий наслідок послідовності дій. Можливі результати містять перевагу, незручність, вигоду, збитки, цінність і перемогу. Результат є етапом діяльності, коли визначено наявність переходу якості в кількість і кількості в якість.

В економіці результат – це створення нових благ. Новостворені блага повинні мати якість, яка відповідає певному критерію якості, котрий формується і встановлюється на основі існуючих вимог, що висувуються підприємством або суспільством і відображають рівень його потреб та рівень здатності задоволення цих потреб, який відтворюється у існуючій системі економічних відносин.

Можливість – це набір певних критеріїв, що дають змогу здійснити певну дію, або послідовність дій.

Обмеженнями є правила ухвалення рішень у корпоративному управлінні, які виключають деякі варіанти дій, тобто деяким чином обмежують свободу керівників [1].

На процес прийняття стратегічних рішень у корпоративному управлінні впливає багато обмежень (див. рис. 1).

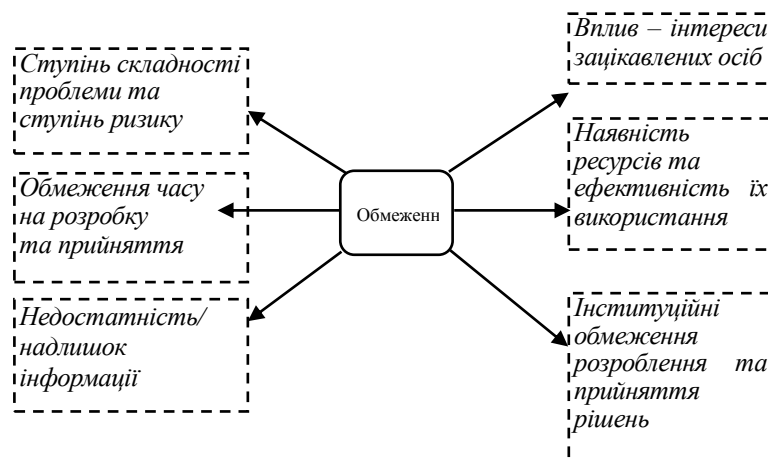


Рис. 1. Обмеження, що впливають на процес прийняття стратегічних рішень

Інформація необхідна для раціонального розв'язання проблем. Керівники можуть бути настільки перевантажені інформацією і поточною роботою, що не в змозі сприйняти існуючі можливості.

Однак часом необхідна для прийняття рішення інформація недоступна або коштує дуже дорого. У вартість інформації варто включити час керівників і підлеглих, затрачений на її збір, а також витрати, пов'язані з обробкою й аналізом інформації, використанням послуг консультантів. [7]

При прийнятті стратегічних рішень важливо враховувати ризик, який характеризує визначеність у прогнозуванні результату. Рішення приймаються в різних обставинах ризику та інколи в умовах визначеності, коли керівник точно знає результат кожного з альтернативних варіантів вибору.

Рішення приймається в умовах невизначеності, коли неможливо оцінити імовірність потенційних результатів. Це повинно буди, якщо вимагаючі обліку чинники настільки нові і складні, що про них неможливо отримати достатньо інформації. У результаті імовірність певного наслідку не можна передбачити з достатньою мірою достовірності. Невизначеність характерна для рішень, які доводиться приймати при швидко мінливих обставинах.

Зіштовхуючись із невизначеністю при прийнятті стратегічних рішень, керівники, по-перше, намагаються отримати додаткову інформацію і ще раз проаналізувати проблему, по-друге, діють у відповідності з минулим досвідом, думками та інтуїцією і роблять припущення про імовірність подій. [2, 6]

Обмеження часу на розробку та прийняття стратегічних рішень, неузгодженість інтересів зацікавлених осіб, наявність ресурсів, необхідних для прийняття стратегічного рішення, та ефективність їх використання, інституційні обмеження впливають як на саме рішення, так і на процес його розробки та прийняття. Взагалі, на прийняття рішень впливає велика кількість зовнішніх і внутрішніх обставин. Прийняття правильних рішень – це сфера управлінського мистецтва. Здатність і уміння робити це розвивається з досвідом, придбаним керівником протягом усього життя.

