

ISSN 2079-004X



ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО
УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»

53(959)'2012

Хар'ков

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТІ І НАУКИ, МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ
Національний технічний університет
«Харківський політехнічний інститут»

ВІСНИК

НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ «ХПІ»

Серія: Технології в машинобудуванні

№ 53 (959) 2012

Збірник наукових праць

Видання засноване у 1961 р.

Харків
НТУ «ХПІ», 2012

Вісник Національного технічного університету «ХПІ». Збірник наукових праць. Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ». – 2012. – № 53 (959) 2012. – 180 с.

Державне видання

Свідоцтво Держкомітету з інформаційної політики України

КВ № 5256 від 2 липня 2001 року

Збірник виходить українською та російською мовами.

Вісник Національного технічного університету «ХПІ» внесено до «Переліку наукових фахових видань України, в яких можуть публікуватися результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук», затвердженого постановою Президії ВАК України від 26 травня 2010 р., № 1 – 05/4 (Бюлєтень ВАК України, № 6, 2010 р., с. 3, № 20).

Координаційна рада:

Л. Л. Товажнянський, д-р техн. наук, проф. (голова);
К. О. Горбунов, канд. техн. наук, доц. (секретар);
А. П. Марченко, д-р техн. наук, проф.; С. І. Сокол, д-р техн. наук, чл.-кор. НАН України;
Є. Є. Александров, д-р техн. наук, проф.; А. В. Бойко, д-р техн. наук, проф.;
Ф. Ф. Гладкий, д-р техн. наук, проф.; М. Д. Годлевський, д-р техн. наук, проф.;
А. І. Грабченко, д-р техн. наук, проф.; В. Г. Данько, д-р техн. наук, проф.;
В. Д. Дмитрисенко, д-р техн. наук, проф.; І. Ф. Домнін, д-р техн. наук, проф.;
В. В. Єпіфанов, канд. техн. наук, проф.; Ю. І. Зайцев, канд. техн. наук, проф.;
П. О. Качанов, д-р техн. наук, проф.; В. Б. Клепіков, д-р техн. наук, проф.;
С. І. Кондрашов, д-р техн. наук, проф.; В. М. Кошелевник, д-р техн. наук, проф.;
В. І. Кравченко, д-р техн. наук, проф.; Г. В. Лісачук, д-р техн. наук, проф.;
В. С. Лупіков, д-р техн. наук, проф.; О. К. Морачковський, д-р техн. наук, проф.;
В. І. Ніколаєнко, канд. іст. наук, проф.; П. Г. Перерва, д-р екон. наук, проф.;
В. А. Пуляєв, д-р техн. наук, проф.; М. І. Рищенко, д-р техн. наук, проф.;
В. Б. Самородов, д-р техн. наук, проф.; Г. М. Сучков, д-р техн. наук, проф.;
Ю. В. Тимофеєв, д-р техн. наук, проф.; М. А. Ткачук, д-р техн. наук, проф.

Редакційна колегія серії:

Відповідальний редактор: Ю.В.Тимофеєв, д-р техн. наук, проф.

Відповідальний секретар: В.В.Фролов, канд. техн. наук, доц.

Члени редколегії: С.С.Добротворський, д-р техн. наук, проф.;

В.Е.Карпусь, д-р техн. наук, проф.; О.Я.Мовшович, д-р техн. наук, проф.;

Ю.А.Сизий, д-р техн. наук, проф.; В.Д.Хіцан, д-р техн. наук, проф.;

О.А.Пермяков, д-р техн. наук, проф.; О.Н.Шелковой, д-р техн. наук, проф..

З номеру 42'2012 Вісник НТУ «ХПІ» має власну розширену нумерацію: № 42 (948) 2012.

Рекомендовано до друку Вченуою радою НТУ «ХПІ».

Протокол № 9 від 23 листопада 2012 р.

М.М. ПІДГАЄЦЬКИЙ, канд. техн. наук; доц.; КНТУ, Кіровоград.
К.К. ЩЕРБИНА, асп.; КНТУ, Кіровоград.

ГІДРОСТАТИЧНИЙ ХОН ДЛЯ ОБРОБКИ ОТВОРІВ МАЛИХ ДІАМЕТРІВ

У статті розглядається гідростатичний хон для обробки отворів малих діаметрів, а саме представлено його конструктивне виконання, математична модель роботи в статиці, яка підтверджується результатами дослідження твердотільної моделі, на основі методу кінцевих елементів в середовищі SolidWorks Simulation. Також висвітлено переваги та недоліки гідростатичного хону.

Ключові слова: гідростатичний хон, алмазно-абразивний інструмент для обробки отворів, пружна лінія балки, твердо тільна модель.

Вступ. Сучасні конструкції деталей керуючої гідроапаратури, гіdraulічних машин та інших виробів вимагають підвищеної точності та якості, особливо в отворах діаметром від 2 до 10 мм, тобто малих діаметрів. На основі проведеного дослідження існуючих алмазно-абразивних інструментів (хонінгувальна головка та алмазна розвертка) для обробки отворів малих діаметрів [1,2,3], виявлено ряд недоліків.

По-перше, хонінгувальна головка не дозволяє чітко відреагувати на зміну сили різання, яка пов'язана з геометричними відхиленнями оброблюемого отвору, як в повздовжньому, так і в поперечному перерізі. Даний негативний ефект пов'язаний з наявністю статичного та кінематичного тертя в ланках хонінгувальної головки. Також, обробка шліщевих та переривчастих отворів малих діаметрів призводить до ускладнення конструкції хонінгувальної головки та обмежень по величині діаметру оброблюемого отвору.

По-друге алмазна розвертка не дозволяє використання її в умовах автоматизованого виробництва, що обумовлено ручним налаштуванням необхідного розміру на обробку та вимагає постійного контролю за процесом зношування. Також, існує обмеження по оброблюемому діаметру, а саме не менше 6 мм [3], що пов'язано з конструктивним виконанням самої розвертки.

Отже, в основу дослідження поставлена мета створити алмазно-абразивний інструмент, який не матиме обмежень по оброблюемому діаметру та дозволятиме чітко реагувати на зміни в процесі обробки для отримання оптимальних показників точності та якості оброблюемого отвору.

Аналіз гідростатичного хону. На основі виявлених недоліків існуючих алмазно-абразивних інструментів запропоновано конструкція гідростатичного хону див. рис.1.

Гідростатичний хон виконаний у вигляді полого циліндричного тіла, який перетинають кільцеві пази.

Кільцеві пази утворюють поле циліндричне тіло перемінного перерізу. Гідростатичний хон працює за наступним принципом. Тиск, який утворюється в внутрішній порожнині полого циліндричного тіла перемінного перерізу за рахунок стискання робочої рідини, призводить до деформації в радіальному напрямку та збільшення початкового діаметру.

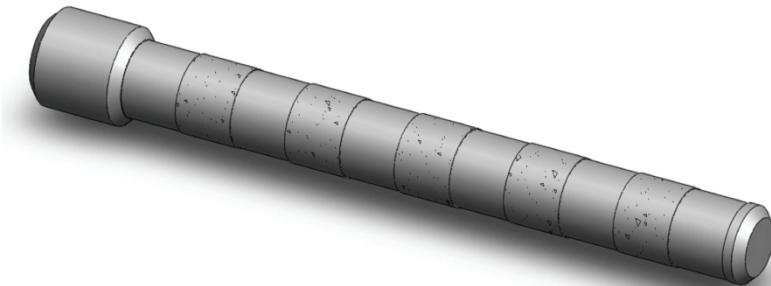


Рис. 1 – Гідростатичний хон

Таким чином, запропонована конструкція гідростатичного хону забезпечить регулювання розміру за рахунок пружних деформацій без будь-яких проявів статичного і кінематичного тертя в процесі регулювання.

Для підтвердження даних припущень необхідно побудувати математичну модель роботи гідростатичного хону на основі статичного аналізу. Тому, потрібно визначити сили необхідні і достатні для регулювання радіального розміру гідростатичного хону та забезпечення процесу різання. Розглянемо одну секцію гідростатичного хону перемінного перерізу затиснуту в отворі деталі див. рис. 2,а.

Для визначення сил та реакцій діючих в одній секції гідростатичного хону видалимо елемент двома сумісними меридіанними перерізами і двома перерізами, нормальними до меридіану див. рис.2,б [4,5].

В зв'язку з тим, що отриманий елемент має перемінну товщину стінки, це унеможливило його розрахунок як оболонкової форми та визначення реакцій, які виникають в точках переходу однієї товщини до іншої див. рис.2, в [4,6].

Припустимо, що найбільш вдалим способом розрахунку подібного елементу є представлення його у вигляді балки перемінного перерізу див. рис.2, г.

Отримана балка буде статично невизначеною, тому необхідно привести її до балки з єдиним перерізом. На кінці балки накладемо моменти затиску, це пов'язано з конструктивною особливістю ГСТХ. Місця зміни величини перерізу замінимо опорами див.3,а.

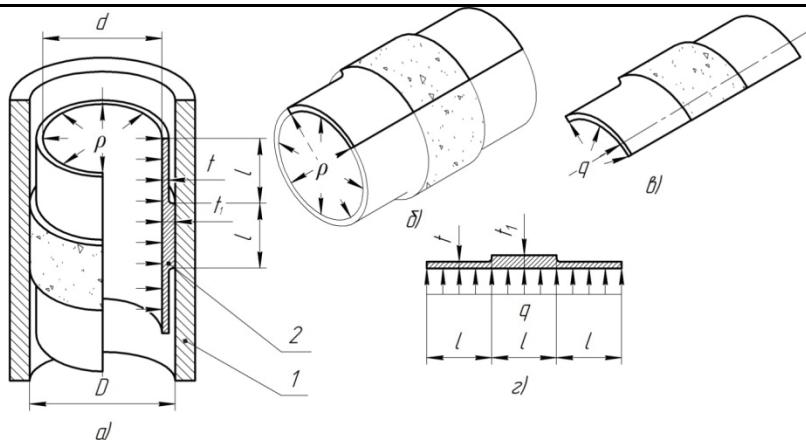


Рис. 2 – Схема дії навантажень на одну секцію гідростатичного хону: а – схема дії навантажень на одну секцію ГСХ; б – схема видалення елементу ГСХ; в – видалений елемент ГСХ під дією навантажень г – схема дії навантажень на одну секцію ПГХ в поперечному перерізі; 1 – оброблюєма деталь; 2 – одна секція ГСХ; d – діаметр внутрішньої порожнини ГСХ; D – діаметр отвору, що оброблюється; t – товщина стінки меншого перерізу; t_1 – товщина стінки більшого перерізу; ρ – тиску у внутрішній порожнині ГСХ; q – постійне навантаження; l – довжина ребра;

Після перетворень отримаємо трисекційну балку див. рис.3, б. У відповідності до вимог рівноваги складемо рівняння опорних реакцій.

$$\sum M_A = 0; -1.5ql + R_B l - M_1 + M_2 = 0 \quad (1)$$

де l – довжина секції;

q – постійне навантаження;

M_1 – моменти затиску;

M_2 – моменти затиску;

R_B – реакція опори в точці B;

$$\sum M_B = 0; -1.5ql + R_A l - M_1 + M_2 = 0 \quad (2)$$

де R_A – реакція опори в точці A;

$$\sum y = 0; R_a + R_B - 3ql - M_1 + M_2 = 0 \quad (3)$$

З рівняння 1 визначимо значення реакцію опори R_B

$$R_B = \frac{1.5ql + M_1 - M_2}{l} \quad (4)$$

А з рівняння 2 визначимо значення реакції опори R_A

$$R_a = \frac{1.5ql + M_1 - M_2}{l} \quad (5)$$

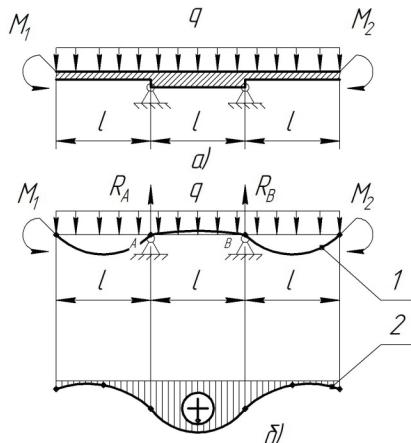


Рис. 3 – Проекція поперечного перерізу ГСТХ у вигляді балки з діючими силами: а – схема сил діючих в поперечному перерізі ГСТХ б – проекція поперечного перерізу ГСТХ у вигляді балки; 1 – пружна лінія балки; 2 – епюра моменту вигину; M_1, M_2 – моменти затиску; R_A – реакція опори в точці А; R_B – реакція опори в точці В; l – довжина секції; q – постійне навантаження;

Далі, для побудови епюру моменту вигину M_x розділимо балку умовно на три секції. Отже, рівняння першої частини буде мати наступний вигляд:

$$M_{X1} = R_A x_1 - \frac{q(l-x_1)^2}{2} - M_1 \quad (6)$$

де x_1 – довільна точка в першій секції;

Далі визначимо момент вигину на другій секції.

$$M_{X2} = R_A x_2 + R_B x_2 - \frac{q(l-x_2)^2}{2} \quad (7)$$

де x_2 – довільна точка другої секції;

Визначимо момент вигину третьої секції .

$$M_{X3} = R_B x_3 - \frac{q(l-x_3)^2}{2} - M_2 \quad (8)$$

де x_1 – довільна точка в першій секції;

На основі отриманих рівнянь побудуємо епюру моментів вигину див. рис. 3, в. На основі рівнянь моментів вигину визначимо рівняння пружної лініїожної секції. Визначимо рівняння першої секції.

$$EJy_1 = \int dx_1 \int R_A x_1 - \frac{q(l-x_1)^2}{2} - M_1 dx_1 + C \quad (9)$$

де Е – модуль пружності матеріалу;

J – момент інерції;

C – постійна зміна;

y_1 – значення зміни положення секції в напрямку віci Y.

Після математичних перетворень і підстановки значення реакції R_A та моменту M_1 отримаємо наступне рівняння пружної лінії першої секції.

$$y_1 = \frac{1}{EJ} \left[\frac{1.5ql}{24} x_1^3 - \frac{q(l-x_1)^4}{24} - \frac{ql}{4} x_1^2 \right] \quad (10)$$

Визначимо рівняння пружної лінії другої секції.

$$EJy_2 = \int dx_2 \int R_A x_2 + R_B x_2 - \frac{q(l-x_2)^2}{2} dx_2 + C \quad (11)$$

Так само перетворимо отримане рівняння та підставимо значення реакцій опор.

$$y_2 = \frac{1}{EJ} \left[\frac{1.5ql}{24} x_2^3 + \frac{1.5ql}{24} x_2^3 - \frac{q(l-x_1)^4}{24} \right] \quad (12)$$

Рівняння пружної лінії третьої секції буде ідентичним до рівняння першої секції. Це пов'язано тим, що момент M_1 дорівнює моменту M_2 а реакція в точці А R_A дорівнює реакції опори в точці В R_B .

На основі отриманих рівнянь побудуємо пружну лінію балки див. рис. 3,в.

Сумістимо отриману пружну лінію балки з профілем поперечного перерізу див. рис.4 та побудуємо її еквідстанту до профілю.

При побудові еквідстанти пружної лінії 3, будемо її відкладати від нейтральної віci 4. Нейтральна вісь 4 в кожному перерізі від котрого відраховують пружну лінію, проходить через центр ваги 5.

Для того щоб отримати еквідстанту до пружної лінії 2, необхідно розділити профіль поперечного перерізу гідростатичного хону на три частини в залежності від товщини. Для кожної секції будуємо еквідстанту.

Враховуючи отриману еквідстанту до пружної лінії можливо припустити, що це буде контур поверхні поперечного перерізу гідростатичного хону після деформації.

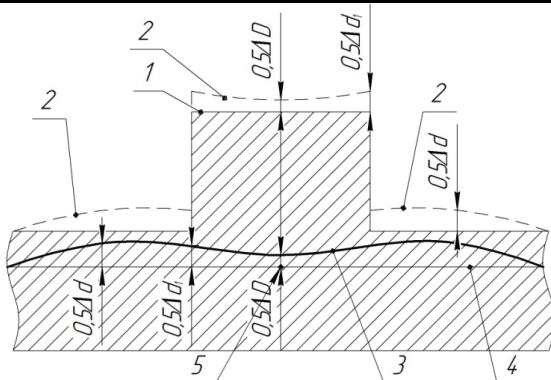


Рис. 4 – Схема суміщення пружної лінії з профілем поперечного перерізу гідростатичного хону; 1 - контур поверхні до деформації; 2 - еквідстанта до пружної лінії; 3 - пружна лінія; 4 - нейтральна вісь; 5 - центр ваги; Δd - приріст діаметру меншого перерізу; ΔD - приріст діаметру в точці зміни величини перерізу; $\Delta\Delta D$ - приріст діаметру більшого перерізу

Отже для підтвердження отриманого профілю гідростатичного профілю після деформації проведемо дослідження твердотільної моделі гідростатичного хону див. рис. 1 з використанням програмного продукту SolidWorks.

На твердотільній моделі необхідно визначити поверхні, які будуть зафіковані та поверхні, на які буде діяти тиск ρ див. рис. 5. Значення тиску приймемо $\rho=1,5$ МПа та матеріал гідростатичного хону Сталь 60С2 ГОСТ 14959-79.

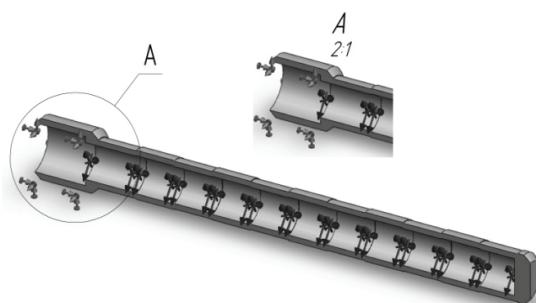


Рис. 5 – Схема прикладення тиску до твердотільної моделі: 1 – зафікована поверхня; 2 – поверхні до яких прикладений тиск.

Далі побудуємо сітку кінцевих елементів за допомогою SolidWorks Simulation див. рис. 6. [7]. Як відомо, чим вона щільніша, тим більше отримані результати відповідають дійсності [7].

Після побудови сітки проведемо дослідження. Результати деформації твердотільної моделі гідростатичного хону див. рис. 7.

У відповідності до рис.7. максимальної деформації зазнає дно гідростатичного хону. Деформація гідростатичного хону проходить і у відповідності до отриманих теоретичних математичних моделей викладених вище, що підтверджує рис. 7.



Рис. 6 – Сітка кінцевих елементів

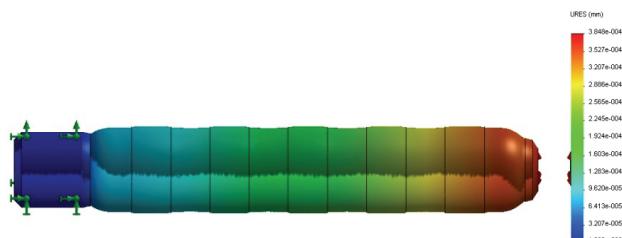


Рис. 7 – Результат деформації твердотільної моделі гідростатичного хону

Результати напружень, які виникають в процесі деформації твердотільної моделі гідростатичного хону див. рис. 8.

У відповідності до рис. 8. напруження, які виникають в процесі деформації дна мають рівномірний характер і знаходяться в межах від 2,957 до 4.140 Мпа, що відповідає умовам міцності.

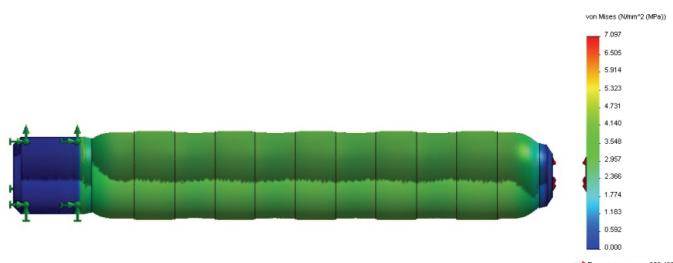


Рис. 8 – Напруження, які виникають в процесі деформації гідростатичного хону

Висновки. Отже запропонований гідростатичний хон дає можливість швидко та точно реагувати на зміни в процесі різання, а саме на зміну сил різання. Це стало можливо за рахунок переходу від статичного та кінематичного тертя. Тобто, від мікропереміщення до пружних деформацій поверхні. Також, обумовлений хон дає можливість обробляти отвори діаметром від 2 мм.

Отримані математичні моделі роботи хону та теоретичні припущення підтвердженні результатами досліджень в SolidWorks Simulation, які виявили певний недолік у конструкції гідростатичного хону, а саме в конструкції дна, так як воно слугує концентратором напружень, що може привести до його руйнування.

Список літератури: 1. С.И. Куліков, Ф.Ф. Ризванов, В.А. Романчук Прогресивные методы хонингования. - М.: Машиностроение, 1983. – 134 с. 2. И.Е. Фрагин. Новое в хонинговании. Москва. Машиностроение. 1980. 3. Богоординский Н.Н., Чубаров К.К., Лебедев Б.А., Технологическое оснащение хонингования – Л. Машиностроение 1984 – 237 с. 4. Бидерман В.Л. Механика тонкостенных конструкций. Москва. М.: Машиностроение. 1977. с.488. 5. Беляев Н.М. Сопротивление материалов. Изд-8е; М. 1953. 6. Авдонин А.С. Прикладные методы расчета оболочек и тонкостенных конструкций. 1969. с.400. 7. Алямовский А.А. Инженерный расчет в SolidWorks Simulation М.: ДМК Пресс. 2010. 462с.

Надійшла до редколегії 29.10.2012

УДК 621.923.5

Гідростатичний хон для обробки отворів малих діаметрів / М.М. Підгаський, К.К. Щербина // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.3-10. – Бібліogr.: 7 назв.

В статье рассматривается гидростатический хон для обработки отверстий малых диаметров, а именно представлено конструктивное его исполнение, математическая модель работы в статике, которая подтверждена результатами исследования твердотельной модели, на основе метода конечных элементов, в среде SolidWorks Simulation. Также подчеркнуты достоинства и недостатки гидростатического хона.

Ключевые слова: гидростатический хон, алмазно-абразивный инструмент для обработки отверстий, гидростатическое давление, упругая линия балки, твердотельная модель.

In article is considered hydrostatic honing for processing of bores of small diameters, namely the design, mathematical model of work in a statics which is confirmed with results of probe of solid-state model, on the basis of a method of final elements, in the environment of SolidWorks Simulation is presented. Merits and demerits hydrostatic honing are also underlined.

Keywords: hydrostatic honing, the diamond and abrasive tool for processing of bores, hydrostatic pressure, the elastic line of a beam, solid-state model.

O. V. КОТЛЯР, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ»

ДОСЛІДЖЕННЯ ТОЧНОСТІ БАГАТОІНСТРУМЕНТНОЇ ОБРОБКИ

У статті виконаний аналіз точності багатоінструментної обробки на токарних верстаках з використанням комбінованого різця, багаторізцевого тримача та багатошпиндельної головки для токарного верстата. Проведено аналітичне дослідження напруженео-деформованого стану елементів технологічної системи та виявлено їх вплив на точність обробки.

Ключові слова: багатоінструментна обробка, точність обробки, пружні деформації, комбінований різець, багаторізцевий тримач, багатошпиндельна головка для токарного верстата.

Вступ. Висока вартість сучасних металорізальних верстатів, у тому числі і для токарної обробки, передбачає необхідність максимально ефективного використання верстатного часу в результаті об'єднання потенційних можливостей як самих верстатів, так і відповідного технологічного оснащення.

Підвищення продуктивності обробки - найбільш доцільний шлях скорочення технологічної собівартості і, отже, поліпшення інших економічних показників, наприклад, прибутку та інтенсивності маржинального прибутку, тобто величини маржинального прибутку, що припадає на одиницю часу виготовлення продукції. Одним з ефективних напрямків підвищення продуктивності верстата є застосування спеціального оснащення, що забезпечує багатоінструментну обробку [1].

Точність багаторізцевої обробка з використанням комбінованого різця. Багатоінструментну обробку на токарно-гвинторізних і токарних верстатах з ЧПК можна здійснювати за допомогою комбінованого різця [2], який окрім базового стандартного різця оснащується однієї або декількома різцевими вставками з ріжучими пластинами, що регулюються на необхідні розміри обробки у всіх напрямках.

Комбінований різець (рис. 1) складається з базового стандартного різця 1 і різцевої вставки 2, які виставлені за допомогою прокладок 4, 5,6 і закріплені із застосуванням затискового кронштейна 3 та болтів 7, 8. Налагодження різця виконується поза верстатом.

Важливим завданням при визначенні доцільноті впровадження багаторізцевого оснащення на токарних верстатах з ЧПК є забезпечення прийнятної точності обробки з урахуванням підвищення сил різання і деякого зниження жорсткості технологічної системи через введення в конструкцію додаткових елементів.

На рис. 2 показана схема формування похибки обробки комбінованим різцем на токарному верстаті з ЧПК.

Похибка багаторізцевої обробки комбінованим різцем залежить від величини пружних деформацій складових технологічної системи, що включає: передню і задню бабки, револьверний супорт, деталь та комбінований різець.

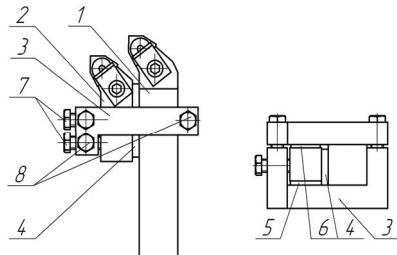


Рис. 1 - Комбінований різець

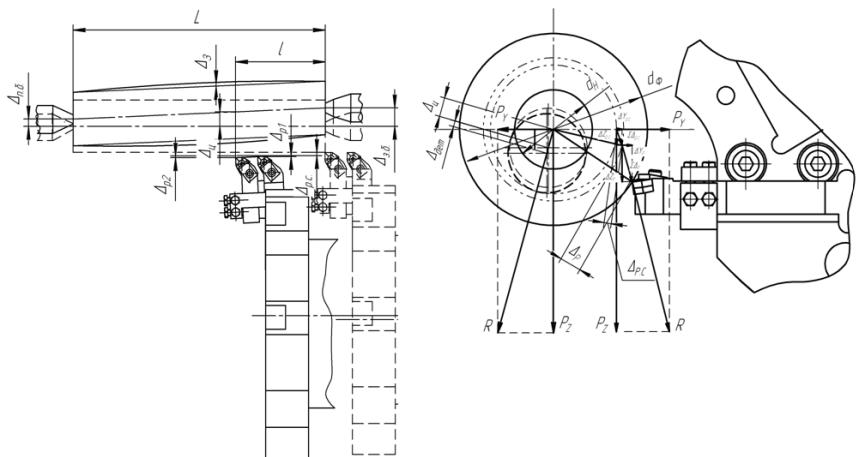


Рис. 2 - Схема формування похибки обробки комбінованим різцем

Пружні переміщення передньої і задньої бабки призводять до зміщення осі центрів верстата. Вплив переміщення осі центрів верстата на похибку обробки в будь-якому перетині деталі оцінюється зі співвідношення сторін подібних трикутників ABC і ADE (рис. 3) по формулі:

$$\Delta_Q = \frac{(L-l)(\Delta_{3\tilde{o}} - \Delta_{n\tilde{o}})}{L} + \Delta_{n\tilde{o}},$$

де L – довжина заготовки, мм;

l – довжина обробки, мм;

$\Delta_{\text{пб}}$, $\Delta_{\text{зб}}$ – пружні деформації передньої і задньої бабки відповідно, мм.