Зміст стратегічного рішення можна розглядати з різних сторін: економічної, організаційної, правової, технологічної, соціальної тощо [3].

Економічний зміст управлінського рішення виявляється в тому, що на його розробку і прийняття потрібні фінансові, матеріальні та інші витрати. Тобто кожне стратегічне рішення має реальну вартість.

Організаційний – дозволяє створити досить чітку й закріплену систему прав, обов'язків, повноважень і відповідальності працівників та окремих підрозділів щодо виконання певних операцій, робіт, етапів розробки та реалізації стратегічних рішень.

Правовий зміст передбачає визначення й точне дотримання зовнішніх і внутрішніх нормативних актів та положень.

Технологічний зміст виявляється в можливості забезпечення персоналу необхідними технічними, інформаційними засобами й ресурсами для розробки та реалізації стратегічних рішень.

Соціальний зміст стратегічного рішення виявляється в механізмі управління персоналом, у використанні певних інструментів впливу на людей [3].

Сутність поняття «стратегічне рішення» визначається як процес розробки, прийняття та реалізації управлінського рішення суб'єктом управління, що направлений на об'єкт управління та включає «суб'єкт» (особа, що приймає рішення), «об'єкт» (об'єкти вирішення проблем) та «процес» розробки, прийняття та реалізації стратегічного рішення (вибір у відповідності до стратегічного завдання). У процесі прийняття стратегічного рішення суб'єкту необхідно зробити вибір, тобто вирішити невизначеність в умовах множинності альтернатив.

Отже, сутність поняття «стратегічне рішення» включає «суб'єкт» (особа, що приймає рішення), «об'єкт» (об'єкти вирішення проблем) та «процес» розробки, прийняття та реалізації стратегічного рішення (вибір у відповідності до стратегічного завдання). У процесі прийняття стратегічного рішення суб'єкту необхідно зробити вибір, тобто вирішити невизначеність в умовах множинності альтернатив. Також важливим для розкриття сутності поняття «стратегічне рішення» є існування певного методичного забезпечення.

Суб'єктом у даному випадку, виступає особа, що приймає рішення. Особа, що приймає рішення (ОПР) – поширений термін (в дослідженні операцій, системному аналізі та ін), яким прийнято позначати суб'єкта управління, чим підкреслюється його відмінність від осіб чи організацій, які готують та обґрунтовують рішення (або варіанти, альтернативи рішення) – експерти, члени груп дослідження операцій, працівники штабів лінійно-штабної організаційної структури управління – та несе відповідальність за їх наслідки. ОПР – поняття збірне. Ним може бути не тільки одна людина ("індивідуальна" ОПР), а й група, колектив, організація ("групова" ОПР).

Система корпоративного управління є прикладом групової ОПР, в якій виділяють менеджерів, раду директорів і загальні збори акціонерів. Акціонери поступаються своїми правами з управління компанією спеціально найманим для цих цілей управлінцям, що здійснюють керівництво поточними справами.

Об'єктною складовою прийняття стратегічних рішень є проблемна ситуація. Проблемна ситуація лежить в основі будь-якого рішення. Термін "проблема" в перекладі з грецької мови означає "завдання", "питання". Проблемна ситуація – це ситуація, яка потребує втручання управлінця, прийняття ним рішення (особливо стратегічних рішень), призначеного перевести об'єкт управління з проблемного стану в інший, який більше відповідатиме завданням управління.

Вирішення проблемної ситуації потребує насамперед збирання відповідної інформації [3]. Першоджерелом постановки питання про виникнення проблемної ситуації у корпоративному управлінні можуть бути підлеглі, менеджери більш низького управлінського рівня, інші особи.