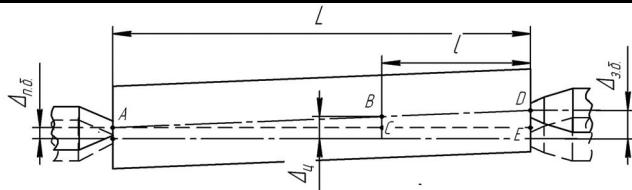


Рис. 3 - Схема формування похибки обробки від впливу пружних деформацій передньої і задньої бабки

Пружні переміщення осі центрів верстата Δ_z та заготовки Δ_3 здійснюються в напрямку дії рівнодіючої R радіальної P_y і тангенціальної P_z складової сили різання, під дією яких відбувається збільшення діаметру оброблюваної поверхні від номінального d_H до фактичного значення d_ϕ (рис. 4, а).

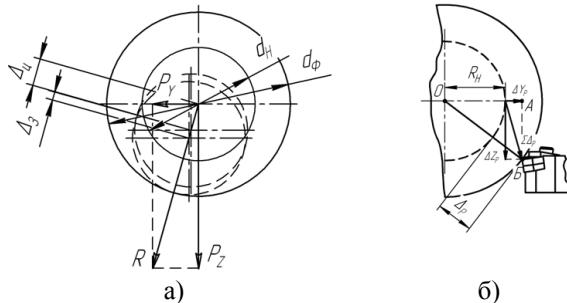


Рис. 4 – Схеми впливу пружних деформацій на похибку обробки
а – передньої і задньої бабки; б – комбінованого різця.

Вплив пружних деформацій комбінованого різця Δ_P на похибку обробки оцінюється із прямокутного трикутника ОАБ (рис. 4, б) по наступній залежності:

$$\Delta_P = \sqrt{(R_H + \Delta Y_P)^2 + \Delta Z_P^2} - R_H,$$

де R_H – радіус оброблюваної заготовки, мм;

ΔZ_P , ΔY_P – пружні деформації комбінованого різця уздовж осі Z і Y відповідно, мм.

Схема впливу пружних деформацій револьверного супорта на похибку обробки і залежність для її визначення мають такий же вигляд, що й для комбінованого різця.

Аналітичні дослідження точності обробки виконувалися шляхом моделювання напруженно-деформованого стану елементів технологічної системи для різних значень поздовжнього і поперечного вильотів різця та різцевої вставки, а також діаметрів d і довжин L заготовки. До кожного елементу системи прикладалися сили, що відповідають значенням складових

сил різання при глибинах різання 1 і 4 мм. Для порівняння моделювалася також однорізцева обробка стандартним різцем заготовок тих же параметрів.

Отримані результати показали, що найбільший вплив на похибку обробки здійснюють пружні переміщення задньої бабки. Похибка обробки в наслідок пружних деформацій комбінованого різця залежить від поздовжнього та поперечного вильотів різця і не перевищує 20% від загальної похибки, викликаної деформаціями всіх елементів технологічної системи. Вплив пружних переміщень передньої бабки, револьверного супорта і заготовки не перевищують 10%.

У порівнянні з однорізцевою обробкою похибка діаметральних розмірів деталі при обробці комбінованим різцем збільшилася в середньому в 2,1 рази. При глибині різання $t = 1$ мм значення похибки обробки перебувають у межах полів допусків після чистового точіння. При $t = 4$ мм похибки дещо перевищують допуски на чорнову обробку. Підвищити точність обробки можна шляхом введення корекції в координати вихідного положення різця відповідно до результатів дослідження напружене-деформованого стану елементів технологічної системи. Пружні переміщення передньої та задньої бабки, комбінованого різця, револьверного супорта та деталі вздовж осі Y компенсиються шляхом введення корекції у координати початкового положення різця по осі Y з пульта керування системи ЧПК. Зменшення похибок обробки вздовж осі Z досягається за допомогою компенсаційних підкладок, товщини яких відповідають величинам пружних переміщень по осі Z . Введення корекцій у координати початкового положення різця по осі Y дозволяє підвищити точність обробки на 6%, а корекція положення різця по осі Z забезпечує сумарне підвищення точності на 35%.

Таким чином, при глибині різання до 4 мм комбінований різець забезпечує точність, що знаходиться в межах поля допуску на чорнову та напівчистову токарну обробку. Різниця між значеннями похибки обробки, отриманими за допомогою методу скінчених елементів і експериментально не перевищує 16%.

Точність багаторізцевої обробки з використанням багаторізцевого тримача. Більш широкі технологічні можливості характеризують багаторізцеві тримачі для двох і більше різців, що встановлюються в гніздах багатопозиційної револьверної інструментальної головки токарних верстатів з ЧПК [3].

Вплив пружних деформацій елементів технологічної системи на похибку обробки визначається за вище розглянутою методикою.

Виконані експериментальні дослідження показали, що величина похибки обробки, отримана в цьому випадку, відрізняється від результатів моделювання на 13%.

Корекція положення різців багаторізцевого тримача з трирізцевим налагодженням, виконана вздовж осі Y , дозволяє зменшити похибку обробки на 11%, а корекція положення різців вздовж осі Z забезпечує загальне підвищення точності на 47%.

Похибки обробки отворів при використанні багатошпиндельної головки для токарного верстата. Крім комбінованих різців і багаторізцевих тrimачів багатоінструментна обробка на токарних верстатах може здійснюватися із застосуванням багатошпиндельної головки [4], що дозволяє одночасно обробляти декілька позацентрових отворів у деталях типу фланця і диска (рис. 5). Вона складається з вала-шестірні 1, що встановлюється в піноль задньої бабки токарно-гвинторізного верстата або в паз револьверної головки токарно-револьверного верстата, а також основного корпуса 2, який у процесі обробки отримує обертання від шпинделя верстата за рахунок пересувних скалок 9. При обертанні основного корпуса шестірні проміжних валів 3, перекочуючись по зубцях нерухомого вала-шестірні 1, починають обертатися, забезпечуючи незалежне обертання проміжних валів 4 і шпинделів 5 з різальними інструментами. Фіксація незалежних шпиндельних корпусів 6 у необхідному положенні здійснюється розтисканням розрізних вставок 7 у кільцевих пазах основного корпуса 2 за допомогою болтів 8.

Під час обробки рухливі скалки переміщаючись по напрямних кочення 10 передають обертовий момент різальним інструментам. Зазори в рухливих скалах регулюються за допомогою затисківих клинів 11. Поздовжнє регулювання рухливих скал з урахуванням довжини робочого і холостого ходів різальних інструментів здійснюється переміщенням гайок 12 і 13. Після завершення обробки рухливі скалки переміщаються у вихідне положення пружинами 14. Беззазорне прилягання скалок до затисківих кулачків патрона забезпечується ексцентриковими втулками 15.

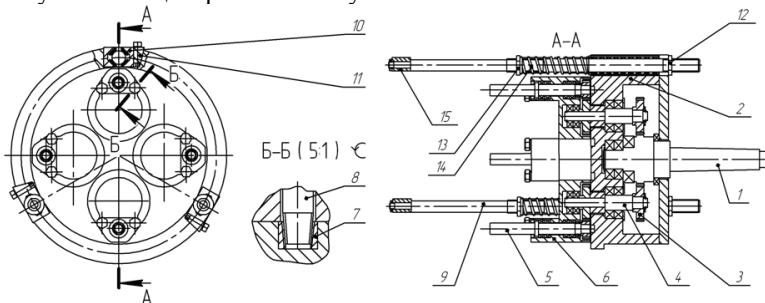


Рис. 5 - Багатошпиндельна головка для токарного верстата

Використання багатошпиндельної головки для токарного верстата при обробці отворів у деталях типу диска і фланця дозволяє виключити свердлільну операцію та зменшити кількість металорізальних верстатів, необхідних для обробки деталі, а скорочення витрат допоміжного часу на установку і закріплення заготовки дозволяє підвищити продуктивність обробки.

Необхідною умовою застосування багатошпиндельної головки для токарного верстата є забезпечення припустимої точності обробки, що при свердлільній регламентується величиною розбивки та відведення осі отворів.

У загальному випадку при обробці на свердла діють осьова сила P_0 , обертовий момент M_{kp} і неврівноважена радіальна сила P , що є результатом дії нерухливої P_H і обертової P_B радіальних складових [5]. Нерухлива складова викликає відведення свердла і виникає при відхиленні від перпендикулярності поверхні заготовки відносно осі свердла, неправильному центруванні свердла при його врізанні та відхиленні від симетричності заточення кутів при вершині і задніх кутів, що призводить до появи кута нахилу поперечної різальної кромки. Обертаюча складова викликає розбивку отвору і є результатом відхилення від симетричності заточення різальних кромок свердла.

Величина відведення свердла наприкінці обробки (рис. 6, а), при відсутності різнооброблюваності матеріалу деталі на довжині оброблюваного отвору L визначається по формулі:

$$\Delta_0 = Y_0 + \operatorname{tg} \beta_0 \cdot L = Y_0 + \frac{Y_o}{l_o} \cdot L = Y_0 + \frac{2 \cdot Y_o}{d_{CB} \cdot \operatorname{tg} \varphi} \cdot L,$$

де L – довжина оброблюваного отвору, мм;

β_0 - початковий кут нахилу кінця консолі свердла;

Y_0 – початковий зсув вершини свердла, мм;

l_o – довжина різальної частини свердла, мм;

d_{CB} – діаметр свердла, мм;

φ - головний кут у плані.

При використанні багатошпиндельної головки для токарного верстата крім розглянутих факторів на величину відведення свердл будуть здійснювати вплив пружні деформації рухливих скалок, викликані впливом сумарного обертового моменту, які призведуть до збільшення кута нахилу кінця консолі свердл і початкового зсува їх вершин (рис. 6, б).

Таким чином, величину відведення свердл наприкінці обробки при використанні багатошпиндельної головки для токарного верстата пропонується визначати по формулі:

$$\Delta = \Delta_O + \Delta_M = Y_0 + \operatorname{tg} \beta_0 \cdot L + Y_M + \operatorname{tg} \beta_M \cdot L = Y_0 + \frac{2 \cdot Y_o}{d_{CB} \cdot \operatorname{tg} \varphi} \cdot L + Y_M + \frac{2 \cdot Y_M}{d_{CB} \cdot \operatorname{tg} \varphi} \cdot L,$$

де Δ_0 – відведення свердла, викликане дією нерухливої складової неврівноваженої радіальної сили, мм;

Δ_M – відведення свердла, викликане пружною деформацією рухливих скалок багатошпиндельної головки, мм;

β_M - кут нахилу кінця консолі свердла від деформації рухливих скалок багатошпиндельної головки;

Y_M – початковий зсув вершини свердла, викликаний пружною деформацією рухливих скалок багатошпиндельної головки, мм.

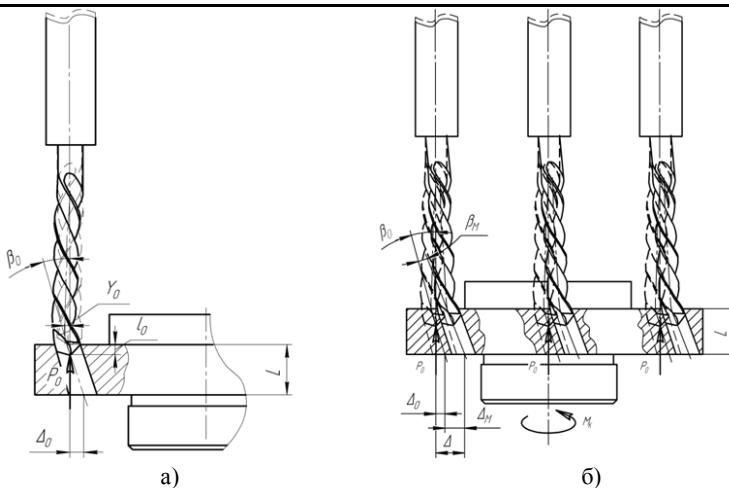


Рис. 6 – Схеми формування величини відведення сверд: а – при одноінструментній обробці; б – при обробці багатошпиндельною головкою для токарного верстата

Дослідження напруженено-деформованого стану багатошпиндельної головки для токарного верстата (рис. 7) дозволили встановити, що найбільший вплив на відведення сверд здійснює їх довжина. Наприклад, при свердлінні 4-х кріпильних отворів діаметром 10 мм у деталі типу фланець довжиною 5 мм відведення сверд становить 0,09 мм, а при довжині 20, 30 і 40 мм відведення свердл має значення 0,28, 0,39 і 0,51 мм відповідно. Зі збільшенням діаметру обробки відведення свердл також збільшується. При свердлінні отвору довжиною 10 мм і діаметром 5 мм відведення становить 0,09 мм, а при обробці отворів довжиною 10 мм діаметром 10 і 20 мм 0,13 і 0,16 мм відповідно.

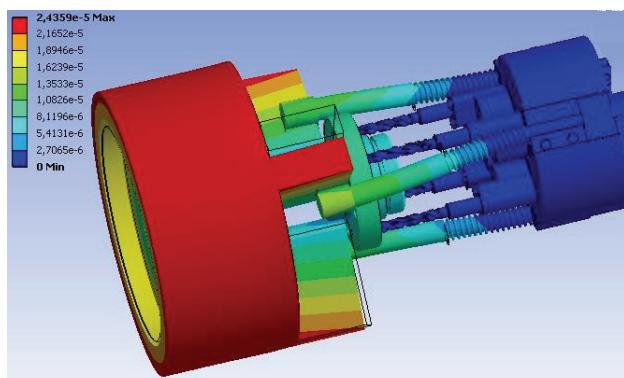


Рис. 7 – Напруженено-деформований стан багатошпиндельної головки для токарного верстата

Зменшити величину відведення осей отворів і їх розбивку при свердлінні дозволить використання пересувного кондуктора, який може бути встановлений на рухливих скалки головки.

Висновки: 1. Запропоновані комбінований різець, багаторізцевий тrimач та багатошпиндельна головка для токарного верстата розширюють технологічні можливості токарних верстатів і дозволяють підвищити продуктивність обробки.

2. Точність багатоінструментної обробки з використанням комбінованого різця та багаторізцевого тrimача частіше всього знаходиться у межах поля допуску після чорнової або напівчистової обробки в залежності від глибини різання, а відведення осей свердл при обробці багатошпиндельною головкою для токарного верстата знаходиться в межах поля допуску на міжцентрому відстань для кріпильних отворів.

Список літератури: 1. Многорезцовая обработка на токарных станках с ЧПУ / В. Е. Карпусь, А. В. Котляр // Вестник машиностроения. – М.: Машиностроение. 2007. № 12. С. 59–62. 2. Пат. на корисну модель №24137 Україна, МПК(2006) B23B 27/16. Комбінований різець / Карпусь В.Є., Котляр О.В.; заявник і патентовласник Нац. техн. ун-т "ХПІ". – № 2006 13462; заявл. 19.12.06; опуб. 25.06.07, Бюл. №9. 3. Пат. на корисну модель №36305: МПК(2006) B23B 29/00. Багатошпиндельна головка для токарного верстата / Карпусь В.Є., Котляр О.В.; заявник і патентовласник Нац. техн. ун-т "ХПІ". – № 2008 04761; заявл. 14.04.08; опуб. 27.10.08, Бюл. №20. 4. Пат. на корисну модель № 24139 Україна, МПК(2006), B23B 29/24. Багаторізцевий тrimач / Карпусь В.Є., Котляр О.В.; заявник і патентовласник Нац. техн. ун-т "ХПІ". – № 2006 13481; заявл. 19.12.06; опуб. 25.06.07, Бюл. №9. 5. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984. – 184 с.

Надійшла до редколегії 29.10. 2012

УДК 621.9

Дослідження точності багатоінструментної обробки / О. В. Котляр // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.11-18. – Бібліогр.: 5 назв.

В статье выполнен анализ точности многоинструментной обработки на токарных станках с использованием комбинированного резца, многорезцовой державки и многошпиндельной головки для токарного станка. Проведено аналитическое исследование напряженно-деформированного состояния элементов технологической системы и определено их влияние на точность обработки.

Ключевые слова: многоинструментная обработка, точность обработки, упругие деформации, комбинированный резец, многорезцовая державка, многошпиндельная головка для токарного станка.

The article accuracy multiple tooling processing on lathes with use of the combined cutter, gang-tool and multiple heads for the lathe are analyzed. The analytical research of the intense-deformed condition elements technological system and their influence on accuracy processing are proposed.

Key words: multiple tooling processing, accuracy processing, the elastic deformations, combined cutter, gang-tool, multiple head for the lathe.

A.B. ФЕСЕНКО, канд. техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;

Ю.Н. ЛЮБИМЫЙ, асп., НТУ «ХПІ»;

М.И. ГАСАНОВ, канд. техн. наук, доц., НТУ «ХПІ»

ОСОБЕННОСТИ ОБРАБОТКИ ЖИДКОСТЕЙ В РОТОРНЫХ АКТИВАТОРАХ

Предложена структура оценки эффективности активации в роторных гидродинамических установках при обработке жидкостей. Разработана методика расчета затрат энергии в рабочей зоне. Эффективность установок предлагается определять по удельной энергии, затрачиваемой на тепловыделение.

Ключевые слова: активация, роторный аппарат, смазочно-охлаждающая жидкость, мощность, преобразование энергии.

Введение. В настоящее время все более широкое применение находят различные способы активации рабочих жидкостей, что в ряде случаев позволяет улучшить их свойства и повысить эффективность применяемых технологий. В частности, механическое воздействие на рабочие жидкости в различных гидродинамических установках приводит к изменению их физико-химических свойств, что может способствовать повышению производительности и снижению энергозатрат на выполнение работ.

Анализ литературных источников. Большое количество исследований посвящено обоснованию способов энергетического воздействия на рабочую среду в роторных аппаратах, разработано множество конструкций, приводится обоснование схем воздействия, и предлагаются различные методики оценки их эффективности [1, 2, 3]. Однако в подавляющем большинстве случаев не представляется возможным аналитически описать связь энергетических воздействий с процессами внутренних преобразований в продукте, происходящих при активации.

Продолжает оставаться проблематичным предварительный выбор типов и конструкций аппаратов для конкретных условий производства, поскольку разработанные методики позволяют выполнять сравнение эффективности только для аппаратов определенной конструкции.

Цель исследования, постановка задачи.

Цель исследования: реализовать возможность сравнительного анализа роторных гидродинамических установок различных конструкций. Основным анализируемым параметром при этом считать эффективность активации при обработке жидкостей.

Для реализации поставленной цели необходимо решить следующие задачи: 1. разработать методику расчета затрат энергии в рабочей зоне; 2. разработать критерий оценки эффективности исследуемых установок.

Материалы исследований. В связи с указанными выше проблемами при исследованиях гидродинамических установок в дальнейшем будем рассматривать только параметры внешнего воздействия (давления, скорости, температуры и их градиенты).

В общем случае, взаимосвязи между параметрами, характеризующими эффективность получения активированного продукта и рационального его использования, можно представить структурной схемой, показанной на рис. 1. При этом возможны два случая использования активированного продукта. В первом случае активация является конечной стадией обработки. Во втором случае предполагается дальнейшее использование обработанного продукта, с целью повышения эффективности различных технологических процессов.

В начальной стадии продукт имеет определенное физико-химическое состояние (1), информация о котором является исходной (6). В активаторе должны создаваться условия, обеспечивающие приобретение этим продуктом новых свойств (2). Свойства, полученные продуктом после активации (3), зависят от выполнения определенных условий. Такими условиями могут быть величина и интенсивность силового и теплового воздействия, гидроудары, сдвиговые и сжимающие напряжения, введение дополнительных компонентов в определенном количестве и состоянии и др. При этом на состояние гетерогенных жидкостей оказывает влияние взаимодействие энергетических полей, физико-химических эффектов, трансформация и инверсия видов энергетического воздействия [2].

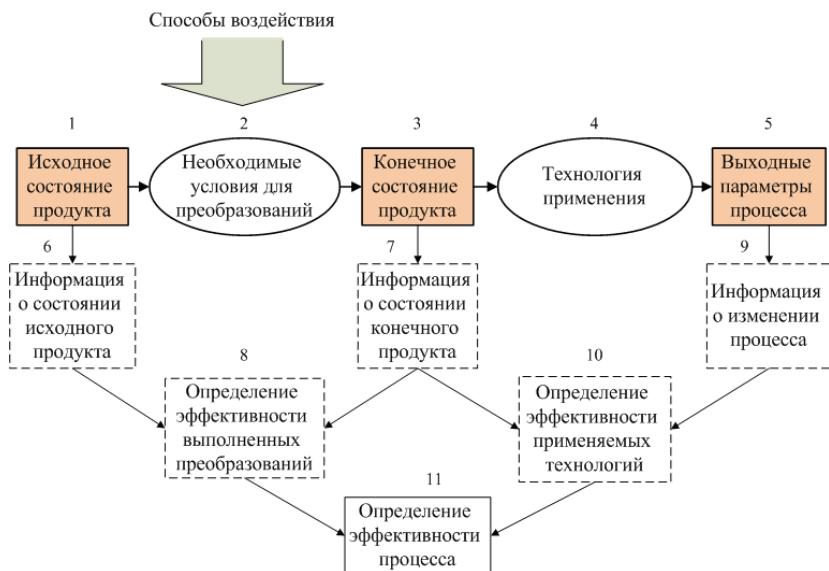


Рис. 1 – Структура оценки эффективности использования активации

В реальных условиях оценку эффективности преобразований (8) можно выполнить при сравнении продукта в исходном (6) и конечном (7) состояниях. В этом случае полученный после активации продукт, является конечной стадией процесса. Тогда для анализа используются блоки (1-2-3-6-7-8). Например, использование гидродинамических активаторов позволяет выполнять низкотемпературную пастеризацию молочных продуктов, повысить гомогенность и уменьшить размеры жировых шариков, улучшить вкусовые качества. Такая обработка используется также при производстве соков, майонезов и других продуктов.

Если активация является промежуточным этапом и обработанный продукт используется в определенном технологическом процессе (4), то выполняется анализ изменения выходных показателей процесса (5). Оценку эффективности использования активированного продукта и применяемой технологии можно выполнить по информации об изменении процесса (7-9-10).

Если интенсификация химико-технологических процессов выполняется непосредственно при воздействии на рабочий продукт, или если промежуточный контроль качества продукта не выполняется, то эффективность суммарного воздействия (преобразования + технология применения) оценивают только по изменению показателей процесса (6-9-11).

В гидродинамических активаторах (кавитаторах, диспергаторах, гомогенизаторах и т.д.) типа роторных аппаратов в основном реализуется гидродинамическое и акустическое воздействие на жидкости за счет развитой турбулентности, пульсаций давления и скорости потока жидкости, интенсивной кавитации, сдвиговых напряжений, ударных волн и вторичных нелинейных акустических эффектов [1].

Рассмотрим, приведенную выше структуру (см. рис. 1) на примере активации смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) и ее влияние на процессы резания [4]. Сложность и многосторонний характер физико-химических процессов, протекающих при активации и специфичность по отношению к различного рода материалам, участвующим в металлообработке, разнообразность условий применения в большинстве случаев не дают возможности сформулировать универсальные рекомендации по использованию того или иного метода активации.

Однако есть несколько критериев, с помощью которых можно оценить изменение состояния самой СОЖ. Так, предварительная гидродинамическая (кавитационная) обработка позволяет повысить гомогенность СОЖ, сделать ее мелкодисперсной, обеспечить высокую стойкость, в том числе и бактериологическую (1-2-3). Кроме того, при активации СОЖ в нее могут вводиться наноструктурированные графиты и графитсодержащие композиции со специальными добавками и др.

Контроль исходной и полученной после активации СОЖ позволяет определить эффективность ее обработки в активаторе (6-7-8). Дальнейшее использование такой СОЖ создает предпосылки, позволяющие улучшить условия резания и снизить теплонапряженность процесса, что в конечном итоге

обеспечивает повышение производительности и качества обработки (3-4-5). Сравнение показателей процесса резания и состояния СОЖ перед введением ее в зону обработки дает возможность проанализировать влияние подготовки эмульсии и эффективность ее активации (7-9-10).

Если промежуточный контроль состояния СОЖ (7) не выполняется, то эффективность процесса может определяться по суммарному воздействию кавитационной обработки и технологии использования (1-5). В этом случае сравнивается исходное состояние эмульсии с конечным эффектом при использовании комплекса, включающего в себя кавитационное воздействие на СОЖ и выбор рационального способа введения ее в зону обработки (6-9-11).

Таким образом, предложенная выше структура позволяет выполнить анализ эффективности активации как на этапе изменения физико-химического состояния рабочей среды после энергетического воздействия, так и при изменении параметров процесса, в котором используется данный рабочий продукт.

Перспективным научно-техническим направлением является разработка методик оценки различных типов роторных аппаратов по общим для технологического процесса критериям. В данной статье рассматривается один из возможных вариантов оценки эффективности гидродинамических устройств, используемых для активации жидких сред – по энергетическим параметрам процессов.

Анализ взаимосвязей и взаимовлияний энергетических параметров в роторном гидродинамическом активаторе (РГДА) можно выполнить по структурной схеме, приведенной на рис. 2. Для обеспечения необходимых условий выбирается способ, осуществление которого выполняется при преобразовании вводимой энергии в факторы воздействия (8). Так, в роторных установках энергия, затрачиваемая на вращение ротора, расходуется на создание давления в рабочей зоне и движение жидкости по каналам и специальным устройствам. В дальнейшем, в зависимости от конструкции установки, происходит преобразование кинетической энергии и энергии давления в силовое воздействие на продукт, сопровождаемое кавитацией, гидроударами и другими эффектами (7). При этом значительная часть вводимой энергии преобразуется в диссиpативную, внешним проявлением которой является выделение тепла [5]. Энергия воздействия (6) также затрачивается на изменение физико-химического состояния продукта (измельчение, гомогенизация, физические превращения, химические реакции и т.д.). В роторных аппаратах подводимая электроэнергия преобразуется в механическое вращение ротора (1). За счет центробежного эффекта жидкость получает движение, которое в дальнейшем на специальных элементах конструкции позволяет получить необходимые воздействия на продукт. При этом энергия, вводимая в зону обработки (3), зависит от внешних потерь (2), которые включают в себя электрические потери в двигателе (2.1) и механические потери (2.2), обусловленные моментами трения в подшипниках, уплотнениях и других элементах аппарата. Эти

потери можно определить по мощности холостого хода при работе установки без заполнения продуктом.

Кинетическая энергия движения жидкости и энергия давления, вводимая в рабочую зону (3), расходуется на создание напора на выходе из аппарата (4), на возвратные потоки, на преодоление моментов трения в зазорах между вращающимися и неподвижными частями рабочей зоны (5), на преодоление сопротивлений в специальных элементах конструкции (6).

Энергия потока на выходе из аппарата определяется по гидравлической мощности, в зависимости от расхода Q и давления P в канале отвода жидкости.

$$N_T = Q \cdot P .$$

В зависимости от конструкции рабочей зоны внутренние потери (5), могут включать в себя затраты мощности на возвратные потоки (5.1) и потери на трение в зазорах по торцу и другим поверхностям, не участвующим в целенаправленном воздействии на продукт (5.2).

Для оценки гидродинамического воздействия на продукт необходимо выполнить сравнение расчетных параметров (9) с информацией (10), получаемой при работе установки. На основе этого можно сделать выводы об эффективности конструкции рабочей зоны (11) для данной технологии обработки.

Основной задачей, реализуемой в РГДА, является обеспечение достаточного уровня энергии, приходящейся на единицу объема обрабатываемого продукта при выбранном способе воздействия. В соответствии с назначением рассматриваемых устройств основная часть энергии должна расходоваться на создание условий, при которых происходят необходимые преобразования продукта. Исходя из этого, каждая конструкция такого гидродинамического активатора должна рассматриваться с двух позиций. Во-первых, аппарат должен обеспечивать такой уровень энергии потока, при котором в рабочей зоне будут выполняться необходимые воздействия. Во-вторых, нужно обеспечить рациональное использование этой энергии для получения требуемого эффекта.