Виділяють два типи проблем:

- проблеми стабілізації – потребують таких рішень, які мають бути спрямовані на усунення недоліків, що перешкоджають функціонуванню системи. Розв'язання проблеми стабілізації забезпечує використання сукупності заходів, які не змінюють основних характеристик системи.

- проблеми розвитку, вдосконалення – потребують рішень, орієнтованих на підвищення ефективності функціонування системи за рахунок зміни основних характеристик об'єкта управління або системи управління ним. Для розв'язання таких проблем використовують сукупність заходів щодо переходу системи з існуючого стану в новий (кращий, удосконалений).

Третьою складовою поняття стратегічне рішення є процес. Прийняття стратегічних рішень являє собою усвідомлений творчий процес вибору однієї або декількох альтернатив з наявних або потенційно можливих варіантів дій, спрямованих на досягнення поставлених стратегічних цілей підприємства.

Процес прийняття рішень містить послідовне виконання чітко визначених етапів [1]. Прийняття стратегічних рішень відрізняється тим, що ці етапи носять умовний характер.

1 етап передбачає діагностику проблем. На цьому етапі виявляються проблеми, що мають або можуть мати місце у розробці або реалізації стратегій підприємства, ідентифікуються ризики, з якими підприємство може стикнутися при здійсненні своєї діяльності, відбувається накопичення інформації про проблему. Після цього виявлені проблеми ранжуються за критеріями невідкладності вирішення (терміновості), значущості для підприємства та тенденцій розвитку.

Діагностика проблеми включає:

- виявлення та опис проблемної ситуації (означає усвідомлення протиріччя між змінами у середовищі функціонування організації та її можливостями забезпечити за таких умов досягнення своєї мети);

- встановлення мети вирішення проблемної ситуації (визначення бажаного кінцевого результату вирішення проблемної ситуації);

- ідентифікація критеріїв прийняття рішення (визначення ознак, на підставі яких буде проводитись оцінка вирішення проблемної ситуації, а також упорядкування цих ознак за ступенем важливості) [4].

Накопичення інформації про проблему означає збирання й обробку різноманітних відомостей щодо проблеми, яка розглядається. Якість вирішення проблеми залежить від якості інформації про неї. Якість інформаційних матеріалів у свою чергу оцінюється за допомогою таких критеріїв:

1) об'єктивність – це інтегральний критерій, який поєднує у собі наступні часткові критерії:

- повнота інформації (наявність відомостей, включаючи суперечливі, які необхідні та достатні для прийняття стратегічного рішення);

- точність інформації (ступінь відповідності інформації оригіналу);

- несуперечливість інформації (окремі частини однієї і тієї самої інформації не мають суперечити одна одній);

- переконливість інформації (доведеність, достовірність інформації);

2) лаконічність – стислість та чіткість викладення інформації (досягається за рахунок високої згорнутості інформації без втрати її необхідної повноти);

3) актуальність – відповідність інформації об'єктивним інформаційним потребам;

4) своєчасність – здатність задовольняти інформаційну потребу у прийнятний для виконання строк;

5) комунікативність – властивість інформації бути зрозумілою для адресата [4].

2 етап: формування стратегічних рішень, що полягає у постановці завдання, формулюванні критеріїв і обмежень рішення та розробці альтернативних варіантів рішення. Розробка альтернатив є дуже важливим етапом, слід розглядати значну кількість різноманітних варіантів вирішення однієї і тієї ж проблеми для того, щоб знайти найкраще. Методи розробки альтернативних варіантів стратегічних рішень можна об'єднати у три групи: формалізовані матричні інструменти, експертні індивідуальні і колективні методи («мозковий штурм», «635», «дерево рішень» та ін.), та досвід керівника.

Розробка альтернативних варіантів означає розробку, опис та складання переліку усіх можливих варіантів дій, що забезпечують вирішення проблемної ситуації.