Во всех случаях при анализе энергозатрат следует учитывать потери в электродвигателе (N_{n3}) и в механизмах установки (N_{mn}), которые определяются по мощности холостого хода (N_{xx}) без заполнения установки рабочим продуктом

$$N_{xx} = N_{n3} + N_{mn} .$$

При этом из общих затрат (N_{ϑ}) выделяется эффективная мощность (N_{φ})

$$N_{\varphi} = N_{\vartheta} - N_{xx} .$$



Рис. 2 – Структурна схема взаємосв'язей і взаємовпливів параметрів процесу при дії на робочу середу в РГДА

В соответствии с назначением аппарата расчетную мощность воздействия на продукт N_o можно определять по формуле

$$N_o = N_{od} - (N_{n3} + N_{mn} + N_e + N_{bh}) = N_{od} - (N_{xx} + N_e + N_{bh}).$$

При расчете мощности воздействия на продукт N_o некоторые трудности возникают при определении внутренних потерь N_{bh} . Кроме того, такие составляющие, как потери на трение в нерабочих полостях камеры, частично способствуют нагреву жидкости. При разных эффектах воздействия мощ-

ность может также затрачиваться на физико-химические превращения в продукте.

При обработке жидкостей интенсивность процессов в рабочей зоне можно косвенно оценить по переходу части вводимой энергии в диссипативную. Реальные затраты мощности на нагрев жидкости при прохождении через РГДУ в этом случае определяются зависимостью [6]

$$N_T = k_t \cdot Q \cdot (T_2 - T_1) \cdot T_m \cdot \rho \text{ (кВт),}$$

где Q – расход жидкости, проходящей через диспергатор, $\text{м}^3/\text{час}$;
 T_1 и T_2 – температура жидкости на входе и выходе аппарата, $^{\circ}\text{C}$;
 T_m – теплоемкость рабочей среды, $\text{Вт}\cdot\text{час}/\text{кг}\cdot{}^{\circ}\text{C}$;
 ρ – плотность жидкости, $\text{кг}/\text{м}^3$;
 k_t – коэффициент соответствия размерностей.

При использовании данной методики оценки общих затрат мощности аппарата мы выделили только ту мощность, которая расходуется собственно на гидродинамическое воздействие N_o . Тогда оценку эффективности тепловых характеристик гидродинамической обработки определенной жидкости в установке можно выполнить по коэффициенту тепловыделения

$$K_T = \frac{N_T}{N_o}.$$

На практике при испытаниях гидродинамических активаторов можно довольно просто определить такие составляющие, как мощность холостого хода N_{xx} и гидравлическую мощность N_e . Тогда с незначительными погрешностями коэффициент преобразования энергии при тепловыделении можно представить в виде

$$K_{\phi} = \frac{N_T}{N_{\phi} - N_e}.$$

При сравнительном анализе гидродинамических установок для активации жидкости оценку их эффективности следует выполнять также по удельной энергии диссипации, т.е. энергии, затраченной на выделение тепла в единице объема при прохождении рабочего продукта через аппарат

$$W_d = \frac{N_T}{Q},$$

где W_d – удельная энергия диссипации, $\text{кВт}\cdot\text{час}/\text{м}^3$.

Общая удельная энергия при обработке продукта на установке определяется

$$W_o = \frac{N_{\phi}}{Q},$$

где W_o – общая удельная энергия, кВт·ч/м³.

При оптимизации процесса гидродинамической обработки важно определить уровень энергетического воздействия на обрабатываемую среду, при котором происходят необходимые преобразования, обеспечивающие требуемые параметры физико-химического состояния продукта. Поэтому при оценке эффективности работы установки наряду с энергетическими показателями должны рассматриваться показатели, характеризующие конечное состояние обрабатываемого продукта или показатели технологического процесса при его использовании. При проектировании и внедрении устройств для гидродинамического и кавитационного воздействия следует также рассматривать технологические, экономические, экологические и другие аспекты их работы [1].

Для оценки соответствия выбранного электродвигателя данным условиям можно воспользоваться коэффициентом, учитывающим условия его продолжительной работы с постоянной нагрузкой [7]. В этом случае номинальная мощность N_h электродвигателя должна быть равна мощности, требуемой для работы N_{ϕ}

$$K_{\phi} = \frac{N_{\phi}}{N_h} \Rightarrow 1.$$

При анализе энергетических характеристик выбранных конструкций РГДА необходимо определить потенциальные направления возможных затрат энергии. Например, при рециркуляции часть потока целенаправленно возвращается на вход в рабочую зону для повторной обработки (см. рис. 3). При такой схеме обработки энергия, сообщаемая ротору, будет расходоваться еще и на возврат жидкости с выхода на вход.

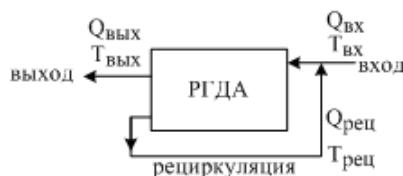


Рис. 3 – Распределение потоков при рециркуляции

В этом случае объем жидкой среды, проходящий через рабочую зону Q_{P3} , определяется расходом на выходе $Q_{вых}$ и расходом в цепи рециркуляции $Q_{рец}$

$$Q_{P3} = Q_{вых} + Q_{рец}.$$

Температура на входе в рабочую зону ΔT_{ex} определяется суммированием температуры T_{ex} (тепловые потоки входа) и температуры $T_{рец}$. Влияние каждого из потоков учитывается своим коэффициентом

$$K_{ex} = \frac{Q_{ex}}{Q_{P3}} \text{ и } K_{рец} = \frac{Q_{рец}}{Q_{P3}}.$$

Тогда температура потока на входе определяется по формуле

$$\sum T_{ex} = K_{ex} \cdot T_{ex} + K_{рец} \cdot T_{рец}.$$

Возможны и другие схемы работы установок активации. В частности, дополнительная энергия потоку может передаваться извне. Например, установка дополнительного насоса перед входом в РГДА. В этом случае конструкция рабочей зоны активатора, должна обеспечивать эффективную переработку суммарного потока.

При использовании дополнительного насоса перед гидродинамическим активатором необходимо учитывать затраты энергии на создание потока на входе в РГДА. Тогда суммарная энергия W_{Σ} , затрачиваемая на работу системы, будет включать в себя энергию, потребляемую насосом и РГДА (см. рис. 4).

$$W_{\Sigma} = W_H + W_{РГДА}.$$

В этом случае необходимо учитывать ввод дополнительной энергии в РГДА, которая определяется гидравлической мощностью потока, созданного дополнительным насосом.

$$N_{Г нас} = Q_{нас} \cdot P_{нас}.$$

Мощность, затрачиваемая на гидродинамическую обработку продукта в рабочей зоне РГДА, определяется как

$$N_{Д} = (N_{\phi, РГДА} + N_{Г нас}) - (N_{Г} + N_{вн}).$$

При выполнении более глубокого анализа параметров работы такой системы необходимо также иметь данные о затратах энергии в насосе и РГДА, данные по производительности насоса (Q_n) и активатора ($Q_{РГДА}$), давлениям (P_1, P_2, P_3) и температурам (T_1, T_2, T_3) на входе и выходе насоса и РГДА.

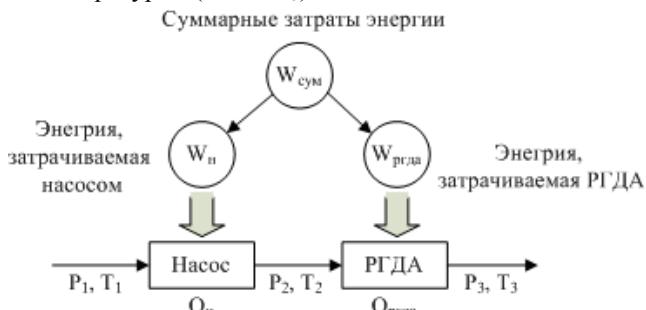


Рис. 4 – Параметры процесса при использовании насоса на входе РГДА

В производственных условиях оценку эффективности преобразования энергии в РГДА можно выполнить при определении интенсивности нагрева рабочей среды в системе активатора, включающей баки, трубопроводы и другую аппаратуру (см. рис. 5).

Во время испытаний рабочей среды, залитой в систему активатора, массой M с теплоемкостью $T_{жк}$ на выбранном режиме работы выполняется изменение температуры жидкости $T_{жк}$ в баке и металлоконструкций T_m в начальный момент и через определенное время Δt . Количество затраченной электроэнергии определяется по счетчику W .

При известном времени нагрева Δt и приращении температуры жидкости в системе $\Delta T_{жк}$ количество энергии, затрачиваемое на нагрев жидкости массой $M_{жк}$ при теплоемкости T_e , определяется по формуле

$$W_T = M_{жк} \cdot \Delta T_{жк} \cdot T_e \text{ (кВт·час).}$$

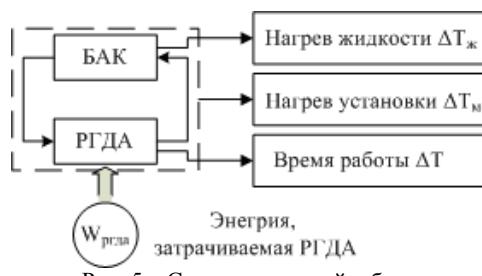


Рис. 5 – Схема измерений в баке

Для определения энергии, затрачиваемой на нагрев металла (W_M) установки массой $M_{ж}$ с теплоемкостью T_M при изменении температуры установки ΔT_M расчет выполняется аналогично предыдущему:

$$W_M = M_M \cdot \Delta T_M \cdot T_M ,$$

где W_M – энергия, затрачиваемая на нагрев металла, кВт·час.

Скорость повышения температуры жидкости можно определить как

$$V_T = \frac{\Delta T_{ж}}{\Delta \tau} ,$$

где V_T – скорость повышения температуры жидкости, С°/мин.

Тогда интенсивность нагрева будет

$$F_T = V_T \cdot Q_{бак} ,$$

где F_T – интенсивность нагрева, С°·кг/мин.

В системе, конечно, будут потери за счет передачи тепла в окружающую среду, но при хорошей теплоизоляции бака и активатора они будут незначительны. В конечном итоге суммарная энергия W_o , затраченная на выделение тепла в установке (без учета потерь) за время Δt , будет равна $W_o = W_T + W_M$ (кВт·час). За это же время эффективная энергия W_{ϕ} определяется по затраченной электроэнергии (по счетчику) W_c и потерям энергии, которые с достаточной точностью можно рассчитать по мощности холостого хода N_{xx}

$$W_{\phi} = W_c - W_{xx} ,$$

где W_{ϕ} – эффективная энергия, кВт·час.

Затраты электроэнергии можно также определить без счетчика по средней мощности или току за период работы Δt . В этом случае

$$W_c = N_{cp} \cdot \Delta \tau ,$$

где W_c – затраты электроэнергии, кВт·час.

Эффективность преобразования энергии в системе при работе активатора на бак определяется по затратам энергии на обработку W_{ϕ} и энергии тепловыделения в системе W_o

$$K_{\phi} = \frac{W_o}{W_{\phi}} .$$

Результаты исследований. Таким образом, для проведения предварительного анализа эффективности использования роторного гидродинамического активатора той или иной конструкции необходимо иметь данные о гидродинамических и энергетических параметрах его работы на модульной жидкости (например, на воде) определенных по методике, представленной выше.

Выводы. Предложенная методика оценки гидродинамического воздействия кавитации, основанная на сравнении затрат энергии в рабочей зоне, позволяет выполнить анализ эффективности используемых элементов конструкции установки и режимов ее работы по интенсивности тепловыделения. Приведенные расчетные зависимости могут использоваться как для оценки отдельных блоков, так и всей системы.

Список литературы: 1. Промтov M.A. Пульсационные аппараты роторного типа: теория и практика: монография / M.A. Промтov. – М.: Машиностроение-1, 2001. – 260 с. 2. Федоткин И.М., Немчин А.Ф. Использование кавитации в технологических процессах. – К.: Вища школа, 1984. – 68 с. 3. Червяков В.М. Гидродинамические и кавитационные явления в роторных аппаратах: монография / В.М. Червяков, В.Ф. Юдаев. – М.: Машиностроение-1, 2007. – 128 с. 4. Балабышко А.М. Прогрессивное оборудование для получения высококачественных СОЖ: Обзор. – М.: ВНИИ ТЭМР, 1989. – 40 с. 5. Промтov M.A., Акулин В.В. Механизмы генерирования тепла в роторном импульсном аппарате // Вестник ТГТУ. – 2006. – Т.12. – №2. – С. 364-369. 6. Фесенко А.В., Любимый Ю.Н. Сравнительный анализ гидродинамических установок для диспергирования, гомогенизации и нагрева жидкости. – Вісник Сумського державного Університету. Серія «Технічні науки». Суми: СДУ. – 2009. – №4. – С. 103-109. 7. Харизоменов И.В. Электрооборудование и электроавтоматика металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1964. – 325 с.

Поступила в редакцию 18.10.2012 г.

УДК 66.063

Особенности обработки жидкостей в роторных активаторах / А.В. Фесенко, Ю.Н. Любимый, М.И. Гасанов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.19-30. – Бібліogr.: 7 назв.

Запропоновано структуру оцінки ефективності активації в роторних гідродинамічних установках при обробці рідин. Розроблено методику розрахунку витрат енергії в робочій зоні. Ефективність установок пропонується визначати за питомою енергією, яка витрачається на тепловиділення.

Ключові слова: активація, роторний апарат, мастильно-охолоджувальна рідина, потужність, перетворення енергії.

The structure of evaluating the activation effectiveness in rotary hydrodynamic units for fluid processing is proposed. The method for calculating the energy consumption in the work area is developed. The effectiveness of systems to determine by the specific energy required to heat is proposed.

Keywords: activation, rotary machine, cutting fluid, power, power conversion.

Ф. В. НОВИКОВ, д-р техн. наук, проф., зав. кафедрой ХНЭУ, Харьков;
И. Е. ИВАНОВ, канд. техн. наук, ГВУЗ “ПГТУ”, Мариуполь

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ

Произведена оценка силовой напряженности микрорезания единичным зерном и вдавливания зерна в обрабатываемый материал, сформулированы условия повышения эффективности процесса шлифования

Ключевые слова: шлифование, обрабатываемый материал, сила резания, толщина среза

Введение. При шлифовании материалов повышенной твердости возникают значительные силы резания, которые резко снижают производительность обработки и ухудшают качество обрабатываемых поверхностей. Это относится к шлифованию твердых сплавов, высокотвердых керамик, наплавочных материалов и т.д. Так, при шлифовании контактных (рабочих) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения с износостойкими наплавочными материалами высокой твердости, вследствие повышенной силовой напряженности процесса абразивный круг интенсивно изнашивается, и производительность обработки принимает весьма малые значения. Применение алмазных кругов на высокопрочных металлических связках взамен абразивных кругов позволяет снизить силовую напряженность процесса. Однако при этом алмазный круг интенсивно засаливается и теряет режущую способность, что требует его постоянной электроэррозионной правки, реализовать которую при высокопроизводительном шлифовании сложно. Все это предполагает изыскания новых технологических возможностей повышения эффективности шлифования материалов повышенной твердости.

Анализ основных достижений и литературы. В работах [1-3] обоснованы основные направления интенсификации процесса шлифования. Однако они основаны на результатах экспериментальных исследований, полученных для частных условий обработки, что не позволяет установить общие решения, справедливые для широких диапазонов изменения параметров режимов шлифования, характеристик кругов и т.д. Поэтому необходимо получить аналитические решения, которые лишены указанных недостатков. Научной предпосылкой получения данных решений следует рассматривать теоретический подход к определению параметров силовой напряженности шлифования, предложенный в работе [4].

Цель исследования, постановка задачи. Целью исследования является теоретическое обоснование условий снижения силовой напряженности процесса шлифования материалов повышенной твердости.

Для решения данной задачи важно теоретически оценить возможности уменьшения радиальной составляющей силы резания, которая определяет условия внедрения режущего зерна в обрабатываемый материал при микрорезании. Важно также сравнить силы, возникающие в процессе микрорезания единичным зерном и при вдавливании зерна в обрабатываемый материал, что позволит более полно раскрыть возможности снижения силовой напряженности процесса шлифования. Располагая аналитическим решением для определения радиальной составляющей силы резания, можно будет определить фактическую толщину среза при шлифовании, в том числе с учетом упругих перемещений в технологической системе, и ее расхождение с номинальной толщиной среза.

Материалы исследований. Радиальная составляющая силы резания P_y описывается аналитической зависимостью, приведенной в работе [4]:

$$P_y = \frac{2 \cdot \tau_{cde} \cdot S \cdot \sin(\gamma + \psi)}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}, \quad (1)$$

где τ_{cde} – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

S – площадь поперечного сечения среза, м²;

γ – отрицательный передний угол режущего абразивного зерна;

ψ – условный угол трения абразивного зерна с материалом.

Рассматривая зерно в форме конуса с углом при вершине 2γ (рис. 1), площадь поперечного сечения среза S с учетом $b = 2a \cdot \operatorname{tg}\gamma$ выразится

$$S = 2a^2 \cdot \operatorname{tg}\gamma, \quad (2)$$

где a , b – толщина и ширина среза, м.

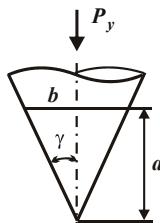


Рис. 1 – Расчетная схема площади поперечного сечения среза

Тогда зависимость (1) с учетом соотношений $\tau_{cde} \approx 0,5 \cdot \sigma_{cж}$ и $HV \approx 3 \cdot \sigma_{cж}$ (для стали) примет вид

$$P_y = \frac{0,67 \cdot HV \cdot a^2 \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \operatorname{tg}\gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}, \quad (3)$$

где σ_{cyc} – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала, Н/м²;
 HV – твердость обрабатываемого материала (по Виккерсу), Н/м².

Исходя из зависимости (3), радиальная составляющая силы резания P_y определяется главным образом суммой углов $(\gamma + \psi)$. С их увеличением P_y увеличивается, причем, при $(\gamma + \psi) \rightarrow 90^\circ$ – до бесконечности ($P_y \rightarrow \infty$), что связано с прекращением процесса резания (стружкообразования) и осуществлением лишь пластического деформирования обрабатываемого материала. Следовательно, уменьшить P_y можно уменьшением углов γ и ψ , обеспечивая в процессе шлифования высокую остроту режущих зерен.

Сравним радиальную составляющую силы резания P_y с силой P , возникающей при вдавливании зерна в обрабатываемый материал на глубину a :

$$P = \pi \cdot a^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot HV. \quad (4)$$

Таблица – Расчетные значения относительных величин $\frac{P_y}{HV \cdot a^2}$ и $\frac{P}{HV \cdot a^2}$

$\psi^0 \backslash \gamma^0$	30	45	60	70
10	0,7 / 1,05	3,0 / 3,14	18,2 / 9,41	119 / 23,7
20	1,26 / 1,05	6,48 / 3,14	75,2 / 9,41	∞ / 23,7
30	10,9 / 1,05	19 / 3,14	∞ / 9,41	∞ / 23,7

Результаты исследований. В табл. 1 приведены значения относительных величин $\frac{P_y}{HV \cdot a^2}$ (перед чертой) и $\frac{P}{HV \cdot a^2}$ (после черты), рассчитанных соответственно по зависимостям (3) и (4). Как видно, для значений $\gamma > 30^\circ$ и $\psi > 10^\circ$ справедливо $\frac{P_y}{HV \cdot a^2} > \frac{P}{HV \cdot a^2}$. Следовательно, процесс микрорезания с фиксированной толщиной среза a характеризуется большей силовой напряженностью, чем процесс вдавливания зерна в обрабатываемый материал на глубину a . Этим объясняется то, что процесс шлифования происходит с высокой силовой напряженностью, интенсивным износом зерен и низкой производительностью обработки. Кроме того, под действием P_y (вследствие возникновения в технологической системе упругого перемещения) зерно вытесняется из обрабатываемого материала и процесс резания практически не происходит, т.к. фактическая толщина среза стремится к нулю.

Теоретические результаты подтверждаются экспериментальными данными, приведенными в работе [5], рис. 2. Как следует из рисунка, при микрорезании единичным зерном толщина среза меньше глубины внедрения зерна

в обрабатываемый металл в момент прекращения процесса микрорезания. Это соответствует теоретическому решению, согласно которому при одном значении величин P_y и P толщина среза при микрорезании меньше глубины внедрения зерна в обрабатываемый металл при его вдавливании. Таким образом, теоретически обоснованы принципиальные отличия процессов микрорезания и вдавливания неподвижного зерна в обрабатываемый металл. Следовательно, по твердости обрабатываемого материала сложно судить о его обрабатываемости, поскольку зависимости для определения величин P_y и P существенно отличаются. Так, радиальная составляющая силы резания P_y определяется суммой углов ($\gamma + \psi$), а сила P – лишь углом γ .

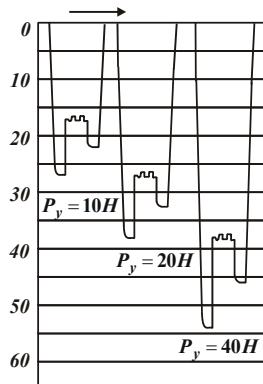


Рис. 2 – Глубина внедрения (в мкм) алмазного конуса $2\gamma=120^0$ в армко-железо (103 HV) при вдавливании, царапании и остановках

При микрорезании вследствие образования упругих перемещений в технологической системе фактическая толщина среза a_ϕ всегда меньше名义ной толщины среза a . В связи с этим важно аналитически оценить степень их отличия на основе условия равенства радиальной составляющей силы резания P_y и упруго-восстанавливающей силы ($c \cdot y$), где c – жесткость технологической системы, Н/м; y – упругое перемещение в системе, м. С учетом (3), рассматривая в ней вместо a фактическую толщину среза a_ϕ , получено

$$c \cdot (a - a_\phi) = \frac{2 \cdot \sigma_{cyc} \cdot a_\phi^2 \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \operatorname{tg}\gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}. \quad (6)$$

Решая квадратное уравнение относительно величины a_ϕ , имеем

$$a_{\phi} = \frac{a}{\sqrt{0,25 + \frac{a \cdot A}{c} + 0,5}}, \quad (7)$$

$$\text{где } A = \frac{2 \cdot \sigma_{cyc} \cdot \sin(\gamma + \psi) \cdot \operatorname{tg} \gamma}{[1 - \sin(\gamma + \psi)]}.$$

При условии $c \rightarrow \infty$ фактическая толщина среза $a_{\phi} \rightarrow a$, т.е. расчеты по определению величины a_{ϕ} выполнены правильно. С уменьшением величины A также $a_{\phi} \rightarrow a$, что связано с уменьшением углов γ и ψ в результате повышения режущей способности круга.

Выводы. В работе получены аналитические зависимости для определения радиальной составляющей силы резания при микрорезании единичным зерном и силы вдавливания неподвижного зерна в обрабатываемый металл. Показано, что при одинаковом значении этих сил толщина среза при микрорезании всегда меньше глубины внедрения зерна в металл при вдавливании. Установлено также, что повысить эффективность шлифования с точки зрения снижения силовой напряженности процесса можно главным образом за счет обеспечения высокой режущей способности круга.

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Попов С.А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С.А. Попов, Н.П. Малевский, Л.М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 3. Анділахай В.О. Підвищення ефективності шліфування наплавлених контактних поверхонь великогабаритних деталей металургійного призначення: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В.О. Анділахай. – Маріуполь, 2011. – 21 с. 4. Новиков Ф.В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф.В. Новиков, А.А. Анділахай // Наукovi працi Донецького нацiонального технiчного унiверситету. Серiя: Машинобудування i машинознавство. Випуск 7 (166). – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – С. 46-53. 5. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с.

Поступила в редакцию 4.10.2012г.

УДК 621.923

Определение условий уменьшения силовой напряженности процесса шлифования / Ф.В. Новиков, И.Е. Иванов // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.31-35. – Бібліогр.: 5 назв..

Виконано оцінку силової напруженості мікрорізання одиничним зерном і вдавлення зерна в оброблюваний матеріал, сформульовані умови підвищення ефективності процесу шліфування

Ключові слова: шліфування, оброблюваний матеріал, сила різання, товщина зразу

The estimation of the power intensity microcutting single grains and pushing of the grain in the material being processed, formulated conditions improve efficiency of the grinding process

Keywords: grinding, processed material, cutting force, slice thickness

И.В. ГЕРШИКОВ, инж. ЗАО “Азовский машиностроительный завод”,
Бердянск

ОЦЕНКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ГЛУБИННОГО ШЛИФОВАНИЯ КОНУСНЫМ КРУГОМ ПО ТЕМПЕРАТУРНОМУ КРИТЕРИЮ

Теоретически обоснована и практически подтверждена эффективность применения конусного круга при зубошлифовании по методу профильного копирования (глубинного шлифования) с точки зрения уменьшения температуры резания

Ключевые слова: глубинное шлифование, абразивный круг, температура шлифования, производительность обработки

Введение. Перспективность применения глубинного шлифования как высокопроизводительного метода механической обработки, обеспечивающего высокое качество обрабатываемых поверхностей деталей, доказана многочисленными исследованиями и практикой его использования на различных операциях. Особенно эффективным оказалось его применение на операциях зубошлифования высокопористыми абразивными кругами по методу копирования, когда съем припуска производится за один или несколько проходов круга. В этом случае производительность обработки увеличивается в несколько раз по сравнению с традиционно применяемыми схемами зубошлифования по методу обката. Вместе с тем, применение метода копирования не гарантирует высококачественной обработки в связи с возможностью появления на обрабатываемых поверхностях зубчатых колес прижогов и других температурных дефектов. Это может быть связано со съемом значительных неравномерных припусков зубьев колес, низкой режущей способностью круга, применением повышенных режимов шлифования и т.д. Поэтому изыскание условий обработки, гарантированно обеспечивающих бездефектное шлифование зубчатых колес, является важной и актуальной задачей.

Анализ основных достижений и литературы. В работе [1, 2] проведен теоретический анализ условий уменьшения температура при глубинном шлифовании. Однако решения получены применительно к круглому наружному шлифованию периферией круга, тогда как при зубошлифовании в резании участвует и торцовая поверхность круга. В работе [3] приведены аналитические зависимости для определения температуры шлифования, которые позволяют по-новому раскрыть закономерности формирования температуры при глубинном шлифовании и требуют дальнейших исследований.

Цель исследования, постановка задачи. Целью работы является обоснование путей уменьшения температуры шлифования при заданной производительности обработки на операциях зубошлифования по методу копирования, реализующего условия глубинного шлифования. Задача состоит в аналитическом описании температуры шлифования как периферийной, так и торцовой поверхностями круга, что характерно для процесса зубошлифования.

Материалы исследований. Работами американского инженера Вернера Г. [4] экспериментально установлена экстремальная зависимость температуры шлифования периферии круга от глубины шлифования t при заданной производительности обработки Q (рис. 1). Постоянство производительности обработки достигалось за счет пропорционального уменьшения скорости детали V_{dem} с увеличением t по зависимости $V_{dem} = Q/(B \cdot t)$, где B – ширина шлифования, м. Для обоснования данной закономерности автором работы совместно с к.т.н. Андилахаем В.А. уточнена аналитическая зависимость для определения температуры шлифования θ (температуры поверхностного слоя детали), которая была впервые получена Новиковым Ф.В. и Кленовым О.С.:

$$\theta = \frac{0,96 \cdot \sigma}{\lambda \cdot \sqrt{R_{kp}}} \cdot \left(1,088 \cdot \sqrt{\frac{\lambda}{c \cdot \rho}} \cdot \sqrt{R_{kp} \cdot t \cdot Q_{yo}} - \sqrt{t} \cdot Q_{yo} \right), \quad (1)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²;

λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К;

c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К);

ρ – плотность материала, кг/м³;

R_{kp} – радиус шлифовального круга, м;

$Q_{yo} = t \cdot V_{dem}$ – удельная производительность обработки, м³/(с·м).

Как установлено расчетами, температура шлифования θ имеет экстремум (максимум) от переменной величины $\sqrt{t} \cdot Q_{yo}$ (рис. 2). Исходя из этого, уменьшить температуру шлифования θ можно за счет осуществления многопроходного или глубинного шлифования. Экстремальные значения температуры шлифования θ и переменной величины $\sqrt{t} \cdot Q_{yo}$ определяются:

$$\left(\sqrt{t} \cdot Q_{yo} \right)_{\text{экстр}} = \frac{0,25 \cdot \lambda \cdot \sqrt{R_{kp}}}{c \cdot \rho}; \quad (2)$$

$$\theta_{max} = \frac{0,25 \cdot \sigma}{c \cdot \rho}. \quad (3)$$

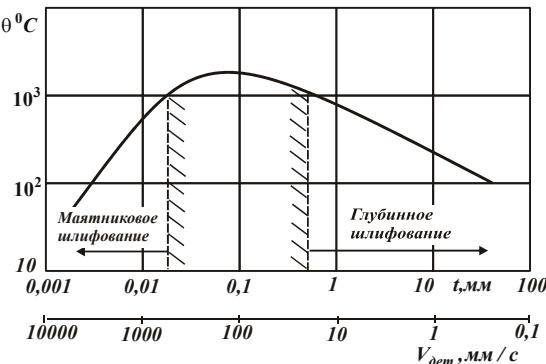


Рис. 1 – Залежність температури шліфування θ від глибини шліфування t
(скорості деталі $V_{\text{дет}}$, $\text{мм} / \text{с}$)

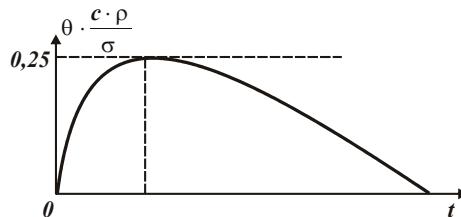


Рис. 2 – Залежність безрозмірної величини $\theta \cdot \frac{c \cdot \rho}{\sigma}$ від глибини шліфування t

Следовательно, максимальная температура шлифования θ_{\max} однозначно определяется условным напряжением резания σ , а переменная величина $\sqrt{t} \cdot Q_{\text{вд}}$ - коэффициентом температуропроводности обрабатываемого материала $a = \lambda / (c \cdot \rho)$ и радиусом шлифовального круга R_{kp} . Как известно, при шлифовании условное напряжение резания σ может изменяться в широких пределах, до 10 и более раз превышая предел прочности обрабатываемого материала на сжатие. Это вытекает также из аналитической зависимости, полученной применительно к процессу микрорезания единичным зерном в форме шара [5]:

$$\sigma = \cos(\gamma + \psi) \cdot \cos \alpha_0 \cdot \frac{2 \cdot \tau_{\text{сob}}}{[1 - \sin(\alpha_0 + \gamma + \psi)]}, \quad (4)$$

где α_0 – угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал;
 γ – отрицательный передний угол режущего абразивного зерна;

ψ – условный угол трения абразивного зерна с материалом;

τ_{cde} – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, $\text{Н}/\text{м}^2$.

При условии $(\alpha_0 + \gamma + \psi) = 90^\circ$ условное напряжение резания $\sigma \rightarrow \infty$. В этом случае процесс резания (стружкообразование) отсутствует, имеет место лишь процесс пластического деформирования материала. Следовательно, уменьшить условное напряжение резания σ и соответственно максимальную температуру шлифования θ_{max} можно уменьшением углов α_0 , γ , ψ . При микрорезании единичным зерном отрицательный передний угол зерна γ может принимать значения 45° и более, а угол ψ – значения 30° и выше. В результате сумма углов $(\gamma + \psi) \rightarrow 90^\circ$ и процесс резания (стружкообразования) возможен лишь при весьма малых значениях угла α_0 , т.е. фактически при резании с постоянной толщиной среза. В противном случае будет иметь место процесс пластического деформирования материала без образования стружки, сопровождающийся интенсивным трением зерна с материалом. Этим показано, что в общем случае, согласно зависимости (4), условное напряжение резания σ может многократно превышать предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{cж} \approx 2\tau_{cde}$, что связано с большими углами γ и ψ .

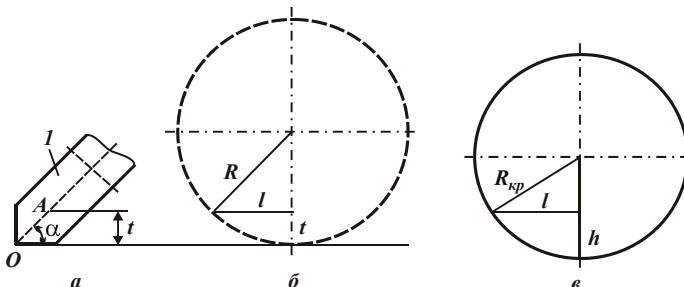


Рис. 3 – Расчетные схемы шлифования конусным кругом 1:

а – углом при вершине 2α ; б, в – в плоскости, проведенной перпендикулярно плоскости шлифования.

Результаты исследований. Исходя из зависимостей (2) и (3), увеличить удельную производительность обработки Q_{y0} при одинаковой максимальной температуре шлифования θ_{max} можно увеличением радиуса шлифовального круга R_{kp} . Очевидно, в пределе $R_{kp} \rightarrow \infty$ (при переходе от шлифования периферией круга к шлифованию торцом круга). Однако, в этом случае зависимость для определения температуры шлифования будет иной, т.к. зависимость (1) получена для схемы круглого наружного шлифования периферией круга, когда габариты шлифовального круга ограничены.

Поэтому на практике вопрос увеличения R_{kp} решается путем создания на круге конусной части с углом при вершине 2α (рис. 3,а). В этом случае приведенный (условный) радиус круга R в плоскости, проведенной перпендикулярно плоскости шлифования, будет отличаться от радиуса круга R_{kp} в плоскости, проведенной под углом α к плоскости шлифования. Это вытекает из уравнения $(R-t)^2 = R^2 - l^2$ (рис. 3,б), разрешая которое относительно R , получим:

$$R = \frac{(t^2 + l^2)}{2 \cdot t} \approx \frac{l^2}{2 \cdot t}. \quad (5)$$

Умножим числитель и знаменатель зависимости (5) на величину h , равную “условной” глубине шлифования ОА в плоскости, проведенной под углом α к плоскости шлифования (рис. 3,а):

$$R = \frac{l^2}{2 \cdot t} \cdot \frac{h}{h} = \frac{l^2}{2 \cdot h} \cdot \frac{h}{t}. \quad (6)$$

В этом случае расчетная схема, приведенная на рис. 3,б, трансформируется в расчетную схему, приведенную на рис. 3,в. Для нее справедлива преобразованная зависимость (5):

$$R = \frac{l^2}{2 \cdot h}. \quad (7)$$

Для обеих схем величина l остается постоянной. Тогда, подставляя зависимость (7) в (6) с учетом $t/h = \sin \alpha$ (рис. 3,а), получим

$$R = R_{kp} \cdot \frac{1}{\sin \alpha}. \quad (8)$$

Как видно, приведенный (условный) радиус круга R всегда больше радиуса круга R_{kp} . При условии $\alpha \rightarrow 0$, имеем $R \rightarrow \infty$. Таким образом, аналитически доказано, что создание на периферии круга конуса с углом при вершине 2α приводит к увеличению R , что создает объективные предпосылки уменьшения температуры шлифования θ .

Полученные теоретические результаты использованы для совершенствования операций зубошлифования на основе применения метода профильного копирования, реализующего схему глубинного шлифования конусным кругом. Для снижения условного напряжения резания σ применены высокопористые абразивные круги, обеспечивающие свободное размещение образующихся стружек в межзеренном пространстве и снижающие трение связки с обрабатываемым материалом. В результате съем припуска (до 0,5 мм на сторону) производится за 2-3 прохода круга, т.е. обработка производится с

глубиной шлифования 0,15...0,2 мм, что позволяет в несколько раз повысить производительность обработки по сравнению с процессом зубошлифования, осуществляемым по схеме обката (многопроходного шлифования). При этом на обрабатываемых поверхностях отсутствуют прижоги, микротрецины и другие температурные дефекты, которые имели место при многопроходном шлифовании. В конечном итоге это обеспечивает повышение качества обработки и ресурс работы зубчатого колеса.

Выводы. В работе обоснована возможность уменьшения температуры шлифования на операции зубошлифования по методу профильного копирования (с использованием схемы глубинного шлифования) за счет применения конусного круга. Эффект обработки достигается в результате существенного увеличения приведенного (условного) радиуса круга. Теоретические решения положены в основу создания высокопроизводительных операций зубошлифования, обеспечивающих повышение производительности обработки в 5 раз при высоком качестве обрабатываемых поверхностей.

Список литературы: 1. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С.С. Силин, В.А. Хрульков, А.В. Лобанов, Н.С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с. 2. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с. 3. Новиков Ф.В. Повышение качества и производительности обработки на операциях зубошлифования зубчатых колес приводов шахтных конвейеров / Ф.В. Новиков, А.Н. Ковальчук, В.В. Нежесовский // Труды 17-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2011. – С. 3-13. 4. Werner G. Technologische und Konstruktive Voraussatzzungen fur das Tiefschleifen / G. Werner. – “Werkstattstechnik”, 1979, Nr. 10. s. 613-620. 5. Новиков Ф.В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф.В. Новиков, А.А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Випуск 7 (166). – С. 46-53.

Поступила в редакцию 4.10.2012г.

УДК 519.2

Оценка технологических возможностей глубинного шлифования конусным кругом по температурному критерию / И. В. Гершиков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.36-41. – Бібліogr.: 5 назв.

Теоретично обґрунтovanа й практично підтверджена ефективність застосування конусного круга при зубошлифуванні за методом профільного копіювання (глибинного шліфування) з погляду зменшення температури різання

Ключові слова: глибинне шліфування, абразивний круг, температура шліфування, продуктивність обробки

Theoretically grounded and practically confirmed the effectiveness of the conetion circle with tooth-grinding method of profile copy (deep grinding) from the point of view of reducing the cutting temperature

Keywords: deep grinding, grinding wheel, grinding temperature, processing performance

A.A. АНДИЛАХАЙ, канд. техн. наук, доц. ГВУЗ “ПГТУ”, Мариуполь

УСЛОВИЯ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

В статье приведены результаты исследований производительности абразивной обработки деталей затопленными струями. Показано, что основным условием повышения производительности является увеличение скорости движения абразивных зерен при обеспечении равномерного перемешивания обрабатываемых деталей и всестороннего воздействия абразивных зерен на их поверхности. Экспериментально установлено, что увеличение съема металла независимо от предела прочности материала происходит пропорционально времени обработки.

Ключевые слова: абразивная обработка, скорость движения абразивного зерна, время обработки.

Введение. Операции финишной абразивной обработки ответственных деталей машин, как правило, трудоемки и поэтому повышение производительности обработки является актуальной задачей, имеющей большое практическое значение при обработке как связанным, так и свободным абразивом. В особой мере это относится и к методам струйно-абразивной обработки, в частности, к прогрессивному методу абразивной обработки деталей затопленными струями. Как известно, существенным недостатком метода струйно-абразивной обработки является интенсивный износ каналов сопел, через которые прокачивается абразивная суспензия. Метод абразивной обработки деталей затопленными струямищен указанных недостатков, т.к. через сопла прокачивается только сжатый воздух, а абразивные зерна, находящиеся в абразивной суспензии, присоединяются к струям сжатого воздуха после срезов сопел. Вместе с тем, данный метод мало изучен и требует теоретического и экспериментального обоснования его возможностей, особенно в плане определения условий повышения производительности обработки.

Анализ основных достижений и литературы. В работах [1, 2] экспериментально установлено, что основным направлением повышения производительности струйно-абразивной обработки является увеличение скорости движения абразивных зерен. Однако в научно-технической литературе такие данные отсутствуют применительно к методу абразивной обработки деталей затопленными струями. В связи с этим важно знать закономерности изменения производительности данного метода обработки от скорости движения абразивных зерен, что требует установления аналитической зависимости, увязывающей производительность и скорость движения зерен.

Цель исследования, постановка задачи. Целью данной работы является обоснование возможностей повышения производительности абразивной обработки деталей затопленными струями. Для этого аналитически определим производительность обработки и оценим возможности ее увеличения.

Материалы исследования. Для достижения поставленной цели производительность обработки выражим зависимостью

$$Q = \frac{\vartheta}{\tau}, \quad (1)$$

где $\vartheta = N \cdot \vartheta_{cpes}$ – объем материала, удаляемый с поверхностей обрабатываемых деталей за определенное время τ , м³;

$N = k_0 \cdot n$ – количество микросрезов на обрабатываемых поверхностях деталей, образованных абразивными зернами за время τ ;

k_0 – количество абразивных зерен, участвующих в процессе обработки;

n – количество соударений абразивного зерна с обрабатываемыми деталями за время τ ;

ϑ_{cpes} – объем материала, удаляемого одним зерном, м³.

В отличие от обработки связанным абразивом (шлифовании, хонинговании и т.д.), при струйно-абразивной обработке режущее зерно в момент соударения с обрабатываемым материалом теряет скорость вплоть до нуля. Поэтому длина среза зависит от кинетической энергии движущегося зерна: чем она больше, тем больше длина среза. Сравнивая кинетическую энергию

$W = \frac{m \cdot V_0^2}{2}$ с работой резания $A = P_z \cdot l$, определим длину среза зерном

$$l = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot P_z}, \quad (2)$$

где m – масса режущего зерна, кг;

V_0 – скорость режущего зерна в начале его соударения с обрабатываемым материалом, м/с;

P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н.

В данном расчете предполагается, что толщина среза, а, следовательно, и тангенциальная составляющая силы резания P_z являются постоянными величинами. Из зависимости (2) вытекает, что увеличить длину среза l и соответственно производительность струйно-абразивной обработки можно увеличением m , V_0 и уменьшением P_z . Рассматривая тангенциальную составляющую силы резания в виде $P_z = \sigma \cdot S$ (где σ – условное напряжение резания, Н/м²; S – площадь поперечного сечения среза, м²), из зависимости (2) можно определить объем материала $\vartheta_{cpes} = l \cdot S$, снимаемого одним зерном:

$$\vartheta_{cpes} = \frac{m \cdot V_0^2}{2 \cdot \sigma}. \quad (3)$$

Как видно, увеличить ϑ_{cres} можно двумя путями: увеличением кинетической энергии движущегося зерна $W = \frac{m \cdot V_0^2}{2}$ (за счет увеличения массы m и скорости V_0 движущегося зерна) и уменьшением условного напряжения резания σ (энергоемкости обработки). Параметр n выразим зависимостью

$$n = \frac{\tau}{\tau_0}, \quad (4)$$

где $\tau_0 = \frac{2H}{V_0}$ – время между двумя последующими соударениями абразивного зерна с обрабатываемой деталью, с;

H – расстояние от сопла до обрабатываемой детали, м;

V_0 – скорость движения абразивного зерна, м/с.

Подставляя зависимости (3) и (4) в (1), имеем

$$Q = \frac{k_0 \cdot m \cdot V_0^3}{4 \cdot \sigma \cdot H}. \quad (5)$$

Как видно, увеличить производительность обработки Q можно увеличением количества абразивных зерен k_0 , массы зерна m и скорости его движения V_0 , а также уменьшением условного напряжения резания (энергоемкости обработки) σ и расстояния от сопла до обрабатываемой детали H . При этом наибольшее влияние на Q из всех входящих в зависимость (5) параметров оказывает скорость движения абразивного зерна V_0 , т.к. она входит в зависимость в третьей степени и ее незначительное изменение приводит к существенному изменению производительности обработки Q .

Результаты исследований. Исходя из сказанного, основным направлением повышения производительности абразивной обработки деталей затопленными струями необходимо рассматривать увеличение скорости движения абразивного зерна V_0 за счет применения эффективных технологических решений по управлению потоками движения абразивных зерен и обрабатываемых деталей. Следовательно, основной эффект абразивной обработки деталей затопленными струями состоит в возможности увеличения скорости движения абразивных зерен V_0 . Вместе с тем, скорость движения абразивных зерен V_0 в данном процессе обработки не задается, она является функцией параметров обработки, таких как объем загружаемого абразива, единичная и суммарная массы обрабатываемых деталей, объем заливаемой жидкости,

зернистость абразивного материала, содержание соды (Na_2CO_3) в жидкости и т.д.

Сущность данного процесса обработки заключается в том, что в рабочую камеру, содержащую свободно помещенные обрабатываемые детали и абразивную суспензию, подают сжатый воздух в виде струй, расположенных таким образом, чтобы достигались обработка и перемешивание деталей [3], а также обеспечивалась сохранность внутренних поверхностей рабочей камеры. Обеспечение равномерного перемешивания обрабатываемых деталей и всестороннее воздействие абразивных зерен на их поверхности является важнейшим условием достижения высоких положительных результатов. Эффективность процесса может быть утрачена из-за нарушения пропорций (баланса) между этими двумя факторами. Так, перемешивание, т.е. транспортировка деталей и абразивных зерен по замкнутой траектории внутри рабочей камеры с высокой скоростью противоречит условию достижения существенной разности скоростей между абразивными зернами и обрабатываемыми деталями. С другой стороны, интенсивное локальное воздействие зерен на обрабатываемые поверхности без должного перемешивания приведет к искажению геометрической формы отдельных деталей и неравномерной обработке партии.

Согласно зависимости (5), добиться увеличения производительности обработки Q от увеличения количества абразивных зерен k_0 , очевидно, можно до определенного предела, поскольку дальнейшее увеличение k_0 приведет к уменьшению производительности обработки Q . Следовательно, для эффективного ведения процесса обработки необходимо использовать оптимальное количество абразивных зерен k_0 , при котором обеспечивается баланс двух движущихся потоков: обрабатываемых деталей и абразивных зерен.

Аналогичным образом можно установить влияние массы абразивного зерна m на производительность обработки Q , поскольку с изменением m происходит изменение скорости движения абразивного зерна V_0 , что естественно ведет к изменению производительности обработки Q .

Таким образом показано, что влияние входящих в зависимость (5) параметров на производительность обработки Q в конечном итоге связано с изменением V_0 . Те факторы, которые приводят к увеличению V_0 , несомненно оказывают положительное влияние на увеличение производительности обработки Q . Поэтому вполне возможно, что изменение ряда параметров, входящих в зависимость (5), будет способствовать увеличению V_0 и производительности обработки Q . Другие параметры, наоборот, будут снижать производительность обработки, хотя, исходя из зависимости (5), их увеличение предполагает увеличение Q . Из зависимости (5) также вытекает, что увели-

чение производительности обработки Q в связи с уменьшением σ предполагает осуществление процесса резания с уменьшающейся во времени толщиной среза, т.е. при обработке острых кромок заготовки, удалении заусенцев, уменьшении микронеровностей на обрабатываемой поверхности заготовки. Уменьшение σ предполагает также обработку материалов небольшой твердости и прочности, например, цветных металлов и т.д. [4].

Для оценки достоверности полученного теоретического решения проведены экспериментальные исследования объема снятого материала с обрабатываемых деталей (в граммах) с течением времени обработки (в минутах) путем взвешивания специально изготовленных контрольных образцов из листовой латуни ЛС 59-1 (предел прочности 294 МПа) и бериллиевой бронзы БрБ2 (предел прочности 588 МПа), рис. 1. Как видно, увеличение съема металла независимо от предела прочности материала происходит пропорционально времени обработки на протяжении всего периода, поэтому эффективность процесса с большой степенью точности можно характеризовать съемом металла. Установлено также, что следы абразивных частиц распределяются по поверхностям полированных контрольных образцов неравномерно: вдоль кромок более плотно, у центров граней - менее плотно.

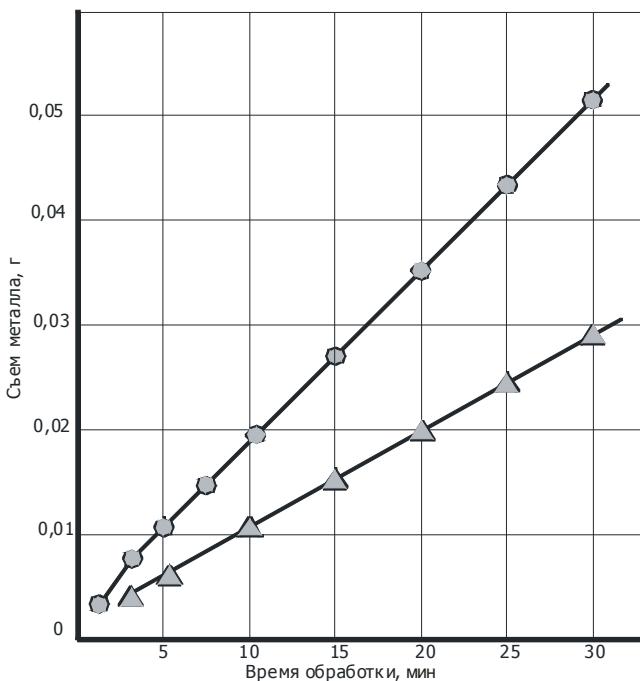


Рис. – Зависимость съема металла от времени обработки: о – образцы из латуни ЛС 59-1; Δ – образцы из бериллиевой бронзы БрБ2

Выводы. Теоретически установлено, что основным условием повышения интенсивности съема материала при абразивной обработки деталей затопленными струями является увеличение кинетической энергии движущихся абразивных зерен за счет увеличения скорости их движения и зернистости абразива, а также обеспечения равномерного перемешивания обрабатываемых деталей и всестороннего воздействия зерен на их поверхности.

Список литературы: 1. Кремень З.И. Турбоабразивная обработка деталей сложного профиля / З.И. Кремень, М.Л. Миссарский, В.З. Гузель. – М.: НИИмаш, 1987. – 53 с. 2. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А.Е. Проволоцкий – К: Техника, 1989. – 177 с. 3. Андилахай А.А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А.А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с. 4. Андилахай А.А. Технологические возможности абразивной обработки деталей затопленными струями / А.А. Андилахай // Вісник НТУ "ХПІ". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ "ХПІ", 2010. – № 49. – С. 140-143.

Поступила в редколлегию 4.06.2012

УДК 621.923

Условия повышения производительности абразивной обработки / А. А. Андилахай // // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.42-47. – Бібліогр.: 4 назв.

У статті наведені результати досліджень продуктивності абразивної обробки деталей затопленими струменями. Показано, що основною умовою підвищення продуктивності є збільшення швидкості руху абразивних зерен при забезпеченні рівномірного перемішування оброблюваних деталей і всебічного впливу абразивних зерен на їхній поверхні. Експериментально встановлене, що збільшення зінімання металу незалежно від межі міцності матеріалу відбувається пропорційно часу обробки.

Ключові слова: абразивна обробка, швидкість руху абразивного зерна, час обробки.

The results of research productivity abrasive machining submerged jets. It is shown that the main condition for increasing productivity is the increase in the velocity of the abrasive grains, while ensuring uniform mixing of processed de-hoists and full impact of the abrasive grains on their surface. It was established experimentally that the increase in metal removal, regardless of the ultimate strength of the material is proportional to the processing of time.

Keywords: abrasion, the velocity of the abrasive grain processing time.

Ф. В. НОВИКОВ, д-р техн. наук, проф., ХНЭУ, Харьков;
В.И. ПОЛЯНСКИЙ, директор ООО “Империя металлов”, Харьков;
И.А. РЯБЕНКОВ, канд. техн. наук, ГП ХМЗ “ФЭД”, Харьков

ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРИ НИЗКОЙ ЖЕСТКОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Произведена оценка влияния интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом на величину упругого перемещения в технологической системе и производительность обработки. Теоретически и экспериментально обоснованы условия повышения производительности шлифования при низкой жесткости технологической системы

Ключевые слова: шлифование, условное напряжение резания, упругое перемещение, сила резания, производительность обработки

Введение. Как известно, низкая жесткость технологической системы при шлифовании приводит к снижению производительности обработки. В значительной степени это проявляется при внутреннем шлифовании, характеризующемся весьма низкими показателями жесткости и производительности обработки, в особенности по мере износа и затупления круга. В связи с этим важно знать основные закономерности образования упругих перемещений в технологической системе и условия управления ими в процессе шлифования. Это позволит снизить или даже исключить отрицательную роль упругих перемещений при шлифовании и повысить производительность обработки.

Анализ основных достижений и литературы. Проблеме шлифования при относительно низкой жесткости технологической системы в научно-технической литературе удалено большое внимание [1, 2]. Разработаны эффективные автоматизированные циклы шлифования, позволяющие управлять упругими перемещениями в технологической системе и таким образом интенсифицировать процесс обработки [3]. Однако до настоящего времени фактически отсутствуют теоретические решения, позволяющие научно обоснованно подойти к выбору оптимальных вариантов шлифования при относительно низкой жесткости технологической системы, что ограничивает возможности повышения производительности и качества обработки.

Цель исследования, постановка задачи. Целью работы является определение путей повышения производительности обработки при внутреннем шлифовании, характеризующемся низкой жесткостью технологической системы. Для решения поставленной задачи произведена экспериментальная оценка силовой напряженности процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (HRC 62–63) и на основе полученных результатов определены оптимальные условия обработки.

Материалы исследования. Одним из основных отличий процесса шлифования от процессов лезвийной обработки является наличие трения связки круга с обрабатываемым материалом, что приводит к увеличению силы и температуре резания и снижению качества и производительности обработки. Для количественного анализа данного явления воспользуемся результатами теоретических исследований условного напряжения резания $\sigma = \sigma_p + \sigma_{mp}$ с учетом процессов резания (σ_p) и трения (σ_{mp}) при шлифовании [4]:

$$\frac{\sigma}{K_{uu}} = \frac{\sigma_p}{K_{up}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{mp}}}{P_y}\right)}, \quad (1)$$

где $K_{uu} = P_z / P_y$ – коэффициент шлифования;

P_z, P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н;

σ_p, K_{up} – соответственно составляющие условного напряжения резания и коэффициента шлифования, обусловленные процессом “чистого” резания абразивными зернами;

$P_{y_{mp}}$ – составляющая силы P_y , обусловленная процессом трения связки круга с обрабатываемым материалом.

Величина упругого перемещения при установившемся во времени процессе шлифования определится:

$$y_{ycm} = \frac{\sigma_p}{K_{up}} \cdot \frac{1}{\left(1 - \frac{P_{y_{mp}}}{P_y}\right)} \cdot \frac{Q}{c \cdot V_{kp}}, \quad (2)$$

где Q – производительность обработки, $\text{м}^3/\text{с}$;

V_{kp} – скорость круга, м/с;

c – жесткость технологической системы, Н/м.

По мере износа и затупления зерен круга отношение σ_p / K_{up} будет увеличиваться вследствие увеличения σ_p и уменьшения K_{up} , а высоты выступания зерен над связкой будут уменьшаться, что приведет к контакту обрабатываемого материала со связкой круга. В итоге в энергетическом балансе шлифования появится составляющая, обусловленная силой трения связки круга с материалом $P_{y_{mp}}$, что вызовет увеличение $P_{y_{mp}} / P_y$, а в соответствии с (2) – увеличение y_{ycm} . Преобразуем (2) с учетом соотношения $P_y = c \cdot y_{ycm}$

$$y_{ycm} = \frac{P_{y_{mp}}}{c} + \frac{\sigma_p}{K_{up}} \cdot \frac{Q}{c \cdot V_{kp}}. \quad (3)$$

В данном случае величина y_{ycm} состоит из двух слагаемых, первое из которых обусловлено трением связки круга с обрабатываемым материалом, а второе – процессом резания. Как следует из зависимости (3), с увеличением составляющей силы $P_{y_{mp}}$ величина упругого перемещения (начального натяга в технологической системе) y_{ycm} увеличивается при заданной производительности обработки Q . Следовательно, наличие трения связки круга с обрабатываемым материалом приводит к существенному увеличению y_{ycm} и соответственно нарушению нормального протекания процесса шлифования. Поэтому необходимо стремиться к полному устранению из процесса шлифования или хотя бы к частичному уменьшению величины $P_{y_{mp}}$.