Складність управління і полягає в опрацюванні щонайповнішої сукупності альтернатив, яка містить всі допустимі варіанти дій для досягнення встановленої мети. З іншого боку, збільшення кількості альтернатив ускладнює, збільшує вартість і розтягує у часі процес прийняття рішень. Тому обґрунтоване зменшення кількості альтернатив є фактором

підвищення ефективності процесу прийняття стратегічних рішень.

В процесі розробки альтернатив з метою обмеження їх кількості необхідно враховувати наступні вимоги до них:

- взаємовиключеність альтернатив – впливає з визначення категорії «прийняття рішення» як акту вибору. Однозначний вибір можливий лише за умови, коли альтернативи виключають одна одну;

- забезпечення однакових умов опису альтернатив: часових, ресурсних, зовнішніх тощо (однакових «стартових» умов для кожної альтернативи).

3 етап: підготовка стратегічних рішень. Саме до цього етапу інтегрується процес ризик-менеджменту, який включає в себе аналіз (ідентифікацію) ризиків у розроблених стратегічних альтернативах, оцінку рівня ризику в альтернативах, а також прийняття заходів щодо зменшення рівня ризику або послаблення його можливого негативного впливу [4].

Основні методи прийняття стратегічних рішень в ситуації ризику можна поділити на кількісні (математичні, статистичні, метод побудови кривої ризику, метод статистичного розподілу збитків, аналіз доцільності витрат, метод аналогії, імітаційного моделювання, ігрові моделі) та якісні (метод експертних оцінок, метод Дельфі, сценарний метод, метод побудови «дерева рішень», «дерева подій» та ін.) [1].

Основними методами прийняття стратегічних рішень в умовах невизначеності (неповноти або неточності інформації) є метод аналізу ієрархії; методи прийняття рішень при нечіткій вихідній інформації (нечіткі множини та нечітка логіка); якісні методи прийняття рішень, в яких використовуються тільки такі способи отримання інформації від експертів і логічні процедури для побудування висновків, які згідно даних психологічних досліджень, відповідають можливостям людської системи переробки інформації [1].

Після того, як виявлено ризики в розроблених альтернативах і визначено їх рівень у кількісному або якісному виразі, обирається найкраще для даних умов рішення. В умовах ризику рішення звичайно приймається на основі критерію максимуму очікуваного середнього виграшу або мінімуму очікуваного середнього ризику. Обране рішення відповідним чином оформлюється (наказ, розпорядження, вказівка).

4 етап: реалізація стратегічних рішень. На цьому етапі прийняті рішення доводяться до виконавців, організується їх виконання, здійснюється поточний контроль за ходом реалізації стратегічних рішень, після виконання яких оцінюється ступінь вирішення проблеми. Якщо проблема не вирішена, слід повернутися до першого етапу [4].

Отже, процес прийняття стратегічних рішень підприємства є безперервним. Своєчасне виявлення проблем і прийняття відповідних стратегічних рішень, що містять придатний для конкретного підприємства рівень ризику, дозволить уникнути значних негативних наслідків у майбутньому.

Заключним етапом процесу прийняття стратегічних рішень повинна бути оцінка можливих наслідків. Недооцінка політичного чинника може привести організаційну перебудову на підприємстві до дестабілізуючого результату. Також в ієрархії оцінюваних слід виокремити економічні наслідки прийнятого стратегічного рішення. Будь-яке рішення у виробництві неминує тягнути за собою економічні наслідки [4].

Висновок

Стратегічне рішення, що приймається в системі корпоративного управління підприємством має певні особливості, основними з яких слід зазначити нормативну базу та колегіальність прийняття. Однак практика функціонування корпоративних підприємств свідчить про недостатній розвиток засобів і методів, застосовуваних у процесах прийняття стратегічних рішень, що негативно позначається на їх обґрунтованості і якості. Крім того, колегіальність прийняття рішень характерна для підприємств корпоративного сектора, накладає певні обмеження на їх організацію та інструментарій прийняття.