Из зависимости (3) также следует, что при заданном значении P_y (соответственно y_{ycm}) увеличение $P_{y_{mp}}$ приводит к уменьшению производительности Q . Зависимость (3) в этом случае после преобразований принимает вид

$$Q = \frac{K_{up}}{\sigma_p} \cdot V_{kp} \cdot (P_y - P_{y_{mp}}). \quad (4)$$

При условии $P_{y_{mp}} \rightarrow P_y$ производительность обработки $Q \rightarrow 0$, т.е. увеличить Q можно увеличением $(P_y - P_{y_{mp}})$ за счет уменьшения $P_{y_{mp}}$. Полученная зависимость (4) согласуется с известными экспериментальными данными [5]. По физической сути зависимость (4) описывает производительность шлифования по упругой схеме. Из этого можно сделать вывод, что процесс шлифования по жесткой схеме (при недостаточной жесткости технологической системы) аналитически описывается теми же зависимостями (3) и (4), что и процесс шлифования по упругой схеме. Чем больше $(P_y - P_{y_{mp}})$, тем больше производительность обработки. В связи с этим рассмотрим процесс шлифования по упругой схеме. Очевидно, с увеличением P_y первоначально $P_{y_{mp}}$ будет незначительна, а Q будет определяться значением P_y : чем оно больше, тем больше Q . При достижении определенного значения P_y в связи с недостаточной режущей способностью круга в контакт с обрабатываемым материалом вступит связка, что вызовет увеличение величины $P_{y_{mp}}$. В результате производительность обработки Q будет оставаться постоянной с увеличением P_y или уменьшаться.

Используя приведенные выше решения, произведем экспериментальную оценку силовой напряженности процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-ЗА (HRC 62–63) и на основе полученных результатов определим оптимальные условия обработки. Экспериментальные исследования проводились на внутришлифовальном станке мод. WOUMARD-55 с использованием абразивного круга ПП 8x20x3 25A 25H СТ 7К5 35 м/с. Шлифование осуществлялось по жесткой схеме с режимом резания: скорость вращения круга – $V_{kp} = 16,7$ м/с (частота вращения круга – 40000 об/мин), продольная подача $S_{prod} = 2$ м/мин, частота вращения обрабатываемой детали – $n = 600$ об/мин, глубина шлифования $t = 0,05$ мм (на двойной ход стола), через 5–10 проходов производится выхаживание.

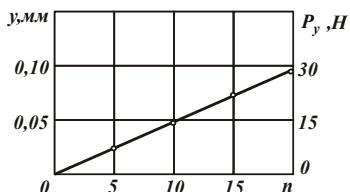


Рис. 1 – Зависимость y и P_y от количества проходов круга n

Величина упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, устанавливалась по разности подводимого в зону резания и снятого материала. Как следует из рис. 1, величина y увеличивается практически по линейной зависимости с увеличением количества проходов круга n . Это связано со значительным расхождением фактической и номинальной глубин шлифования. Их отношение t_ϕ/t приблизительно равно 0,07 (рис. 2), т.е. номинальная глубина шлифования t превышает фактическую глубину шлифования t_ϕ в 14,3 раз. Причиной тому является высокая твердость обрабатываемого материала и быстрая потеря режущей способности абразивного круга, в результате чего происходит интенсивное трение связки круга с обрабатываемым материалом. Достаточно отметить, что производительность обработки при этом ничтожно мала и составляет всего $Q = 0,4$ $\text{мм}^3/\text{мин}$ (рис. 2).

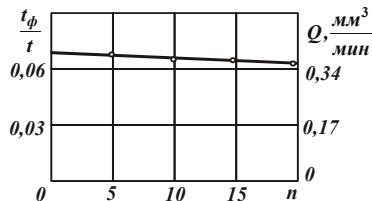


Рис. 2 – Зависимость t_ϕ/t и Q от количества проходов круга n

Исходя из зависимости (4), это указывает на то, что фактически выполняется условие $P_{y_{mp}} \rightarrow P_y$, в результате чего производительность обработки $Q \rightarrow 0$.

Низкий уровень производительности обработки обусловлен также небольшой жесткостью системы шлифовального круга в поперечном направлении, которая, как установлено экспериментально, равна $c = 300$ Н/мм. Радиальная составляющая силы резания $P_y = c \cdot y$, исходя из рис. 1, с увеличением количества проходов круга n изменяется по закону изменения величины упругого перемещения y и при $n = 20$ равна 30 Н.

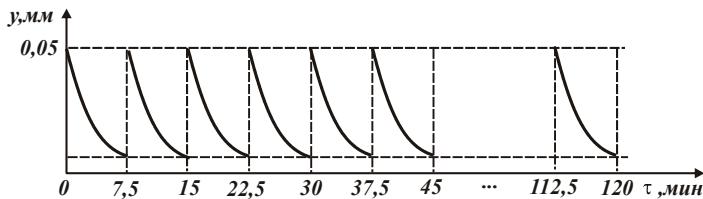


Рис. 3 – Характер изменения величины y с течением времени обработки τ

Естественно, осуществление процесса шлифования в таких условиях малоэффективно, особенно если учесть, что величина упругого перемещения y не может увеличиваться беспрепятственно с увеличением n . Как установлено экспериментально, она может изменяться лишь в пределах 0,05...0,1 мм, исходя из прочности и жесткости станка. Поэтому в данных условиях жесткую схему шлифования использовать нецелесообразно. Следует перейти к упругой схеме шлифования, создавая в технологической системе периодически натяги и осуществляя обработку, по сути, по схеме выхаживания. Данная схема является наиболее оптимальной при шлифовании с низкой жесткостью технологической системы, т.к. обеспечивает наибольшую производительность при заданной точности обработки. Экспериментально установлено, что для нормального протекания процесса внутреннего шлифования эффективно в технологической системе создавать начальный натяг на уровне 0,05 мм. Тогда съем припуска величиной 0,8 мм может быть произведен за 16 этапов создания в технологической системе начальных натягов (рис. 3). Продолжительность каждого этапа составляет приблизительно $\tau = 7,5$ минут, в результате чего припуск величиной 0,8 мм удаляется за 120 минут (2 часа). По действующей технологии внутреннего шлифования (по жесткой схеме), продолжительность обработки составляет 3,2 часа. Таким образом доказано, что переход от жесткой схемы шлифования к упругой схеме позволяет сократить время обработки более чем в 1,5 раза.

Выводы. Получена аналитическая зависимость для определения производительности обработки при шлифовании по жесткой схеме в условиях интенсивного трения связки круга с обрабатываемым материалом и наличия упругих перемещений в технологической системе. Установлено, что увеличить производительность обработки в этих условиях можно повышением

режущей способности круга, скорости круга и уменьшением радиальной составляющей силы резания, обусловленной трением связки круга с обрабатываемым материалом. Проведен комплекс экспериментальных исследований технологических параметров процесса внутреннего шлифования отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (HRC 62–63). Установлено, что в данном случае в связи с высокой твердостью обрабатываемого материала шлифовальный круг быстро теряет режущую способность, в результате чего отношение фактической и номинальной глубин шлифования небольшое и приблизительно равно 0,07, а производительность обработки составляет всего $0,4 \text{ мм}^3/\text{мин}$. Исходя из этого предложено перейти к упругой схеме шлифования, создавая в технологической системе периодически натяги и осуществляя обработку, по сути, по схеме выхаживания. Это позволяет сократить время обработки более чем в 1,5 раза.

Список литературы: 1. Балакшин Б.С. Основы технологии машиностроения / Б.С. Балакшин. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с. 2. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с. 3. Лурье Г.Б. Шлифование металлов / Г.Б. Лурье. – М.: Машиностроение, 1969. – 197 с. 4. Новиков Ф.В. Теоретический анализ энергоемкости обработки при шлифовании / Ф.В. Новиков, В.А. Андилахай // Труды 17-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2011. – С. 14-18. 5. Новиков Ф.В. Определение условий уменьшения погрешностей механической обработки отверстий / Ф.В. Новиков, А.Н. Ковальчук, И.А. Рябенков // Защита металлургических машин от поломок. – Мариуполь, 2009. – Вып. 11. – С. 273-279.

Поступила в редакцию 4.06.2012

УДК 621.923

Повышение производительности шлифования при низкой жесткости технологической системы / Ф. В. Новиков, В. И. Полянский, И. А. Рябенков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.48-53. – Бібліогр.: 5 назв.

Виконано оцінку впливу інтенсивності тертя зв'язки круга з оброблюваним матеріалом на величину пружного переміщення в технологічній системі й продуктивність обробки. Теоретично й експериментально обґрунтовані умови підвищення продуктивності шліфування при низькій жорсткості технологічної системи

Ключові слова: шліфування, умовна напруга різання, пружне переміщення, сила різання, продуктивність обробки

The evaluation of the influence of the intensity of the friction circle bundles with the processed material by the value of the elastic displacement in the technological system and productivity. Theoretically and experimentally proved conditions for increasing productivity STI sand at low stringency of the technological system

Keywords: grinding, cutting apparent stress, elastic movement, cutting force, the processing performance

Г.А. КРУТИКОВ, д-р техн. наук, проф. НТУ «ХПІ»
М.Г. СТРИЖАК, асп. НТУ «ХПІ»

РОЗРОБКА ПНЕВМАТИЧНОЇ СИСТЕМИ КЕРУВАННЯ НА ОСНОВІ ЕЛЕКТРОПНЕВМАТИЧНОГО ПЕРЕТВОРЮВАЧА З ПРОПОРЦІЙНИМ ЕЛЕКТРОКЕРУВАННЯМ

Була здійснена заміна дискретної системи керування шліфувально-обдирочної машини на точну аналогову систему керування, що ґрунтується на використанні електропневматичного перетворювача – пневматичного редукційного клапана з пропорційним електрокеруванням. Це дозволило розширити діапазон надійної роботи і тримати струм електромотора в оптимальному режимі.

Ключові слова: пневматичний редукційний клапан з пропорційним електрокеруванням, шліфувально-обдирна машина, пневмопривод, математична модель, безрозміні параметри

Вступ У цій статті досліджена пневматична система керування шліфувально-обдирної машини (ШОМ) фірми "CentroMaskin" (Швеція) на основі електропневматичного перетворювача з пропорційним електрокеруванням і дискретна система-прототип (рис. 1), реалізована на пневморозподільниках шведської фірми "Mestman".

Мета статті полягає у створенні аналогової пневматичної системи керування ШОМ, яка дасть змогу працювати у широкому діапазоні навантажень і, водночас, підтримувати струм електромотора в оптимальному режимі.

Постановка проблеми

Пневматична система керування рухом шліфувально - обдирної бабки (прототип) складається з пневмоциліндра діаметром 250 мм та комплексу розподільчої, регулюючої та запірної пневмоапаратури (рис. 1), що дозволяє виконувати наступні операції: швидке підймання бабки; – повільне опускання бабки; зависання бабки над заготівкою; робота в режимі зачистки (робочий режим), коли потрібне узгодження зусилля притиску з навантаженням на електродвигуні шліфувального кола.

Всі ці режими здійснюються шляхом дискретного перемикання 3/2 розподільника з діаметром умовного проходу 1" (3а, 3б, 3с, 3д, 3е) за допомогою пілотів керування (2а, 2б, 2с, 2д, 2е). Нижня порожнина циліндра 1, знаходиться під дією постійного підпору, який налаштовується редукційним клапаном 4д.

Одним з основних недоліків описаної системи керування (рис. 1) є надзвичайна складність для налаштування. Okрім налаштування електронних блоків керування, за допомогою якого встановлюються необхідні показники для релейного спрацювання ключів, сама пневматична система налаштовується за допомогою підбору тисків налаштування регуляторів

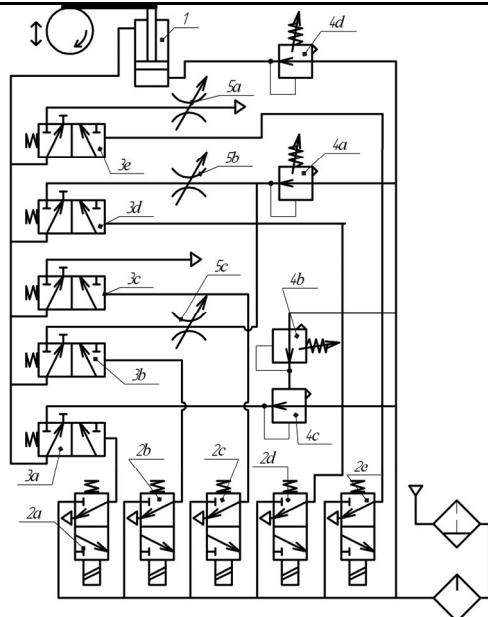


Рис. 1 – Пневматична схема керування пневмоциліндром шліфувальної бабки (прототип)

тиску 4а та 4d, а також налаштувань трьох дроселів 5a, 5b, 5c. Таким чином, тільки пневматична система керування має 5 параметрів налаштування. Крім того, система доволі грубо відпрацьовує процес слідкування зусилля притиску за струмом електродвигуна і має велику інерційність. Ще один недолік системи – достатньо висока чутливість до налаштування цих параметрів. Розбалансування пневматичної системи керування може статися в результаті сильного вібрації машини при зачистці заготовки.

Матеріали досліджень

Аналіз вимог до пневматичної системи керування ШОМ свідчить про те, що задача керування шліфувальною бабкою в усіх заданих режимах може бути вирішена на базі одного аналогового електропневматичного блоку – пневматичного регулятора тиску з пропорційним електрокеруванням.

Такі пневмоапарати входять в номенклатуру відомих фірм – виробників пневмоустаткування ("Norgren", "SMC", "Parker-Hannifin", "Festo", "Moog", "Hoerbiger" та інш.). У вітчизняних виробників пневмоустаткування аналогові електропневматичні перетворювачі з достатньо високими та надійними експлуатаційними показниками були розроблені в Сімферопольському ДСКТБ ПО "Пневматика". Основні характеристики аналогового електропневматичного перетворювача (регулятора тиску) наведені в табл. 1.

Таблиця – Технічні характеристики електропневматичного РК

Параметри	Значення
Номінальний тиск живлення (P_n), МПа	1
Напруга живлення ($U_{пит}$), В	$24 \pm 20\%$
Діапазон зміни вхідного сигналу ($U_{вх}$), В	$0 \div 10$
Діапазон зміни вихідного сигналу (P_b), МПа	$0,02 \div 1$
Умовний прохід клапана (D_y), мм	6
Споживаний струм (I), А	1
Основна похибка %, не більше	1,5
Додаткова похибка %/10° с	0,1
Зона нечутливості (ϵ_u), В	0,1

Пневматична система, що ґрунтуються на використанні електропневматичного аналогового перетворювача наведена на рис. 3.

Підпір в нижній порожнині налаштовується вручну за допомогою редукційного клапана 2 з пружинним керуванням (тип 112-25 D_y 1"). Тиск у верхній порожнині регулюється за допомогою електропневматичного перетворювача 6, що виконаний у вигляді окремого вузла і складається з трьохлінійного редукційного клапана 4 і функціонального блоку 5. Електропневматичний РК 4 являє собою переливний клапан з плоским затвором, причому, налаштування клапана здійснюється за допомогою зміни струму керування пропорційного електромагніта, що надходить від електронного підсилювача 5.

При збільшенні вхідної напруги U_Σ тиск на виході електропневматичного перетворювача 6 буде збільшуватись пропорційно напрузі. Клапан швидкого вихлопу 3 перекриває зв'язок лінії живлення верхньої порожнини циліндра з атмосферою й відкриває зв'язок з виходом РК 6. При швидкому зменшенні напруги керування U_Σ тиск на виході РК 6 падає і клапан швидкого вихлопу з'єднує верхню порожнину циліндра з атмосферою, забезпечуючи швидке падіння тиску p_2 в верхній порожнині циліндра.

З усіх налаштувань пневматичної системи керування залишається тільки одне – налаштування тиску підпору p_1 за допомогою редукційного клапана 2. Всі режими роботи системи реалізуються тільки одним вузлом – електропневматичним перетворювачем й задаються блоком електронного регулятора, розташованим на відстані від машини в помешканні електронних систем керування, де підтримуються оптимальні умови роботи для електроніки.

Блок – схема системи автоматичного регулювання зусилля притиску шліфувального кола в режимі зачистки наведена на рис. 2 ($k_{РД}$ – коефіцієнт передачі регулятора тиску з електрокеруванням; $k_{ПЦ}$ – коефіцієнт передачі по

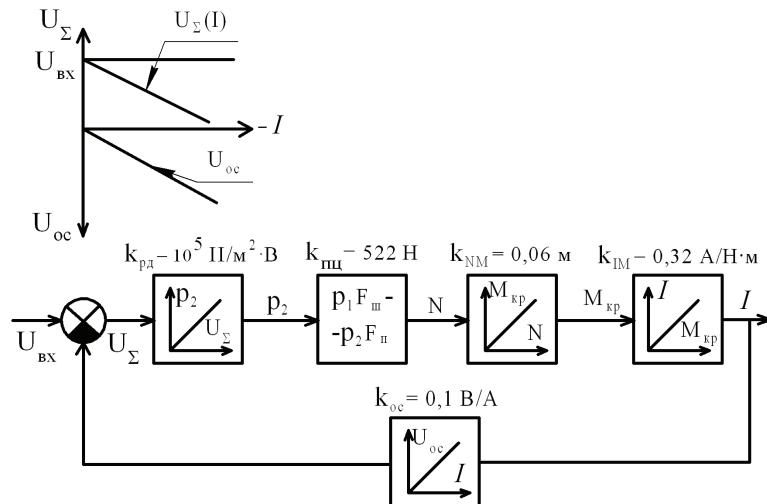


Рис. 2 – Блок-схема замкненої системи безперервного керування в режимі зачистки

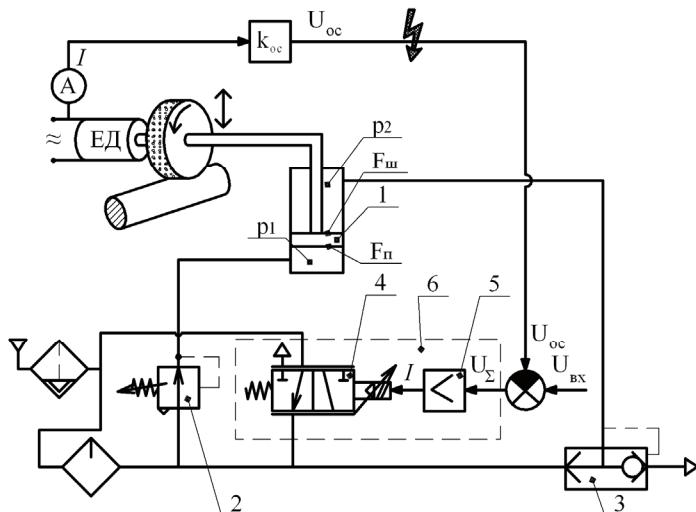


Рис. 3 – Пневматична система керування циліндром шліфувальної бабки з використанням аналогового електропневматичного перетворювача

підсиленню пневмоциліндра; R_{kp} – радіус шліфувального кола; $k_{\vartheta\pi}$ – коефіцієнт передачі по навантаженню електромотора; k_{oc} – коефіцієнт

підсилення зворотнього зв'язку). Система регулювання буде точно відстежувати навантаження на шліфувальному колі по струму електромотора і пропорційно цьому змінювати зусилля притиску кола до заготовки. За допомогою налаштування k_{oc} можна підібрати оптимальну чутливість системи при стійкій, надійній роботі. Причому, як демонструють розрахунки, діапазон надійної роботи системи можна значно розширити (від мінімального навантаження на електромоторі в 5 А до максимального в 200 А). Навіть за найменшого навантаження в 5 А шліфувальне коло завжди буде притиснуте до заготовки, чого не вдавалося досягти в прототипі.

Таким чином, переваги запропонованої системи керування шліфувальною бабкою над існуючою полягають в наступному:

- відмова від використання коштовної імпортної пневмоапаратури;
- суттєве спрощення процедури налаштування пневматичної частини системи (1 параметр, замість 5 у попередній);
- значне скорочення кількості пневмоапаратів і їх габаритів;
- підвищення надійності за рахунок винесення всіх регулювань в електронний блок і перенесення його з цеху в спеціальне приміщення;
- значне покращення експлуатаційних показників машини за рахунок переходу від грубої релейної системи, що працює тільки по двом точкам характеристики навантаження мотора, до точної швидкодіючої аналогової системи, що дозволяє тримати струм електромотора в оптимальному режимі;
- розширення діапазону надійної роботи аж до найменших навантажень, які практично не вдавалося відпрацьовувати на старій системі.

Конструктивна схема електропневматичного перетворювача – РК з пропорційним електрокеруванням наведена на рис. 4. Вхідним сигналом є напруга U_{bx} з діапазоном зміни від 0 до 10 В. Електронний підсилювач 18 підсилює сигнал неузгодження $U_\Sigma = U_{bx} - U_{oc}$, отриманий на суматорі 17 і претворює його в струм I , що надходить на пропорційний електромагніт 1. Зусилля, що розвиває електромагніт 1, урівноважується тиском p_y , що діє на заслонку 8, яка закріплена на осерді електромагніту. Через те, що сила, яку розвиває електромагніт 1, пропорційна струму I , що проходить через катушку, то тиск у верхній надмембраний порожнині також стає пропорційним струму I , адже:

$$p_y = \frac{4F_m}{\pi \cdot d^2} = \frac{4k_{FI}}{\pi \cdot d^2} I, \quad (1)$$

де k_{FI} - коефіцієнт тяги електромагніта; d - діаметр сопла 6.

Діаметр сопла 6 дорівнює 2,5 ÷ 2,7 мм, діаметр жиклера живлення 7

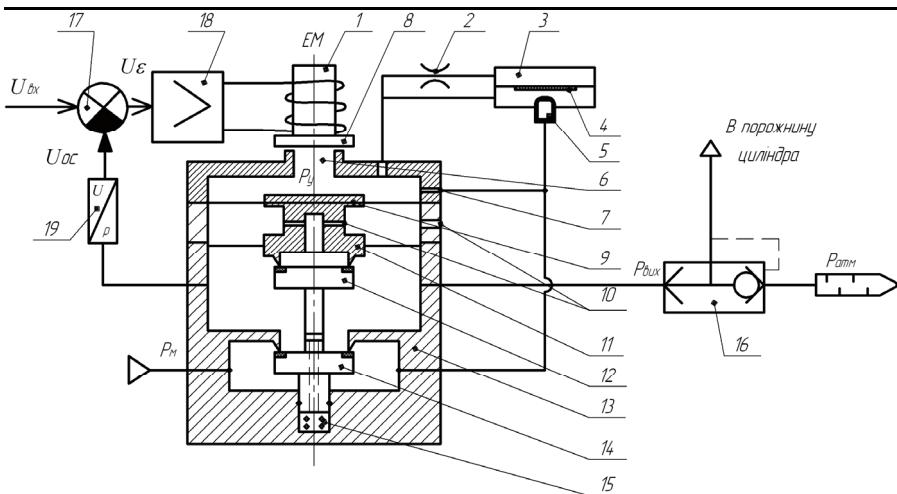


Рис. 4 – Конструктивна схема електропневматичного перетворювача

дорівнює $0,3 \div 0,5$ мм. Таке співвідношення діаметрів дозволяє звузити робочий діапазон переміщень заслонки й практично виключити нелінійність тягової характеристики електромагніта, пов'язану з переміщенням серцевини. Крім того, це дозволяє опустити нижню межу робочих тисків редукційного клапана з пропорційним електрокеруванням.

При збільшенні тиску p_y мембрально-клапанний блок 11 зміщується донизу, відкриваючи нижній клапан 14, в результаті чого тиск на виході p також збільшується. При зменшенні тиску p_y нижній клапан 14 сідає в сідло, а верхній клапан 12 відкривається, поєднуючи вихід РК з атмосферою через отвір 10. В результаті цього тиск p також знижується.

Результати дослідження

При побудові математичної моделі пневматичної системи керування шліфувально-обдирною машиною у безрозмірній формі за основу було взято роботи О.В. Герц, Г.В. Крейніна, М.А. Мамонтова, Б.М. Подчуфарова [2, 5, 6, 7, 8, 9, 11].

Значення для базових змінних отримаємо за методикою нормування математичних рівнянь Вишнеградського-Воронова-Мамонтова:

$$P_{16} = P_{26} = P_{10}; T_{16} = T_{26} = T_m; x_6 = z_n; t_6 = \frac{F \cdot z_6}{f_3 \cdot \sqrt{k \cdot R \cdot T_m}} = \frac{F \cdot z_6}{f_3 \cdot a_0} \quad (2)$$

За базовий тиск прийнятий незбурений тиск налаштування (P_{10}); за базову температуру – температура оточуючого середовища (T_m); за базову одиницю довжини принята висота надмембральної камери при повністю

закритому клапані (z_h). За базову одиницю часу (t_0) – час заповнення об'єму підмембранної камери (W_0) нестискаємим середовищем, яке рухається зі швидкістю звуку ($a_0 = \sqrt{kRT_m}$) через отвір, рівний ефективній площині дросельючої щілини повністю відкритого клапана ($\mu_k \pi d_k z_k$).

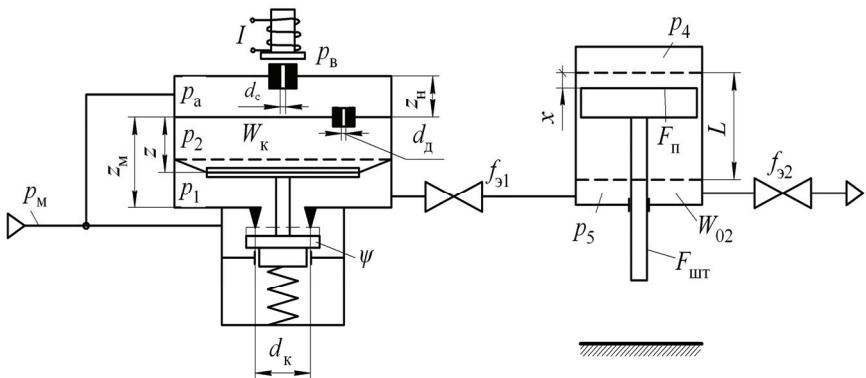


Рис. 5 – Розрахункова схема пневматичного привода з РК

Розрахункова схема пневмопривода шліфувально-обдирної машини, де встановлений РК з електрокеруванням, наведена на рис. 5. Математична модель у безрозмірному вигляді являє собою систему наступних нелінійних диференційних рівнянь [4]:

1.
$$\frac{d\sigma_1}{d\tau} = \frac{k}{\rho_1} \left[(1 - \gamma_1) \sigma_m \varphi(\sigma_m, \sigma_1) - \sigma_1 \eta_1 q_1 \varphi(\sigma_1, \sigma_e) + \eta_2 \sqrt{\theta_1} \sigma_1 \frac{d\gamma_1}{d\tau_1} \right];$$
2.
$$\frac{d\theta_1}{d\tau} = \frac{\theta_1}{\sigma_1} \frac{d\sigma_1}{d\tau} - \frac{\theta_1^2}{\sigma_1 \rho_1} \left[\sigma_1 (1 - \gamma_1) \varphi(\sigma_m, \sigma_1) - \sigma_1 \eta_1 q_2 \varphi(\sigma_1, \sigma_m) - \eta_2 \frac{\sigma_1}{\sqrt{\theta_1}} \varphi(\sigma_1, \sigma_e) \right];$$
3.
$$\frac{d\sigma_2}{d\tau} = \frac{k}{\gamma_1} \left[\text{sign}(\sigma_a - \sigma_m) \sigma_m - \text{sign}(\sigma_a - \sigma_2) \eta_1 q_2 \varphi(\sigma_a, \sigma_2) - \sigma_2 \frac{d\gamma_1}{d\tau} \right];$$
4.
$$\frac{d\sigma_a}{d\tau} = \frac{k}{\delta + 1 - \gamma_1} \left[\sigma_m \varphi(\sigma_m, \sigma_a) - \sigma_a \sqrt{\theta_a} \eta_3 \varphi(\sigma_a, \sigma_e) - \text{sign}(\sigma_a - \sigma_e) \sigma_a \eta_2 q_1 \varphi(\sigma_a, \sigma_e) \right];$$
5.
$$\frac{d\gamma_1}{d\tau} = S_1;$$

6. $\frac{dS_1}{d\tau} = \frac{1}{\beta} \left[\Pi_p (\sigma_m - \sigma_1) + \sigma_2 - \sigma_a + \chi_p \right] - 2\xi\omega S_1 + \omega^2 (1 - \gamma_1);$
7. $\frac{d\sigma_4}{d\tau} = \frac{k}{1 + \gamma_{20} - \gamma_2} \left[\sigma_4 \frac{d\gamma_2}{d\tau} - \frac{\sigma_5^{1.14}}{\Pi} \Omega \varphi(\sigma_4, \sigma_5) \right];$
8. $\frac{d\sigma_5}{d\tau} = \frac{k}{\gamma_{10} + \gamma_2} \left[\sqrt{\theta_1} \sigma_1 \varphi(\sigma_1, \sigma_5) - \sigma_5 \frac{d\gamma_2}{d\tau} \right];$
9. $\frac{d\gamma_2}{d\tau} = S_2;$
10. $\frac{dS_2}{d\tau} = \frac{1}{\beta} [\sigma_4 - \Pi \sigma_5 + \chi].$

де $\Pi = F_{\text{шт}} / F_n$; $\eta_1 = \frac{f_k^3}{\mu_k \pi d_k z_k}$; $\eta_2 = \frac{\mu_o f_o^3}{\mu_k \pi d_k z_k}$; $\eta_3 = \frac{\mu f^3}{\mu_k \pi d_k z_k}$.

Ця система рівнянь записана при наступних припущеннях:

1. зовнішні і внутрішні витоки у пневмоциліндрі нехтовно малі [3, 12];
2. відсутній теплообмін з оточуючим середовищем [4];
3. процеси у порожнинах пневмоциліндра квазістационарні [1];
4. відсутні хвильові процеси у магістралях [3, 10];
5. процеси дроселювання вважаються адіабатичними, а втрати на тертя враховуються за допомогою коефіцієнта витрати [3, 1, 4];
6. застосовані закони ідеального газу;
7. сила тертя у рухомих частинах виконавчого механізму – величина постійна;
8. силою в'язкого тертя нехтуємо.

Рівняння (1 – 6) описують зміну безрозмірного тиску $\dot{\sigma}_7$ у проточній порожнині на виході РК, безрозмірної температури $\dot{\theta}_7$ у тій самій порожнині, безрозмірного тиску $\dot{\sigma}_8$ у підмембраний камері і $\dot{\sigma}_6$ надмембраний камері, безрозмірної висоти \dot{y} підмембральної камери, а також безрозмірної швидкості \dot{S}_1 клапанно-мембранного блока.

Рівняння (7 – 10) описують у безрозмірній формі роботу двостороннього пневмопривода.

У рівняннях (1 – 10) $\varphi(A, B)$ – витратна функція ($A = \sigma_1, \sigma_2, \dots, B = \sigma_2, \sigma_3, \dots$):

$$\varphi(A, B) = \sqrt{\frac{2 \left[(B/A)^{1.43} - (B/A)^{1.73} \right]}{k-1}}, \text{ якщо } A \geq B \text{ і } \frac{B}{A} \geq 0,528;$$

$$\varphi(A, B) = \sqrt{\frac{2 \left[(A/B)^{1,43} - (A/B)^{1,73} \right]}{k-1}}, \text{ якщо } A < B \text{ і } \frac{A}{B} \geq 0,528;$$

$$\varphi(A, B) = 0,258, \text{ якщо } \frac{B}{A} \text{ і } \frac{A}{B} < 0,528.$$

Введення витратної функції $\varphi(A, B)$ без розкриття її змісту у рівняннях дозволяє автоматизувати процес переходу від одного режима течії газу (докритичного або надкритичного) до іншого з урахуванням можливої зміни знака витрати на усіх дросельючих елементах.

Введення додаткових функцій q_1 , q'_1 і q_2 поряд з функціями Кронекера від різниці тисків $(\sigma_a - \sigma_2)$ і $(\sigma_a - \sigma_e)$ дозволяє моделювати суттєво нелінійну характеристику глухих камер РК з квадратичними дроселями:

$$q_1 = \sigma_1 \sqrt{\theta_1}, \text{ якщо } \sigma_1 \geq \sigma_2; q_1 = (\sigma_2^2 \sigma_{2M}^{-1})^{\frac{k-1}{2k}} \sqrt{\theta_{2M}}, \text{ якщо } \sigma_1 < \sigma_2;$$

$$q'_1 = \sigma_e \sqrt{\theta_e}, \text{ якщо } \sigma_a < \sigma_e \quad (\theta_e = 1); q'_1 = (\sigma_a^2 \sigma_{AM}^{-1})^{\frac{k-1}{2k}} \sqrt{\theta_{AM}}, \text{ якщо } \sigma_a < \sigma_e;$$

$$q_2 = \sigma_1 \sqrt{\theta_1}, \text{ якщо } \sigma_1 \geq \sigma_2; q_2 = (\sigma_2)^{\frac{k-1}{2k}} \sigma_{2M} (\theta_{2M})^{-0,5}, \text{ якщо } \sigma_1 < \sigma_2,$$

де σ_{2M} , σ_{AM} , θ_{2M} і θ_{AM} – безрозмірний тиск і температура відповідно у нижній і верхній надмембраних камерах у момент зміни знаку витрати через дросель.

При витіканні повітря з надмембрanoї і підмембрanoї камер прийнятий адіабатичний закон.

Після нормування в якості незалежних залишаються параметри χ , Ω , β , Π . Основними критеріями динамічної подоби є перші три параметри: $\chi = P / p_{16} \cdot F$ – відносне статичне навантаження; $\Omega = f_2^3 / f_1^3$ – відносна ефективна площа вихлопного тракта; $\beta = \frac{m \cdot x_6}{t_6^2 \cdot F \cdot p_{16}}$ – критерій інерційності (безрозмірна маса), що чисельно дорівнює відношенню сили інерції при базовому прискоренні (x_6 / t_6^2) до максимальної сили, яку розвиває поршень.

Дослідження впливу РК на швидкодію притискового пневмопривода при умові неусталеного руху поршня можливе лише на основі чисельних рішень системи рівнянь (1 - 10) або на основі експериментальних досліджень.

При розрахунках задавалися параметри привода, притаманні для шліфувально-обдирної машини: діаметр поршня $0,16 \text{ м}^2$, довжина ходу $0,4 \text{ м}$.

На рис. 6 – 7 наведені результати числових рішень системи рівнянь (1 - 10) для привода, де встановлений РК з пропорційним електрокеруванням, дослідний зразок якого був виготовлений ДСКТБ "Пневматика"

(Симферополь). Числові рішення отримані методом Рунге-Кута 4-го ступеня точності.

Основні конструктивні параметри привода і РК (рис. 6 – 7) наступні: $F_n = 0,02 \text{ м}^2$; $L = 0,4 \text{ м}$; $F_{\text{ш}} = 0,0187 \text{ м}^2$; $f_{s1} = 0,39 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$; $f_{s2} = 0,47 \cdot 10^{-4} \text{ м}^2$; $N_b = 450 \text{ H}$; $N_m = 230 \text{ H}$; $p_1 = 0,6 \text{ МПа}$; $p_2 = 0,3 \text{ МПа}$; $W_{01} = 0,27 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $W_{02} = 0,31 \cdot 10^{-3} \text{ м}^3$; $F = 0,18 \cdot 10^{-2} \text{ м}^2$; $N_0 = 10 \text{ H}$; $f = 50 \text{ H/m}\cdot\text{сек}$; $z_m = 0,4 \cdot 10^{-2} \text{ м}$; $W_k = 0,1 \cdot 10^{-4} \text{ м}^3$; $z_h = 0,24 \cdot 10^{-2} \text{ м}$; $d_\delta = 0,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $d_c = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$; $k_{\text{пд}} = 10^5 \text{ H/m}^2 \cdot \text{B}$; $k_{\text{мп}} = 522 \text{ H}$; $k_{\text{НМ}} = 0,06 \text{ м}$; $k_{\text{IM}} = 0,32 \text{ A/H}\cdot\text{м}$; $k_{\text{oc}} = 0,1 \text{ B/A}$. Безрозмірні параметри привода дорівнюють: $\beta = 2,5$; $\Omega = 1$; $\chi \equiv 0$.

З рис. 7 видно, що РК стійкий, перехідний процес має чотири зони, що відповідають чотирьом режимам роботи шліфувально-обдирної машини: зону пришвидшеного підвodu шліфувальної бабки (холостий хід), коли струм електромотору залишається незмінним, швидкість поршня збільшується, а тиск у поршневій і штоковій порожнинах дуже швидко (час перехідного процесу становить близько 0,2 с) досягає заданого значення (0,3 Мпа).

Далі відбувається гальмування і зависання шліфувальної бабки, при цьому швидкість падає практично до нуля і утримується на цьому рівні (наявні незначні коливання швидкості відносно нульової позначки, викликані інерційністю системи). Тиск p_1 і p_2 і струм залишаються у цих режимах незмінними.

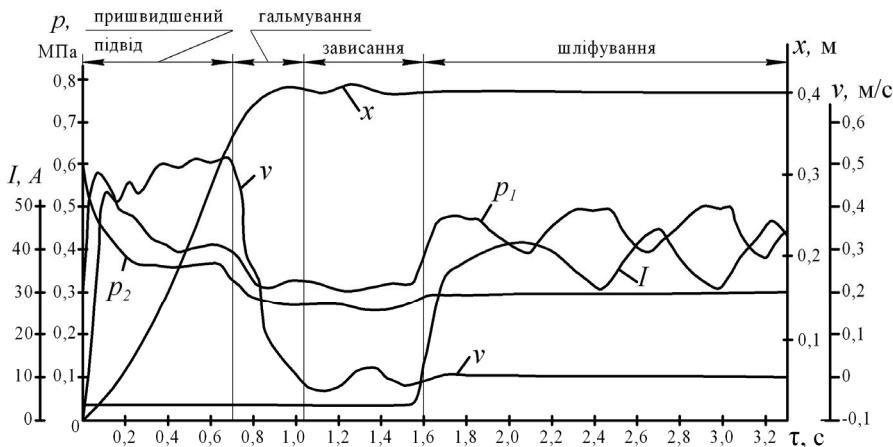


Рис. 6 – Результати чисельного вирішення системи рівнянь для привода з дискретним регулюванням

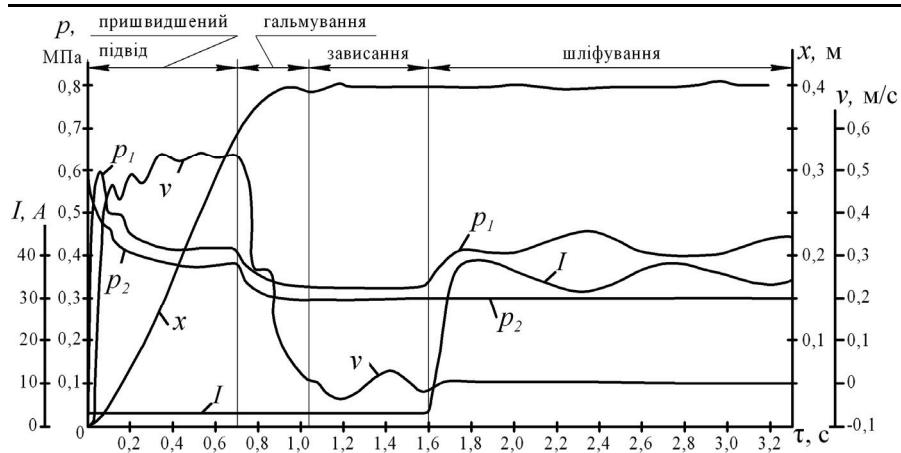


Рис. 7 – Результати чисельного вирішення системи рівнянь для привода з РК з пропорційним електрокеруванням

Наступний етап – шліфування, при цьому різко зростає струм електромотора, тиск підпору p_2 залишається незмінним, а тиск p_1 відслідковує зміни струму: збільшується зі зменшенням струму і навпаки, тим самим забезпечуючи постійний притиск шліфувального кола до заготовки, при цьому струм електромотора завжди утримується в оптимальному режимі.

З переходного процесу на рис. 7 видно, що система керування шліфувально-обдирною машиною, що ґрунтується на використанні електропневматичного РК з пропорційним електрокеруванням, забезпечує стійку і надійну роботу шліфувальної бабки.

В режимах підводу, гальмування і зависання переходні процеси для дискретної системи керування (рис. 6) і аналогової системи (рис. 7) майже не мають відмінностей, але в режимі шліфування амплітуда коливань струму електромотора у дискретної системи досягає 13 А, а у аналогової системи – близько 5 А. Така амплітуда коливань струму призводить до того, що система керування грубо відпрацьовує процес слідкування зусилля притиску за струмом електродвигуна, не реагуючи на невеликі зміни струму. Велика амплітуда коливань свідчить про значну інерційність системи (за рахунок великої кількості пневморозподільників), що також є значним недоліком.

Висновки Використання у пневмоагрегатах шліфувально-обдирних машин РК з пропорційним електрокеруванням, у яких стабілізація динамічних характеристик пов'язана зі змінною жорсткістю пневмопружин, утворених надмембральною і підмембральною камерами, дозволяє створити систему стабілізації тиску, що має мінімальну жорсткість при відпрацюванні вимушених рухів. Механізм дії пневмопружин таких РК такий, що клапан з правильно підбраними конструктивними параметрами має значну

жорсткість при здійсненні власних високочастотних рухів, що сприяє швидкому затуханню цих рухів. При відпрацюванні низькочастотних збурень з боку виконавчого механізма цей РК має практично нульову жорсткість, що зумовлює його високу пропускну спроможність.

Отже, можна зробити висновок про значний позитивний вплив на процес керування шліфувально-обдиральною машиною при використанні електропневматичного РК з пропорційним електрокеруванням з оптимально підібраними конструктивними розмірами і параметрами налаштування.

Список літератури: 1. Герц Е. В. Динамика пневматических приводов машин-автоматов / Е. В. Герц, Г. В. Крейнин. – М.: Машиностроение, 1964. – 234 с. 2. Герц Е. В. Расчет пневмоприводов. Справочное пособие. / Е. В. Герц, Г. В. Крейнин. – М.: Машиностроение, 1975. – 272 с. 3. Герц Е. В. Пневматические приводы. Теория и расчет / Е. В. Герц. – М.: Машиностроение, 1969. – 359 с. 4. Герц Е. В. Расчет пневмоприводов. Справочное пособие. / Е. В. Герц, Г. В. Крейнин. – М.: Машиностроение, 1975. – 272 с. 5. Гидравлические и пневматические приводы промышленных роботов и автоматических манипуляторов / Г.В. Крейнин, И.Л. Кривц, Е.Я. Винницкий, В.И. Ивлев; Под ред. Г.В. Крейнина. – М.: Машиностроение, 1993. – 304 с. 6. Мамонтов М. А. Вопросы термодинамики тела переменной массы / М. А. Мамонтов. – М.: Оборонгиз, 1961. 183 с. 7. Мамонтов М. А. Метод аналогичности в анализе и синтезе пневматических двигателей / М. А. Мамонтов. – М.: Машиностроение, 1989. – С. 6. 8. Мамонтов М. А. Некоторые случаи течения газа / М. А. Мамонтов. – М.: Оборонгиз, 1951. – 490 с. 9. Пневматические устройства и системы в машиностроении: Справочник / Е.В. Герц, А.И. Кудрявцев, О.В. Ложкин и др. / Под общ. ред. Е. В. Герц. – М.: Машиностроение, 1981. – 408 с. 10. Погорелов В. И. Газодинамические расчёты пневматических приводов / В. И. Погорелов – Л.: Машиностроение, 1971. – 303 с. 11. Подчуфаров Б. М. Об энергетических возможностях пневматических приводов систем автоматики / Б. М. Подчуфаров. – М.: Машиностроение, 1974. – 146 с. 12. Полякова М. Л. Исследование динамики пневматического устройства сообщающимися полостями / М. А. Полякова // В кн.: Теория машин-автоматов и пневмогидропривода. – М.: Машиностроение, 1970. – С. 213-219.

Надійшла в редакцію 04.09.2012

УДК 621.05

Розробка пневматичної системи керування на основі електропневматичного перетворювача з пропорційним електрокеруванням / Г.А. Крутіков, М.Г. Стрижак // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.54-65. – Бібліogr.: 12 назв.

Была осуществлена замена дискретной системы управления шлифовально-обдирочной машины точную аналоговую систему управления, основанную на использовании электропневматического преобразователя – пневматического редукционного клапана с пропорциональным электроуправлением. Это позволило расширить диапазон надежной работы и держать ток электромотора в оптимальном режиме.

Ключевые слова: пневматический редукционный клапан с пропорциональным электроуправлением, шлифовально-обдирочная машина, пневмопривод, математическая модель, безразмерные параметры

Replacement was made discrete control system grinding and deburring machines precise analog control system based on the use of electro-pneumatic converter - pneumatic pressure reducing valve with proportional electric control. It is possible to expand the range of safe operation and to keep current motor optimally.

Keywords: pneumatic pressure reducing valve with proportional electric control, grinding and deburring machine, pneumatic actuator, the mathematical model, nondimensional parameters

Г.Л. ХАВИН, канд. техн. наук, доц., НТУ „ХПІ”, Хар’ков

РАЗРУШЕНИЕ И ИЗНАШИВАНИЕ РЕЖУЩИХ КРОМОК ИНСТРУМЕНТА ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Рассмотрена модель режущей кромки инструмента при точении полимерных армированных композиционных материалов. Начальное значение радиуса закругления определяется шероховатостью поверхностей в двух взаимно перпендикулярных направлениях. Сделан вывод о том, что именно начальное закругление во многом определяет износостойкость инструмента и в значительной степени влияет на выбор технологических параметров.

Ключевые слова: закругление режущей кромки, изнашивание инструмента, полимерные композиты.

Вступ. Неоднородность физических свойств полимерных композиционных материалов (ПКМ), в первую очередь твердость наполнителя, вызывают интенсивное изнашивание инструмента в процессе механической обработки. Следствием этого является изменение первоначальных геометрических параметров режущей части инструмента, что приводит к изменению самого процесса резания. Интенсивность искажения геометрии режущей части инструмента во многом определяется состоянием режущих кромок инструмента, непосредственно выполняющих резание ПКМ. Фактически качество и стойкость к разрушению режущих кромок, при правильно выбранных значениях технологических параметров обработки, определяют способность инструмента выполнять свои функции.

При обработке ПКМ принят технологический критерий износа, смысл которого заключается в назначении предельной величины изменения какого-либо параметра геометрии инструмента, гарантирующей при заданных режимах обработки необходимое качество обработанной поверхности. Однако физически эта величина является следствием изменения радиуса округления режущей кромки инструмента в процессе обработки. Поэтому, несмотря на многообразие типов ПКМ и видов механической обработки, дальнейшее углубленное изучение процесса изнашивания режущей кромки инструмента и обобщение результатов с целью создания математических моделей, является актуальной задачей, которая имеет практическую ценность.

Анализ последних исследований и литературы. Основным видом износа при механической обработке ПКМ является образование площадки износа по задней поверхности инструмента в результате трения последней по обрабатываемому материалу. В качестве критерия изнашивания или критерия стойкости инструмента принимается значение критической величины износа по задней поверхности инструмента.

Несмотря на имеющиеся в литературе экспериментальные исследования изнашивания инструмента при различных видах обработки ПКМ [1], теоретическое обобщение имеющихся результатов отсутствует.

Наиболее известные экспериментальные исследования берут свое начало из систематического изучения влияния на поверхностное разрушения скорости резания и подачи с использованием статистического анализа [2]. Этот подход основан на применении ортогональных массивов и дисперсионного анализа (ANOVA). Главной целью исследования было определить вклад скорости резания и подачи в поверхностное разрушение заготовки. В дальнейшем этот подход был развит для определения оптимальных параметров при точении трубчатых заготовок алмазным инструментом [3].

При механической обработке стеклопластиков явно прослеживается различие между резанием вдоль и поперек волокон. В последнем случае имеет место быстрый износ инструмента [4,5]. Сохранение инструментом своих первоначальных качеств при заданных технологических параметрах практически полностью определяет качество обработанной поверхности заготовки. Стойкость режущей кромки инструмента определяется такими параметрами обрабатываемого ПКМ как разнообразие свойств наполнителя и матрицы, ориентацией армирования и неоднородностью материала (присутствием пустот и пузырей), отношением объемов армирующего материала, с высокими абразивными свойствами, к общему объему материала ПКМ.

В экспериментальных работах [4,6-9] были однозначно выделены параметры, наиболее сильно влияющие на изнашивание режущей кромки инструмента, к ним относят: скорость резания, ориентация волокон или жгутов, глубина резания и подача. Были проведен экспериментальный анализ по влиянию граничных значений этих факторов на интенсивность изнашивания. Порядок проведения экспериментов был построен таким образом, чтобы минимизировать количество опытов для различных сочетаний параметров. Полученные результаты позволяют с 95% вероятностью предсказать интенсивность износа режущей кромки инструмента для заданного диапазона изменения физических и технологических параметров обработки. В результате были сделан вывод о том, что скорость резания наиболее сильно влияет на величину износа режущей кромки, следующим по интенсивности является подача.

Цель работы. Главной целью настоящей работы является попытка увязать критерий изнашивания инструмента при обработке ПКМ с геометрическими параметрами инструмента и, в частности, с начальным округлением режущей кромки, которое было сформировано при изготовлении и затачивании инструмента. Предполагается, что изначально заданная величина округления и ее качество существенным образом влияют на стойкость самого инструмента и определяет в значительной степени геометрические параметры (углы затачивания) в том числе. Кроме того,

радиус округления режущей кромки при обработке ПКМ, должен быть согласован с величиной глубины резания (съема), что в свою очередь отражается на назначении технологических параметров, таких как скорость и подача. Основной смысл исследования состоит в следующем: обоснование влияния начального радиуса закругления на стойкость инструмента в целом и качество обработанной поверхности; установление связи начальной заточки инструмента с критерием изнашивания инструмента по задней поверхности, традиционно принимаемого при механической обработке ПКМ.

Постановка задачи. Кромка режущего инструмента, непосредственно вступающая в контакт с обрабатываемым материалом, геометрически является результатом пересечения двух поверхностей, который представляет собой линию в пространстве. При затачивании добиться точного выполнения линии невозможно и режущая кромка получается в виде некоторой переходной поверхности неправильной геометрической формы [10]. Подавляющее большинство известных математических моделей эту поверхность принимают в виде поверхности, имеющей в поперечном сечении форму дуги окружности некоторого радиуса r . Фактически, если говорят о радиусе округления режущей кромки, то имеется в виду радиус модели округления физически полученной кромки, которая образуется при затачивании лезвия. Насколько принятая модель округления соответствует реальной форме режущей кромки, зависит от условий затачивания и шероховатости поверхностей лезвия, пересечение которых образует режущую кромку, рис.

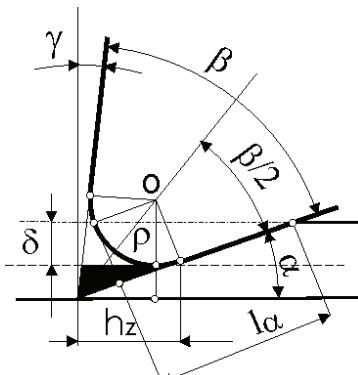


Рис. – Схематичная модель резца для ортогонального резания: γ – передний угол; α – задний угол; δ – глубина резания; h_z – износ по задней поверхности; ρ – радиус округления режущей кромки; $\beta = 90^\circ - \alpha - \gamma$; l_a – длина площадки контакта по задней поверхности.

Передняя и задняя поверхности, пересекаясь между собой, образуют режущую кромку. В работе [11] для начального радиуса округления режущей

кромки ρ_0 было получено соотношение, связывающее шероховатость поверхности в двух взаимно перпендикулярных направлениях (продольном и поперечном) и угол заострения β

$$\rho_0 = \frac{1}{2} (R_{z\gamma} + R_{z\alpha}) \cdot e^{\sigma \sin \beta / 2}, \quad (1)$$

где $R_{z\gamma}$, $R_{z\alpha}$ – шероховатость передней и задней поверхности; σ – коэффициент, отвечающий за свойства материала лезвия, например для быстрорежущей стали $\sigma = 4,2$. Как указано в [10] поперечная шероховатость является результатом вибраций и сколов в процессе заточки, а продольная шероховатость есть следствие наложение шероховатостей поверхностей в направлении переднего и заднего углов. По данным [12,13] продольная шероховатость для различных способов затачивания на поверхности лезвия из быстрорежущей стали и на контуре кромки имеет значения, представленные в табл.

Таблица – Значения шероховатостей на поверхности лезвия из быстрорежущей стали и на контуре кромки в зависимости от способа затачивания

Способ затачивания	Шероховатость R_a , мкм	
	На поверхности лезвия	На контуре кромки
Шлифование абразивным кругом	0,40 – 1,25	1,0 – 5,0
Тонкое шлифование абразивным кругом	0,35	0,70
Шлифование эльборовым кругом	0,30 – 0,60	0,42 – 2,50

При затачивании инструмента шлифованием продольная шероховатость кромок выше, чем поперечная поверхностей сопряжения. В этих же работах показано, что применение объемной виброабразивной и магнито-абразивной обработки выравнивают значения продольной и поперечной шероховатости. В общем случае большое значение шероховатости приводит к тому, что выступающие части обламываются в момент первого нагружения, а во впадинах образуются микротрешины, дающие начало последующим разрушениям и сколам.

Материалы исследования. Значение начального радиуса закругления вершины режущего инструмента определяет, прежде всего, допустимую глубину резания материала так, как выбор глубины резания меньше чем величина радиуса закругления, приводит к смятию поверхностного слоя без удаления припуска, разогреву поверхностного слоя и интенсивному изнашиванию инструмента.

Из работ [14,15] известно, что радиус окружления режущей кромки связан с износом по задней поверхности h_z (или с радиальным износом резца), линейным соотношением

$$\rho = \rho_0 + \frac{\sin[(\alpha + \beta)/2]}{\cos[(\alpha - \beta)/2]} h_z . \quad (2)$$

Выражение (2) получено из геометрических построений, где было принято, что значения переднего угла γ и заднего α неизменны в процессе изнашивания режущей кромки, т.е. начальная конфигурация заточенного и изношенного инструмента подобны. В действительности форма изношенного инструмента не постоянна и в процессе обработки имеет место тенденция к появлению отрицательных значений переднего угла и стремлении величины заднего угла к нулю. Если принять, что в процессе работы $\alpha = 0$ и $\gamma = 0$, то из (2) следует $\rho = \rho_0 + h_z$. В многочисленных экспериментальных работах [15] исследования по обработке композитов проводились для изначально принятого значения $\rho_0 = 1$ мм.