Перелік джерел літератури: 1. Ансофф И. Новая корпоративная стратегия / И. Ансофф – СПб.: Питер, 1999. – 416 с. 2. Блюмин С. Л. Модели и методы принятия решений в условиях неопределенности / С. Л. Блюмин, И. А. Шуйкова. – Липецк : ЛЭГИ, 2001. – 138 с. 3. Бондаренко М. Ф. Моделирование и проектирование бизнес-систем: методы, стандарты, технологии: учеб. пособ. / М. Ф. Бондаренко, С. И. Маторин, Е. А. Соловьева. – Х. : Компания СМИТ, 2004. – 272 с. 4. Денисов А. Ю. Экономическое управление предприятием и корпорацией / А. Ю. Денисов, С. А. Жданов. – М. : Изд-во «Дело и Сервис», 2002. – 416 с. 5. Забелин П. В. Основы корпоративного управления концернами / П. В. Забелин – М. : ПРИОР, 1998. – 176 с. 6. Мухин В. И. Исследование систем управления / В. И. Мухин. – М. : Экзамен, 2002. – 384 с. 7. Audretsch D. B., Lehmann E. E., Plummer L. A. Agency and Governan cein Strategic Entrepreneurship // Entrepreneurship Theory and Practice. 2009. Vol. 33. N 1. P. 149–166.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДДМА

СОДЕРЖАНИЕ И СУЩНОСТЬ СТРАТЕГИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ В КОРПОРАТИВНОМ УПРАВЛЕНИИ ПРЕДПРИЯТИЕМ
ФАДЕЕВА Ю. В.

В статье раскрыто содержание и сущность стратегического решения, принимаемого в корпоративном управлении предприятием, а также указаны ограничения, влияющие на процесс принятия стратегических решений на корпоративных предприятиях.

ЗМІСТ ТА СУТНІСТЬ СТРАТЕГІЧНИХ РІШЕНЬ У КОРПОРАТИВНОМУ
УПРАВЛІННІ ПІДПРИЄМСТВОМ
ФАДЕЄВА Ю. В.

У статті розкрито зміст та сутність стратегічного рішення, що приймається у корпоративному управлінні підприємством, а також зазначені обмеження, що впливають на процес прийняття стратегічних рішень на корпоративних підприємствах.

THE CONTENT AND ESSENCE OF STRATEGIC DECISIONS IN THE CORPORATE
ENTERPRISE MANAGEMENT
FADEEVAU. V.

The article deals with the content and essence of the strategic decisions taken in the corporate governance now, and these limitations affecting strategic decision making in corporate.

Ключевые слова: Стратегическое решение, корпоративное управление, содержание, сущность, принятия стратегических решений в корпоративном управлении

Ключові слова: Стратегічне рішення, корпоративне управління, зміст, сутність, прийняття стратегічних рішень у корпоративному управлінні

Keywords: Strategic decisions, corporate governance, content, essence, strategic decision making in corporate governance

Дата надходження статті: 30 квітня 2015 р.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

<i>Клименко С.Ан., Клименко С.А.</i> Розподіл напружень на передній поверхні різального інструменту із пнтм на основі КНБ	3
<i>Родічев Ю. М., Сорока О. Б., Ковальов В.Д., Васильченко Я. В., Шаповалов М. В.</i> Прискорене визначення опору руйнуванню і зношуванню різальних пластин при інтенсивному контактному навантаженні	10
<i>Равська Н.С., Ніколаєнко Т.П., Вовк В.В.</i> Геометричні параметри різців з передньою площиною, паралельною осі, при обробці трапеціодальних різьб	15
<i>Глоба О.В., Гречук А.І.</i> Методика визначення температури в зоні свердління ВПКМ	21
<i>Майданюк С.В., Іванюк В.М.</i> Товщина зрізу при роботі дисковими відрізними фрезами з різнонаправленими зубцями	26
<i>Плівак О.А.</i> Спіральне свердло з поліпшеною геометрією його передньої поверхні	31
<i>Федоран Ю.А., Барандич Е.С., Волкогон В.М., Антонюк В.С., Выслоух С.П., Аврамчук С.К.</i> Исследование влияния режимов механической обработки на усталостные характеристики инструментальных легированных сталей	38