Технологический критерий затупления инструмента при точении композитов обычно принимается $h_z = 0,2 - 0,3$ мм. Отсюда следует, что именно начальное значение радиуса закругления режущей кромки, в основном определяет текущее значение радиуса закругления инструмента в процессе работы.

Следует заметить, что в технологии обработки композитов практически отсутствуют исследования, посвященные величины закругления режущей кромки на процесс обработки. Можно отметить исследование [16] по определению расчетных значений высотных параметров систематической составляющей профиля обрабатываемой поверхности.

Общие качественные выводы, наблюдаемые экспериментально, сводятся к следующему: малые значения радиуса закругления режущей кромки приводят к ухудшению теплоотвода из очага деформации и могут привести к его разрушению или выкрашиванию; большие значения радиуса закругления режущей кромки приводят к ухудшению шероховатости обработанной поверхности, появлению вырывов и разлохмачиваний.

Кроме того, из экспериментальных данных по обработке стекло- и углепластиков, с радиусом закругления $\rho_0 = 1$ мм [15], сделан вывод, что качественная работа таким инструментом возможна только для глубины резания более 1 мм и менее 5 мм. Обработку со съемом припуска менее 0,5 мм необходимо проводить алмазным инструментом, обладающим малыми радиусами закругления, высокой твердостью и износостойкостью.

Выводы. Экспериментально наблюдаемый и теоретически описанный этап приработки инструмента при механической обработке полимерных композитов представляет собой процесс интенсивного искажения начальной заточки режущей кромки инструмента. За счет осипания и выкрашивания режущей кромки происходит увеличение начального радиуса округления и изменение абсолютных значений переднего и заднего углов. Дальнейшие исследования связаны с формулировкой математической модели, связывающей радиус режущей кромки с геометрическими и

технологіческими параметрами інструмента, і установлению связи с параметрами качества обработанной поверхности и стойкости инструмента.

Роботу виконано за проектом М2132, що фінансується міністерством освіти і науки, молоді та спорту України.

Список літератури: 1. Palanikumar K., Davim J.P. Mathematical model to predict tool wear on the machining of glass fiber reinforced plastic composites // Materials and Design, 2007. -28 - P.2008-2014. 2. Davim J.P., Mata F. Influence of cutting parameters on surface roughness in turning glass-fibre-reinforced plastics using statistical analysis // Indust. Lubrication Tribol.- 2004, 56(5).- P. 270–274. 3. Davim J.P., Mata F. Optimization of surface roughness on turning fibre-reinforced plastics (FRPs) with diamond cutting tools // Int. J. Adv. Manuf. Technol. - 2004;26(4).- P.:319–323. 4. Takeyama H, Lijima N. Machinability of glass fibre reinforced plastics and application of ultrasonic machining // Annal CIRP.- 1988; 37/1.-P.93–96. 5. Konig W, Grab P. Quality definition and assessment in drilling of fibre reinforced thermosets // Annal CIRP.- 1989;38/1.-P.:119–124. 6. Sakuma K., Seto M. Tool wear in cutting glass-fibre-reinforced-plastics (the relation between fibre orientation and tool wear) // Bul.I JSME.- 1983;26(218):-P.1420–1427. 7. Bhatnagar N., Ramakrishnan N., Naik N.K, Komanduri R. On the machining of fibre reinforced plastic (FRP) composite laminates // Int. J. Machine Tool Manuf. - 1995;35(5).-P.701–716. 8. Palanikumar K. Studies on machining characteristics of glass fibre reinforced polymer composites // Ph.D. thesis, Anna University, Chennai, India, 2004. 9. Palanikumar K, Karunamoorthy L, Karthikeyan R. Optimal Machining parameters for Achieving Minimal Tool Wear in Turning of GFRP Composites. // Int. J. Manuf. Sci. Prod.- 2004;6(3).-P. 119–128. 10. Барон Ю.М. Влияние состояния кромок лезвий на эффективность режущих инструментов // Инструмент и технологии, 2004. С.1-11. 11. Якобсон М.О. Шероховатость, наклеп и остаточные напряжения при механической обработке.–М.: Изд-во машиностроительной литературы, 1956.- 292 с.. 12. Барон Ю.М., Халбаев К.А. Влияние радиуса закругления режущей кромки инструментов из быстрорежущей стали на их стойкость / Наукн.-технію конф. «Повышение эффективности обработки конструкционных материалов». - Улан-Удэ: Вост.-Сибир. Технолог. ин-т.- 1985.- С.87-88. 13. Крукович В.Н. Исследование по определению радиуса округления режущих лезвий разверток из различных марок быстрорежущей стали // Вестник маш-ния.- 1972.- №2.- С.70-73. 14. Семко М.Ф., Сустан Г.К., Дрозджин В.И. Обработка резанием электроизоляционных материалов. – М.: Энергия, 1974.- 176 с. 15. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987.- 176 с. 16. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания.- М.: Машиностроение, 1975.- 278 с.

Поступила в редколлегию 15.09.2012 г.

УДК 621.91

Разрушение и изнашивание режущих кромок инструмента при механической обработке полимерных композиционных материалов / Г.Л. Хавин // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.66-71. – Бібліогр.: 5 назв.

Розглянуто модель ріжучої крайки інструменту при точінні полімерних армованих композиційних матеріалів. Початкове значення радіуса закруглення визначається шорсткістю поверхонь у двох взаємно перпендикулярних напрямках. Зроблено висновок, що початкове закруглення у багатьох випадках визначає зносостійкість інструменту і в значній мірі впливає на вибір технологічних параметрів.

Ключові слова: закруглення ріжучої крайки, знос інструменту, полімерні композити.

A model of the cutting edge of the tool in turning of reinforced composite materials. The initial value of curvature radius determined by the roughness of the surfaces in two mutually perpendicular directions. It is concluded that this initial rounding largely determines the durability of the instrument and greatly influences the choice of process parameters.

Keywords: rounding of cutting edge, tool wear, polymer composites.

A. H. УШАКОВ, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПИ»

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ НА ТОЛЩИНУ СЛОЯ, СНИМАЕМОГО ЕДИНИЧНЫМ ЗЕРНОМ АБРАЗИВНОГО КРУГА

В статье представлены результаты исследования влияния параметров шлифовального круга, режимов резания и режимов правки на толщину среза. Исследован широкий диапазон параметров процесса шлифования, получены зависимости, которые в дальнейшем могут быть использованы для метода определения температуры поверхностного слоя детали.

Ключевые слова: параметр, процесс, шлифование, зерно, срез, модель.

Введение. Известно, что эффективное управление процессом шлифования возможно в том случае, когда основные закономерности, присущие этому процессу представлены в виде математических моделей. Математическая модель позволяет определить структуру и оптимальные характеристики параметров управления процессом шлифования. В общем виде математическое описание процесса является совокупностью уравнений, определяющих связь между параметрами процесса и его технологическими факторами в количественной форме при определенных ограничивающих условиях.

Производительность шлифования деталей, одинаковых по предъявляемому качеству, но изготовленных из разных материалов, различна и обусловлена различной их обрабатываемостью шлифованием. Обрабатываемость шлифованием по производительности определяется обычно как средний съем металла за определенное время при неизменных технологических условиях обработки. Одним из важных элементов технологической системы, который непосредственно влияет на производительность шлифования при гарантированном обеспечении заданного качества обработки, является толщина слоя, снимаемого при шлифовании или иными словами толщина среза a_z .

О важности точного определения толщины среза указано во многих работах. Данную проблему изучали Маслов Е.Н., Корчак С.Н., Глейзер Л.А., Ящерицын П.И. и др. Маслов Е.Н. называет уравнение, определяющее величину a_z "основным уравнением шлифования" [1].

На наш взгляд наиболее полную с практической точки зрения математическую модель разработал Островский В.И. [2]. В работе [2] процесс шлифования представлен как объект управления, для чего используется исходная информация в виде теоретических и экспериментальных количественно оформленных причинно-следственных связей контролируемых входных и выходных параметров. Исходная информация сформирована на базе теоретических моделей.

На практике необходимо знать не только те параметры, что даются эмпирическими зависимостями, - связь начального и конечного состояния, но и путь к выходным параметрам, т.е. физические закономерности, управляющие процессом, которые описываются в теоретических моделях.

Островским В.И. в качестве физической основы разработана теория, базирующаяся на концепции о съеме металла при шлифовании как механическом деформационном процессе, обусловленном кинематикой и комплектом объемных и поверхностных свойств заготовки и инструмента, протекающем в условиях высокотемпературного самоподогрева.

Исследование "динамической" модели абразивного инструмента.

Рассмотрим систему уравнений [2], решение которой позволяет получить значение толщины среза при заданных кинематико-геометрических условиях шлифования с учетом выбранных параметров шлифовального круга.

$$\begin{cases} \delta_p = k_\delta \cdot d(d/y)^n \\ \delta_k = 0.5(V_k \cdot V_o) \sqrt{D/t}(a_z \pm H) \\ y = a_z \pm H \end{cases} \quad (1)$$

где k_δ - суммарный коэффициент $k_\delta = K_p \cdot K_{sk} \cdot K_{pr}$

K_p - коэффициент поверхностной пористости круга, K_{sk} - коэффициент структуры круга, K_{pr} - коэффициент от режима правки и вида абразивного материала; d – размер зерна; n – показатель степени для ($n=1$ для эльборных и карбидокремнеевых кругов на керамической связке, $n=1.5$ для электрокорундовых кругов на керамической связке); V_k – скорость круга; V_d – скорость детали; a_z - толщина среза; H – разновысотность между двумя соседними зернами.

В результате решения системы уравнений (1) получены следующие зависимости:

а) для $n=1$

$$a_{zm} = 1.41 \cdot d \cdot k_\delta^{0.5} (V_k \cdot V_o)^{0.5} (D/t)^{0.25} \quad (2)$$

б) для $n=1.5$

$$a_{zm} = 1.32 \cdot d \cdot k_\delta^{0.4} (V_k \cdot V_o)^{0.4} (D/t)^{0.2} \quad (3)$$

Из выражения (2) и (3) следует, что толщина слоя, снимаемого одним абразивным зерном, а следовательно, и нагрузки приходящиеся на каждое зерно в отдельности зависят от всех параметров шлифования, а именно K_p , K_{sk} , K_{pr} , d , V_k , V_d , D , t . Каждый из этих параметров в той или иной степени влияет на толщину среза. Правильный выбор параметров круга, режимы шлифования, режимы правки круга будут влиять не только на a_z , но и, в

конечном счете, на качество обработки и производительность.

Например, известно, что при обработке труднообрабатываемых металлов, имеющих в большинстве случаев высокие прочностные характеристики и, относительно, малую теплопроводность рекомендуются скорости круга в пределах 20–35 м/с. Конструкционные стали, рекомендуется, шлифовать при скоростях 50 м/с и более. При шлифовании колец подшипников качения применяются скорости 80–100 м/с и более.

Кроме того, в наших исследованиях теплофизики процесса шлифования при разработке конечно-разностной модели необходимо учитывать значение толщины среза a_z [3]. При этом мы задавали фиксированное значение $a_z=5$ мкм. Аналогична ситуация с определением a_z при моделировании аналитической модели расчета температуры на шлифуемой поверхности детали [4]. Однако, учитывая вышеизложенные модели (1), (2), (3) появляется возможность в получении более точного значения a_z рис. 1.

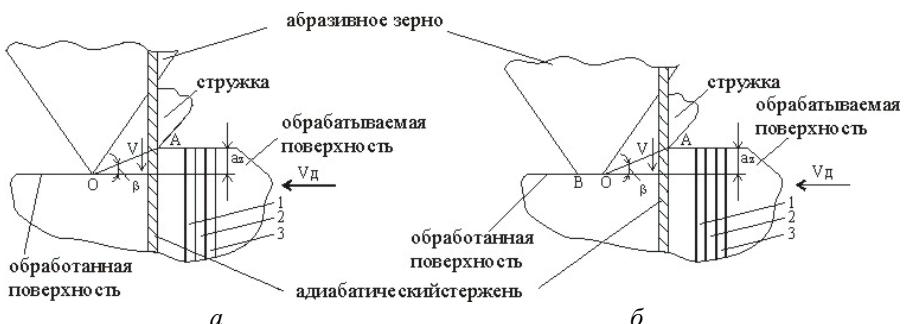


Рис.1 – Расчетная схема микрорезания:
а – абсолютно острым зерном; б – с площадкой износа

Расчетная схема микрорезания абсолютно острым зерном показана на рис.1 а, и с площадкой износа показана на рис.1 б. Это плоская схема резания, т.е. зерно, принимается как-бы бесконечным в направлении перпендикулярному чертежу. Согласно этой схемы зерно принимается либо абсолютно острым (нет площадки износа), либо с площадкой износа ОВ и отрицательным передним углом резания. Вращательное движение шлифовального круга заменяется на поступательное и принимаем, что зерно стоит, а движется обрабатываемая поверхность в направлении скорости детали V_d . Срезание слоя толщиной az происходит за счет сдвига по плоскости сдвига, след которой на плоскости чертежа линия ОА. Обрабатываемую поверхность представляем как совокупность адиабатических стержней 1, 2, 3 и т.д. Когда такой стержень входит в зону резания и перерезается на плоскости сдвига, он как-бы продлевается в стружку и абразивное зерно.

Определим при помощи математического пакета Mathcad влияние зернистости шлифовального круга на толщину среза a_z . В качестве примера

возьмем круги 24А6С27К - 24А50С27К.

$K_p := 2.25$ коэффициент поверхностной пористности (табл. 3.4 [2])

$K_{sk} := 0.033$ коэффициент структуры круга (табл. 3.5 [2])

$K_a := 1$ коэффициент, зависящий от вида абразивного материала
 $K_a=1$ - для электрокорунда белого

$S_p := 0.025$ мм/ход попечная подача

$S_{pr} := 0.5$ мм/об продольная подача

$C := 0.024$

$K_{pr} := K_a \cdot C \cdot \sqrt{\frac{S_{pr}}{S_p}}$ коэффициент от режима правки и вида абразивного материала

$K_{pr} = 0.10733$

$K\delta := K_p \cdot K_{sk} \cdot K_{pr}$ $K\delta = 0.00797$

$n := 1.5$

$R := 375$ мм радиус круга

$r := 50$ мм радиус детали

$V_k := 50$ м/с $V_d := 1$ м/с

$t := 0.02$ мм глубина резания

$D := 2 \cdot \frac{R}{1 + \frac{R}{r}}$ эквивалентный диаметр

$D = 88.235$

$K\delta := 0.00793$

$d := 0.028, 0.064 \dots 2.000$ мм размер зерна (зернистость)

$$az(d) := 1.32 \cdot K\delta^{0.4} \cdot d \cdot \left(\frac{V_d}{V_k} \right)^{0.4} \cdot \left(\frac{t}{D} \right)^{0.2}$$

min $az(0.028) = 0.000208$ мм max $az(2.000) = 0.014887$ мм

Из расчета видно, что толщина среза a_z изменяется от 0.045 мкм до 0.372 мкм.

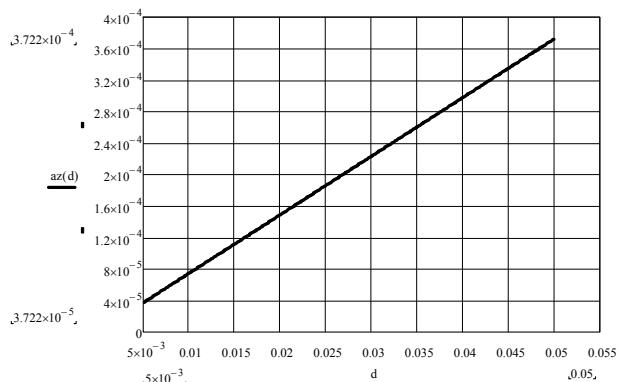


Рис. 2 – Влияние зернистости круга на толщину среза

Известно, что на формирование шероховатости оказывает существенное влияние состояние рабочей поверхности шлифовального круга. Важно знать какова будет взаимосвязь шероховатости и толщины среза a_z . Данные знания актуальны на ранних стадиях проектирования технологического процесса механической обработки детали в целом и процесса шлифования в частности, а именно эти знания позволяют правильно выбрать параметры шлифовального круга и как следствие точно рассчитать режимы резания. Кроме того, данные знания могут быть использованы при разработке программного обеспечения для шлифовальных станков с замкнутой системой управления.

В качестве исходных данных используем методику расчета режимов резания и норм времени для круглого наружного шлифования [4] приложение 42, лист 1 (см. табл.1).

Таблица 1 – Зависимость зернистости от шероховатости

Требуемая шероховатость R_a , мкм до	0.05	0.08	0.125	0.2	0.32	0.5	0.8	1.25	2.0	3.2
Зернистость	6	8	10	12	16	20	25	32	40	50

В результате аппроксимации таблицы получена зависимость:

$$d = 28.346 \cdot R_a^{0.497} - 0.18 \quad (4)$$

График взаимосвязи требуемой шероховатости и толщины среза представлен на рис.3.

Аналогично зернистости видно, что зависимость требуемой шероховатости и толщины среза изменяется в достаточно большом диапазоне.



Рис. 3 – Взаимосвязь требуемой шероховатости и толщины среза

Далее для определения влияния параметров шлифовального круга пористости, структуры и твердости выполнена аппроксимация: таблицы 3.4 [2] где приведены коэффициенты поверхностной пористости Кп, и таблицы 3.5 [2] где приведены коэффициенты структуры круга Кск. Получены расчетные формулы. Графики представлены на рис.4.

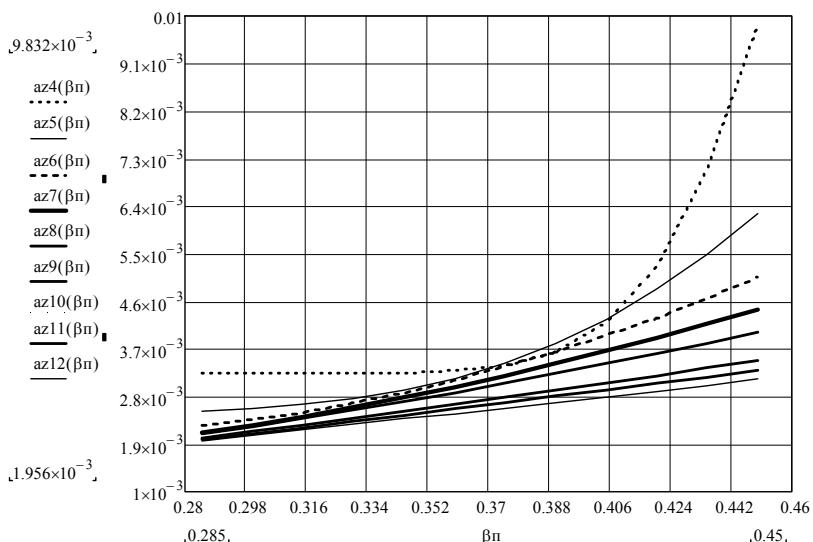


Рис. 4 – Влияние параметров шлифовального круга на толщину среза

На рис.4 параметр $a_z4(\beta\pi)$ соответствует сочетанию 4 структуры и твердости от T2 до M1 (верхний график с максимальным значением a_z от 3.24 мкм до 9.83 мкм), параметр $a_z12(\beta\pi)$ соответствует сочетанию 12 структуры и твердости от T2 до M1 (нижний график с минимальным значением a_z от 1.96 мкм до 3.12 мкм).

Выполнено моделирование влияния диаметра заготовки на a_z (рис.5). Значение a_z изменяется от 4.6 мкм до 2.42 мкм.

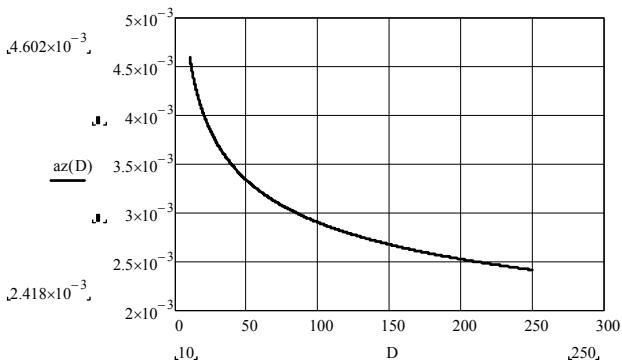


Рис. 5 – Влияние диаметра заготовки на толщину среза

Также выполнено моделирование влияния эквивалентного диаметра на a_z (рис.6). Значение a_z изменяется от 5.89 мкм до 2.95 мкм.

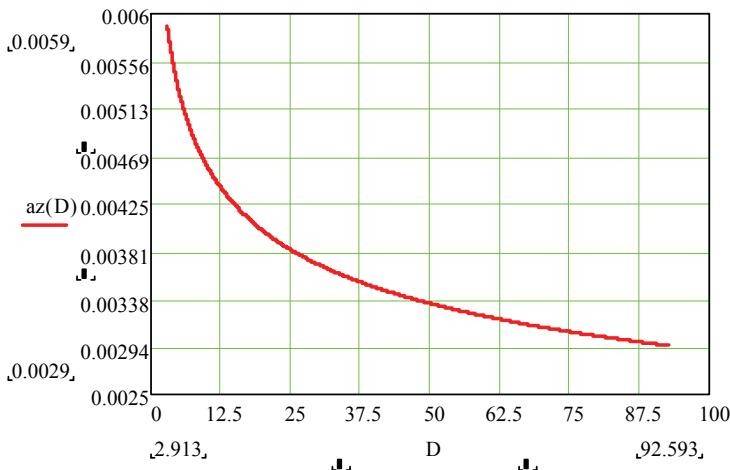


Рис. 6 – Влияние эквивалентного диаметра на толщину среза

При исследовании влияния скорости детали в качестве исходных данных используем методику расчета режимов резания и норм времени для круглого наружного шлифования [5] карта 106 (см. табл.2).

Данная методика учитывает твердость заготовки для материалов с различной обрабатываемостью для семи групп [5] приложение 41 лист 2-3.

Установлено, что для деталей 1,2 и 7 групп и твердости HRC \geq <30 изменение частоты вращения заготовки от 400 об/мин до 45 об/мин приводит к изменению a_z от 0.66 мкм до 7.62 мкм.

Для деталей 1 и 2 группы и твердости HRC \geq 30...50 изменение частоты вращения заготовки от 485 об/мин до 60 об/мин приводит к изменению a_z от

0.75 мкм до 7.53 мкм.

Таблиця 2 – Частота вращення заготовки для круглого наружного шлифування с поперечною подачею

Диаметр заготовки максимальний, мм, до	Група оброблюваемості матеріала		
	1,2,7	1,2	1-6
	Твердість HRC _Э		
	<30	30...50	>50
Частота вращення заготовки, n_t , об/мин			
10	400	485	610
18	265	350	420
30	205	260	310
50	155	190	240
80	120	145	180
120	95	115	145
180	70	90	110
250	60	75	90
315	55	65	80
400	45	60	70

Для деталей 1-6 группи и твердости HRC_Э >50 изменение частоты вращения заготовки от 610 об/мин до 70 об/мин приводит к изменению a_z от 0.79 мкм до 8.25 мкм. В качестве примера приведен график на рис.7.

Выполнено моделирование влияния скорости круга на a_z (рис.8). Изменение a_z наблюдается в диапазоне от 3.65 мкм до 2.1 мкм.

Также для данных условий выполнялось моделирование влияния режимов правки, при этом изменение a_z наблюдается в диапазоне от 1.27 мкм до 0.8 мкм.

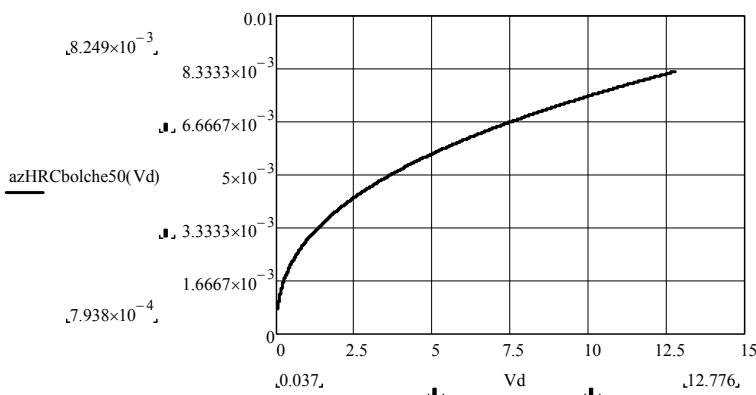


Рис. 7 – Вплив швидкості заготовки на товщину среза

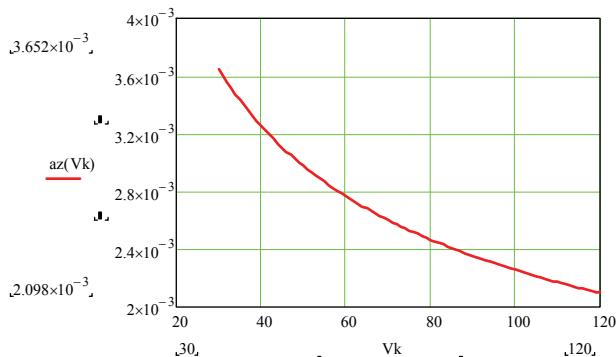


Рис. 8 – Влияние скорости круга на толщину среза

Выводы. В результате проведенного исследования получены математические зависимости, которые могут быть использованы для метода определения температуры поверхностного слоя деталей с разными физико-механическими свойствами для различных этапов цикла шлифования.

Список литературы: 1. Маслов Е.Н. Основы теории шлифования металлов. - М.: Машиностроение, 1974.- 319 с. 2. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования. Изд-во Ленинградского университета, 1981.- 141 с. 3. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Теплофизика массового резания абразивными зернами шлифовального круга Вісник Національного технічного університету "Харківський політехнічний інститут". Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2010. – №41 . – 134с. С.46-70. 4. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Температура резания абразивными зернами при шлифовании. Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства ім. Петра Василенка. Технічні науки. Випуск 115. Харків: ХНТУСГ. – 2011. – №115 . – 251с. С.86-90. 5. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с ЧПУ. ч.2 нормативы режимов резания.- М.: Экономика, 1990.- 473 с.

Надійшла до редколегії 29.10.2012

УДК 621.92

Исследование влияния параметров процесса шлифования на толщину слоя, снимаемого единичным зерном абразивного круга / А. Н. Ушаков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.72-80. – Бібліогр.: 5 назв.

У статті представлені результати дослідження впливу параметрів шліфувального кола, режимів різання й режимів виправлення на товщину зрізу. Досліджено широкий діапазон параметрів процесу шліфування, отримані залежності, які надалі можуть бути використані для методу визначення температури поверхневого шару деталі.

Ключові слова: параметр, процес, шліфування, зерно, зріз, модель.

In this article result of probe of influence of parameters of a wheel, conditions of cutting and straightening conditions on width of a cut are presented. The wide range of parameters of process of grind is examined, dependences which can be used further for a method of definition of temperature of a surface layer of a detail are received

Keywords: Parameter, process, grinding, grain, cut, model.

E.В. НАБОКА, канд. техн. наук., доц. НТУ «ХПІ»
О.Ю. ПРИХОДЬКО, канд. техн. наук., доц. НТУ «ХПІ»

СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ МЕТАЛЛОРЕЖУЩЕГО ОБОРУДОВАНИЯ

В статье рассмотрено применение современных систем контроля металлорежущего оборудования с целью повышения качества обработки детали.

Ключевые слова: щуп, датчик, измерительная система, инструмент, контроллер

Актуальность. Проблема управления технологическими процессами изготовления деталей обычно ограничивается рамками отдельных операций. Однако для обеспечения качества обработки детали необходимо применение современных систем контроля металлорежущего оборудования.

Качественная постановка задачи.