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

<i>Ковалев В.Д., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Басова Е.В., Кравченко Д.А.</i> Линеаризация изотермической стационарной задачи смазывающих жидкостей высокоскоростных, тяжело нагруженных зубчатых передач тяжелых токарных станков с ЧПУ	45
<i>Петраков Ю.В.</i> Проектування самоцентруючого люнету	58
<i>Залога В.О., Нагорний В.В.</i> Діагностування технічного стану металообробного верстату	69
<i>Ковалев В.Д., Макогоненко В.С.</i> Разработка системы компенсации геометрических и температурных отклонений направляющих продольного движения тяжелого токарного станка нового поколения	76
<i>Миль Р., Портер Д., Литвиненко Т., Оборнев С.</i> Эффективное применение станков «OCUMA» для производства колец подшипников на ПУАО «ХАРП»	82

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

<i>Майборода В.С., Красновид Д.О., Ткачук І.В.</i> Вплив складу магнітно-абразивного інструменту на показники якості мітчиків з швидкорізальної сталі	86
<i>Shyberko V. V.</i> Investigation of Microstructure of structurally inhomogeneous materials with the application of applied program smart-eye	91
<i>Андреев А.А., Корчак Е.С.</i> Методика сборки контейнеров промышленных газостатов для изготовления инструментальных изделий на основе металлических порошков	97
<i>Воробйов С.П., Карпенко А.В., Равська Н.С.</i> Особливості нарізання арочних зубчастих коліс методом копіювання	102
<i>Кусий Я.М., Кузін О.А.</i> Вплив технологічного маршруту оброблення литих заготовок на формування пошкоджень	110
<i>Маркова М. А., Ячмень Ю. О., Алтухов А. В.</i> Новый инструмент для получения пустотелых заготовок методами интенсивных пластических деформаций	116
<i>Радев Х.К., Богев В.И., Василев В.А., Благов И.Х., Игнатова Е.Н., Волошин А.И. Буртасенков В.С., Надуев И.Е., Самойлов В.Н., Захарчук С.С.</i> Инновационная технология измерения геометрических параметров крупногабаритных ротационных деталей	121

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

<i>Майборода В.С., Ковальова Л.І., Ткачук І.В., Джулій Д.Ю.</i> Моделювання процесу зношення свердел після фінішного магнітно-абразивного оброблення	127
<i>Клименко Г.П., Кучма Е.В.</i> Разработка математических моделей для прогнозирования. Надежности сборных инструментов	132
<i>Шелковой А.Н., Клочко А.А., Набока Е.В., Мироненко Е.В., Кравцов А.Н.</i> Некоторые аспекты имитационного математического моделирования геометрических параметров процесса зубофрезерования	136
<i>Кузнецов Ю.М., Придальний Б.І.</i> Генетичні формули опису і структурні схеми самоналаджувальних приводів затиску	150
<i>Солодкий В.І., Глоба А.В.</i> Моделювання процесів формоутворення	155
<i>Корчак О.С., Кривунь В.С.</i> Ефективне застосування нових інноваційних технологій для оновлення парку обладнання підприємств важкого машинобудування	161
<i>Фадєєва Ю.В.</i> зміст та сутність стратегічних рішень у корпоративному управлінні підприємством	165

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ НОТАТОК

ДЛЯ НОТАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №36

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №10 от 28.05.2015

Підп. до друку 18.06.2015
Ум. друк. арк. 8.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 11.
Зам. № 27

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003