Системы контактных датчиков обеспечивают металлорежущие станки сенсорным считыванием. Действительное положение инструмента или обрабатываемой детали точно определяется контактным датчиком.

Каждая система базируется на модульных компонентах, которые подбираются в зависимости от вида металлорежущего оборудования, требований, предлагаемых к точности измерений и др.

В общем случае система состоит из следующих элементов:

1. контактный датчик (измерительная головка);
2. щуп (игла, мерительный штифт);
3. система передачи данных;
4. интерфейсный адаптер;
5. программное обеспечение (измерительные циклы).

Все контактные датчики аналогичны по своему принципу действия. Когда щуп касается к поверхности измеряемой детали, в ЧПУ станка передается управляющий сигнал, происходит фиксация текущих координат центра наконечника щупа и движение шпинделя прекращается. Материал наконечника (рубин или твердый сплав) обладает очень низким износом, поэтому данные измерения обладают высокой повторяемостью результатов. Щуп при соприкосновении с «препятствием» отклоняется, что предотвращает повреждение контактного датчика. Величина отклонения регистрируется измерительной системой и в последствии учитывается при пересчете текущей координаты. В начале цикла измерений производится калибровка системы, и в ЧПУ вводятся корректора, соответствующие длине щупа и радиусу наконечника. В виде калибровочных элементов для измерительных головок могут использоваться либо калибровочная сфера либо калибр-втулка, жестко закрепленные на станине и являющиеся базовой точкой станка.

Типичные места для установки контактных датчиков на станке показаны на рисунках (рис. 1, 2).

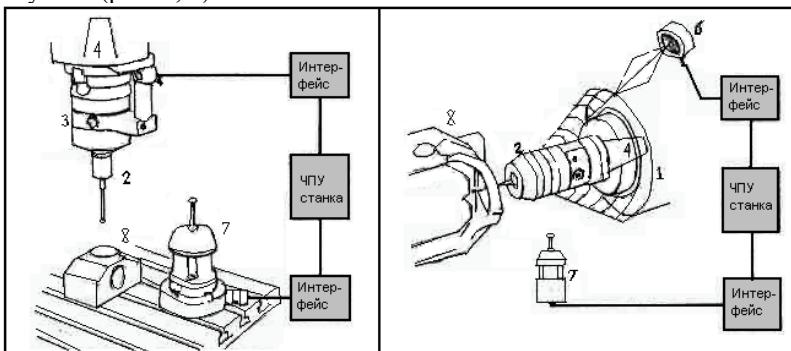


Рис. 1 – Применение контактных датчиков на обрабатывающих центрах и фрезерных станках: 1 - шпиндель станка; 2 - контактный датчик; 3 - адаптер; 4 - установочный конус; 5 - модули системы индуктивной передачи данных; 6 - оптический приемник; 7 - датчик наладки инструмента; 8 - обрабатываемая деталь.

Контактные датчики, производства компании Renishaw, используются на предприятиях всего мира, обеспечивая повышение производительности труда и качества производимой продукции. Эти датчики выбраны в качестве стандартных принадлежностей большинством производителей металлорежущего оборудования.

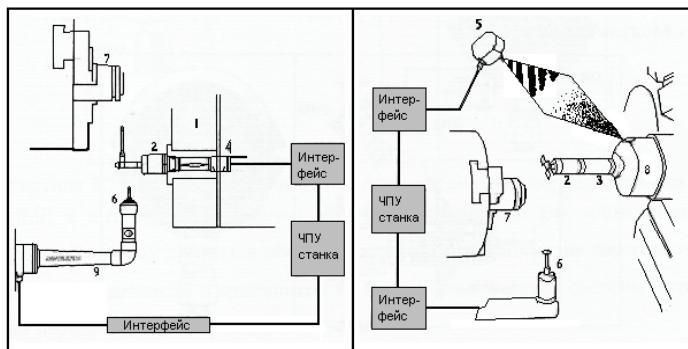


Рис. 2 – Применение контактных датчиков на токарных станках: 1 - револьверная головка токарного станка; 2 - контактный датчик; 3 - удлинитель; 4 - модули системы индуктивной передачи данных; 5 - оптический приемник; 6 - датчик наладки инструмента; 7 - обрабатываемая деталь; 8 - оптический передатчик

Простота установки и настройки позволяет использовать контактные датчики для модернизации уже используемых станков. Поэтому, особо перспективным регионом, с точки зрения применения данных средств автоматизации, является Восточная Европа и страны СНГ, обладающие

огромными производственными мощностями и станочными парками, которые нуждаются в модернизации.

Компания Renishaw предоставляет мощное программное обеспечение, которое позволяет с помощью легко программируемых макрокоманд выполнять наладку инструмента, установку деталей и измерения, а также совместимо с программным оборудованием современных станков. Циклы измерений легко вводятся в управляющие программы обработки деталей и автоматически вызываются с использованием стандартных кодов.

Функционирование измерительных систем предполагает наличие связи контактного датчика с ЧПУ станка. Такую связь обеспечивает система передачи данных. Тип системы передачи определяется типом датчика и моделью станка.

Основные типы систем передачи данных:

1. оптическая система передачи данных;
2. система передачи данных по радиоканалу;
3. система передачи данных посредством электромагнитной индукции;
4. проводная система передачи данных.
5. оптическая система передачи данных.

В качестве информационного сигнала используется инфракрасный луч.

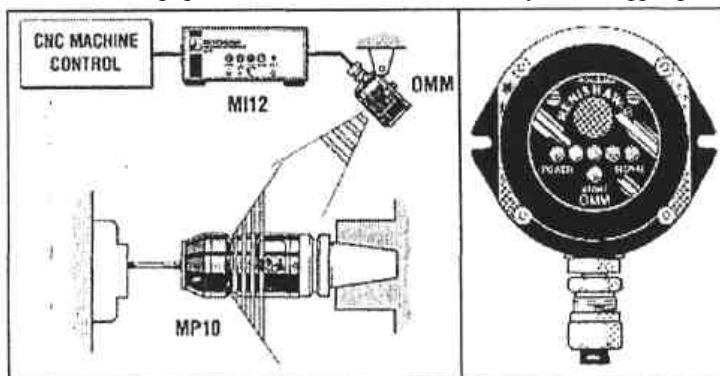


Рис. 3 – Схема оптической системы передачи данных

Система включает в себя (рис. 3):

1. Модуль датчика.

Осуществляет прием управляющих сигналов с ЧПУ станка, а также формирует и передает сигналы измерений и собственного текущего состояния, которые могут быть двух видов - «режим ожидания» (Stand By) и «рабочий режим». В режиме «Stand By» датчик ожидает сигнала включения. В режиме измерений датчик передает на оптический модуль сигналы измерений. Дополнительно датчик передает сигнал состояния элемента питания.

2. Оптический модуль (OMM).

Осуществляет прием/передачу данных датчика и ЧПУ станка. Жестко соединен с интерфейсным адаптером.

3. Интерфейсный адаптер (MI 12).

Конвертирует сигналы, передаваемые датчиком, в форму сигналов контроллера ЧПУ. Также осуществляет визуальную и звуковую индикацию текущего режима датчика, состояния питания системы, уровня разряда батареи питания датчика и сигнализирует об ошибках в измерительной системе.

Возможно и другое исполнение системы оптической передачи данных, где оптический модуль и интерфейсный адаптер представляют собой единый модуль (OMME), применяемый в основном на небольших станках (рис. 4).

Специальное исполнение системы, включающее оптический модуль.

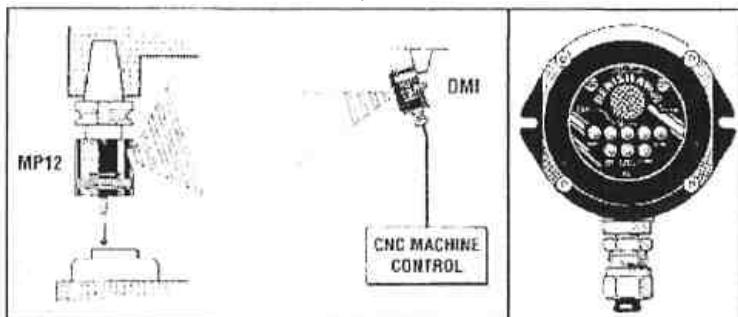


Рис. 4 – Вариант исполнения оптической системы передачи данных ОММЕ и интерфейсный адаптер MI12E

Вариант исполнения оптической системы передачи данных ОММЕ и интерфейсный адаптер MI12E, предназначено для применения на крупногабаритных станках и обеспечивает передачу данных на расстояние до 9,5 м между датчиком и приемником ОММЕ. Характеристики системы оптической передачи данных приведены в таблице 1.

Система передачи данных по радиоканалу показана на рисунке 5, а ее технические характеристики приведены в таблице 2.

Передача информации по радиоканалу позволяет использовать датчики для измерения на крупногабаритных или пяти-координатных станках, где линия прямой видимости между датчиком и приемником скорее всего не может быть гарантирована и обеспечена.

Особенности системы: устойчивый радиосигнал даже при отсутствии линии прямой видимости; программируемый выбор до 69 радиоканалов; усовершенствованная система подавления радиопомех.

Система состоит (рис. 5): модуль датчика; радиомодуль (RMM2), который состоит, как правило, из двух антенных блоков. Жестко связан с интерфейсным адаптером; интерфейсный адаптер (MI 16). Передача информации осуществляется посредством электромагнитной индукции.

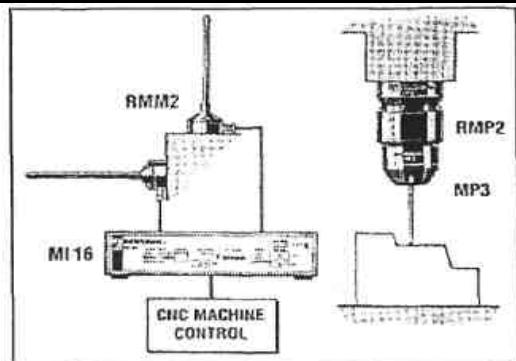


Рис. 5 - Схема системи передачі даних по радіоканалу

Таблиця 1 - Характеристики системи оптическої передачі даних

Характеристика	OMI	OMM	OMME
			Крупногабарит-
Применение	Малые обрабатывающие центры и токарные станки	Средние обработ. центры и токарные станки	ные и пятикоординатные обрабатывающие центры
Вид передачи	Инфракрасная оптическая передача		
Кабель	Экранированный, 12-жильный, длиной 8 м	Экранированный, 5-жильный, длиной 25 м	Экранированный, 5-жильный, длиной 25 м
Установка	Регулируемый кронштейн		
Защита	IPX8		
Совместимые интерфейсы	Система OMI не требует дополнительного интерфейса	MI 12 (возможность одновременного подключения двух систем OMM)	MI 12E (возможность подключения двух систем OMME)
Совместимые измерительные головки	Обрабат. центры: MP 10, MP 12, MP700, OMP40; Токарные станки: LT02S, LT02T, LT03T, LT02	MP10E MP700E	

Преобразует сигналы датчика во входные сигналы ЧПУ станка. Имеет встроенные индикаторы (визуальные/звуковые) текущего состояния датчика, выбранного радиоканала.

Сигналы, формируемые индуктивным датчиком, передаются через небольшую воздушную камеру между индуктивными модулями. Как правило, система индуктивной передачи данных состоит из следующих элементов (рис. 6, табл. 3): индуктивный модуль датчика (IMP). Осуществляет электропитание датчика и передает сигналы измерения датчика на модуль IMM; модуль IMM; устанавливается на шпинделе и жестко связан с интерфейсным адаптером; интерфейсный адаптер MI5.

Таблица 2 - Характеристики системы передачи данных по радиоканалу

Применение	Крупные обрабатывающие центры и токарные станки
Вид передачи	Частотно-модулированная радиопередача
Кабель	Коаксиальный, 50 Ом/м, 05,0 x 10 м
Установка	Магниты для временной установки, винты M4 x 25 для постоянной фиксации
Защита	EP68
Совместимые интерфейсы	MP6 (возможность подключения двух систем RMM2)
Совместимые измерительные головки	MP16, MP18

Преобразует сигналы датчика в форму, совместимую с ЧПУ станка. Имеет визуальную и звуковую индикацию состояния датчика.

Применение системы - комплектация обрабатывающих центров и токарных станков на станкостроительных предприятиях. Из-за достаточно сложной настройки не рекомендовано использовать без предварительного согласования всех технических параметров.

Таблица 3 - Характеристика системы индуктивной передачи данных

Применение	Обрабатывающие центры и токарные станки
Вид передачи	Посредством электромагнитной индукции
Защита	IP68
Совместимые интерфейсы	MI 5
Совместимые измерительные головки	MP1, MP3

Проводная система передачи данных является простейшей из применяемых способов коммутации. Состоит из следующих элементов: соединительный кабель, осуществляющий электропитание датчика и передачу сигналов измерений от датчика к интерфейсному адаптеру; интерфейсный адаптер - конвертирует сигналы датчика во входящие сигналы контроллера станка. Обеспечивает индикацию текущего состояния датчика и сигнализирует об ошибках.

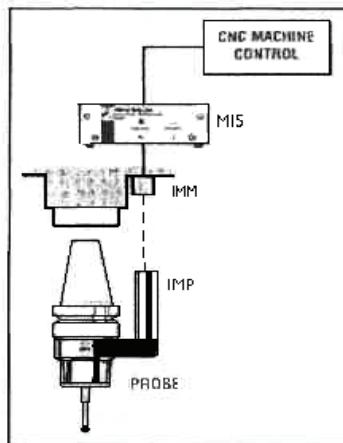


Рис. 6 – Схема системи

Применение: средства наладки и контроля инструмента, неподвижно установленные на обрабатывающих центрах и токарных станках; средства инспектирования для фрезерных станков, где предполагается, что контактная измерительная головка устанавливается в шпиндель вручную.

Выводы. Выше перечисленные средства контроля и обработки информации дают возможность повышать качество обрабатываемых изделий, что является основной задачей машиностроения.

Список литературы: 1. Шухгальтер Л.Я. Управление качеством машин. – М. : Машиностроение, 1977. – 96 с., 2. Технологические основы обеспечения качества машин / К.С. Колесников, Г.Ф. Баландин, А.М. Дальский и др. – М. : Машиностроение, 1990. – 256 с., 3. Ящерицын П.И., Рыжов Э.В., Аврченков В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. – М.: Наука и техника, 1977. – 256с., 4. Технология машиностроения: В 2 т. Т. 1. Основы технологий машиностроения / Под ред. А.М. Дальского. – М. : МГУ им. Н.Э. Баумана, 1999. – 564 с.

Поступила в редакцию 28.10.12

УДК 621.9

Системы контроля металлорежущего оборудования / Е.В. Набока, О.Ю. Приходько //
Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.81-87. – Бібліogr.: 4 назв.

У статті розглянуто застосування сучасних систем контролю металорізального устаткування з метою підвищення якості обробки деталі.

Ключові слова: щуп, датчик, вимірювальна система, інструмент, контролер

The paper considers the use of modern control systems of cutting equipment in order to improve the quality of the parts.

Key words: Focusing prod, the transmitter, the measuring system, the instrument, the controller.

В. С. ГАПОНОВ, д-р.техн.наук, проф., проф. НТУ «ХПІ»;
Ю. Д. МУЗЫКИН, канд. техн. наук, проф. НТУ «ХПІ»;
В. В. ТАТЬКОВ, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ»;
Г. Г. КУЛИК, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ».

ОСОБЕННОСТИ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ УСТАЛОСТНОЙ ПРОЧНОСТИ БОЛТОВОГО СОЕДИНЕНИЯ, УСТАНОВЛЕННОГО В РОТОРНОЙ СИСТЕМЕ

Для роторных систем с элементами резьбовых соединений показаны особенности прогнозирования усталостной прочности болтового крепежа при работе с переменными нагрузками.

Ключевые слова: болтовое соединение, гидравлическая гайка, плотность стыка.

Вступление. Особенность прогнозирования ресурса болтового соединения, установленного в роторной системе, связана с наличием вращательного движения, которое, в зависимости от расположения оси вращения, может существенно изменять условия нагружения крепежа в соединении. Кроме того, существующие отклонения параметров соединения от номинальных, которые связаны как с конструкцией узла, так и с точностью изготовления и монтажа крепежа, приводят к росту нагруженности элементов соединения. Так, увеличение эффекта изгиба болта связано с непараллельностью опорных поверхностей и наличием упругих деформаций соединяемых деталей; возникновение продольных сил в статически и динамически неуравновешенных роторах возникает после их упругой деформации; появление дополнительных динамических сил в деталях типа "диск" объясняется их работой в роторном режиме и так далее. Кроме того, динамика нагружения усиливается из-за цикличности воздействия внешних нагрузок, которая зависит как от частоты вращения ротора и частот, кратных ей, так и от частот композитных колебаний, которые равны сумме или разности частот вращения и кратных им частот. Все эти эффекты вызывают переменные напряжения растяжения, изгиба и кручения, которые, как следствие, приводят к усталостному разрушению элементов болтового соединения, а их расчет на усталостную прочность является технически сложной задачей, требующей комплексного подхода ко всем параметрам, влияющим на ресурс работы элементов соединения.

Анализ основных достижений и литературы. Усталостное разрушение болтовых соединений является результатом действия повторно-переменных нагрузок, величина и характер которых зависят не только от параметров внешней нагрузки и конструктивных особенностей соединения, но и величины предварительной затяжки.

Величину предварительной затяжки устанавливают из условия плотностистыка, что является обязательным требованием для обеспечения прочности резьбового соединения, так как при этом структура напряженного состояния встыке претерпевает перераспределение силовых потоков, а это способствует уменьшению вероятности его разрушения (рис.1)

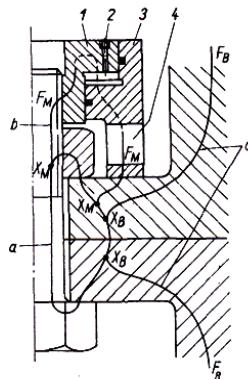


Рис. 1 – Затяжка с использованием гидравлической гайки: 1 – гайка гидросистемы; 2 – порт для введения масла от гидростанции; 3 – корпус гидросистемы; 4 – монтажное окно

На рис.1 представлена схема перераспределения силовых потоков, возникающих в месте установки болтового соединения с предварительной затяжкой при использовании гидравлической гайки [1,2]. Наличие силы затяжки F_M и предварительной силы затяжки в болте F_B создают соответственно силовые потоки, начальные значения которых – X_M и X_B , а их развитие характеризуется кривыми a , b , c которые вызваны предварительной затяжкой, монтажным натягом и внешней силой. При определении силы предварительной затяжки болта решается статически неопределенная задача, сущность которой сводится к рассмотрению совместности деформации болта истыка в соединении. Перераспределение монтажного усилия F_M между болтом и телом детали показано на диаграмме предварительной затяжки (рис.2).

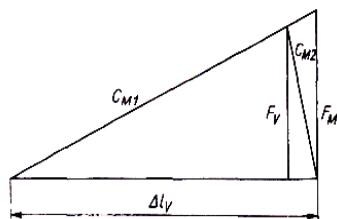


Рис. 2 – Силы и деформации в резьбовом соединении при предварительной затяжке.

Полная деформация растяжения болта Δl_v под действием силы затяжки F_M перераспределяется между элементами соединения в соответствии с их жесткостью и в качестве остаточной на болте составит F_V .

Для рассмотренного случая приведенная жесткость болта и тела детали составит:

$$C_{M1} = \left(\frac{1}{C_1} + \frac{2}{C_4} + \frac{1}{C_6} \right)^{-1}; \quad C_{M2} = \left(\frac{1}{C_1} + \frac{2}{C_4} + \frac{1}{C_5} \right)^{-1},$$

где $C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$ – коэффициенты жесткости соответственно резьбы, винтовой пары, гайки, контактных поверхностей фланцев, приведенной для соединяемых фланцев, болта. Определение значений указанных параметров представляет значительные трудности, так как они зависят не только от материала, но и геометрии элементов соединения.

Так как разрушение болтовых соединений роторных систем связано с усталостной прочностью, базовые положения которой существенно отличаются от других разделов инженерной механики, необходимо признать, что полученные результаты очень часто носят качественный характер, а рассчитанные количественные оценки следует воспринимать только в вероятностной постановке. Поэтому для этих расчетов большое значение приобретают рекомендации эмпирического характера [1]. Существующие методы расчета на усталостную прочность позволяют вести их по предельному числу циклов только для относительно простых деталей, которые идентичны по форме стандартным образцам. При расчете сложных конструкций, когда требуется обеспечить работоспособность не по предельному числу циклов, а по заданному ресурсу, основная трудность заключается в принятии критерия, характеризующего усталостную прочность. Физическое значение этого критерия должно учитывать влияние на него таких параметров, как свойства материала, макро и микрогеометрия соединения, особенность технологического процесса изготовления и сборки, а также оценивать в каждом конкретном случае удельный вес каждого из них.

Расчет усталостной прочности резьбовых соединений для определения их ресурса основан на диаграмме предельных амплитуд, которая описывает зависимость наибольшей несущей способности в зависимости от асимметрии цикла, то есть охватывает весь диапазон средних и амплитудных значений цикла. Точность построения этой диаграммы определяет достоверность результата расчета, а она может быть получена только экспериментальным путем.

Наиболее достоверные результаты, связанные с изучением усталостной прочности, могут быть получены либо при натурных испытаниях, либо при испытании натурных образцов резьбовых соединений, установленных на

стенде, имитирующем условия эксплуатации. Однако как первый, так и второй способы для болтового крепежа крупных роторных машин в большинстве случаев не могут быть реализованы как из-за технических трудностей, так и экономической нецелесообразности. Поэтому, несмотря на относительно невысокую достоверность полученных результатов, на практике широко используются расчетные методы прогнозирования усталостной прочности болтовых соединений при условии обеспечения мониторинга равномерности затяжки болтов при монтаже и режимов их нагружения в процессе эксплуатации.

Выводы. Прогнозируя усталостную прочность (ресурс) болтового соединения, работающего в роторной системе, необходимо:

- поставить и решить задачу подобия, для чего определить критериальные комплексы подобия, учитывающие свойства материала, конструктивные параметры и технологические особенности деталей рассматриваемого соединения;

- провести анализ возможных деформаций в стыке болтового соединения и рассмотреть условия возникновения динамического раскрытия стыка;

- исследовать усталостную прочность болтового соединения на границе динамического раскрытия стыка;

- определить необходимые параметры и способы их контроля для проведения мониторинга в процессе монтажа и эксплуатации болтовых соединений.

Список литературы: 1. Биргер И.А., Йосилевич Г.Б. Резьбовые соединения. – М. : Машиностроение, 1973. – 256с. 2. Орлов П.И. Основы конструирования. – М. : Машиностроение, 1988. – 544с.

Надійшла до редколегії 29.10. 2012

УДК 621.825

Особенности прогнозирования усталостной прочности болтового соединения, установленного в роторной системе / В. С. Гапонов, Ю. Д. Музыкин, В.В. Татьков, Г.Г. Кулик // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.88-91. – Бібліогр.: 2 назв.

Для роторних систем з елементами нарізних сполучень показані особливості прогнозування втомлюваної міцності болтового кріплення при роботі зі змінними навантаженнями. Зроблено висновок щодо заходів прогнозування втомлюваної міцності болтового з'єднання.

Ключові слова: болтове з'єднання, гідрравлічна гайка, щільність стику.

For the rotor systems with the elements of the threaded connections the features of prognostication of tireless durability of screw-bolt roofing timbers are shown during work with the variable loading. This highlights the strength of predictive vtomlyuvayunoyi bolted connection.

Keywords: bolted connection, hydraulic nut, the density of the junction.

В. С. ГАПОНОВ, д-р.техн.наук, проф., проф. НТУ «ХПІ»;
Ю. Д. МУЗЫКИН, канд. техн. наук, проф. НТУ «ХПІ»;
В. В. ТАТЬКОВ, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ»;
Г. Г. КУЛИК, канд. техн. наук, доц. НТУ «ХПІ»;

АНАЛИЗ ТЕХНИЧЕСКИХ РЕШЕНИЙ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ КОНТРОЛИРУЕМУЮ ПРЕДВАРИТЕЛЬНУЮ ЗАТЯЖКУ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ.

Показаны технические решения, обеспечивающие предварительную затяжку в резьбовых соединениях, а также предложены пути их реализации в современном производстве.

Ключевые слова: резьбовые соединения, болтовое соединение, гидравлическая гайка, плотностьстыка.

Вступление. Опыт эксплуатации резьбовых соединений показывает, что примерно в 90% случаев их разрушение носит усталостный характер, что связано как с характером нагружения, так и конструктивными особенностями отдельных элементов соединений [1,2]. Как правило, разрушение происходит в области первого либо второго рабочих витков, реже – в области сбега резьбы либо в галтельном переходе опорной поверхности головки болта. Усталостное разрушение резьбовых соединений вызвано действием переменных напряжений, величина и характер которых зависят не только от параметров внешней нагрузки и величины предварительной затяжки, но также и от конструктивных особенностей элементов соединения, таких, как качество и способ получения рабочих поверхностей, наличие концентраторов напряжений, упругих характеристик отдельных элементов стыка, термической и химико-термической обработки поверхностей и т.д. Большинство из вышеперечисленных факторов трудно поддаются количественной оценке, и поэтому при расчетах, в каждом конкретном случае, требуется использовать индивидуальный подход, так как априори их точное значение неизвестно.

Анализ. При расчете резьбовых соединений с предварительной затяжкой решается статически неопределенная задача, сущность которой сводится к рассмотрению совместности деформаций болтов (шпилек) и стыка в соединении, что в ряде случаев является неочевидным фактом. Кроме того, так как разрушение связано с усталостной прочностью, количественная оценка которой возможна только в вероятностной постановке из-за того, что все факторы, влияющие на этот процесс, подчиняются стохастическим законам, становится очевидным, насколько сложной задачей является изучение работы резьбовых соединений установленных с предварительной затяжкой.

Поэтому все вопросы, связанные с расчетом, проектированием, изготовлением, монтажом и мониторингом состояния в процессе эксплуатации резьбовых соединений ответственных узлов машин и агрегатов, является важной и актуальной проблемой современного машиностроения.

Обычно внешняя нагрузка, действующая на резьбовое соединение, определяется условиями эксплуатации и таким образом задана, а сила предварительной затяжки, которая может в значительной степени нивелировать вредное влияние всех остальных факторов на усталостную прочность болтов (шпилек), должна быть выбрана и проконтролирована с максимальной точностью. Однако в действительности, в зависимости от культуры производства, а также возможных последствий от разрушения резьбового соединения, предварительная затяжка выполняется как контролируемая, так и неконтролируемая.

Неконтролируемая затяжка используется только в неответственных соединениях [3], где последствия разрушения не являются критическими. Это связано с тем, что при затяжке стандартным ключом с плечом, равным 15 диаметров резьбы, и приложении окружной силы 0,25 кН, все болты с диаметром менее M12 испытывают перенапряжения, то есть имеют запас прочности менее единицы. Если используются удлинители ключа, а окружная сила прикладывается рывком, сила затяжки существенно повышается, а следовательно расширяется ряд болтов испытывающих перенапряжение, то есть получающих пластическую деформацию и изменяющих свои рабочие характеристики. Поэтому использование неконтролируемой затяжки резьбовых соединений должно быть исключено и, как правило, применяться только в ремонтных целях.

В ответственных резьбовых соединениях, особенно при использовании крупного крепежа, предварительная затяжка должна быть строго контролируемой, что существенно повышает несущую способность соединения. В этом случае предварительная затяжка определяет упругое взаимодействие различных частей соединения и обеспечивает плотность стыка при любом характере изменения внешней нагрузки. Структура напряженного состояния от предварительной затяжки предполагает перераспределение силовых потоков в соединении. Технологически возможны два способа получения контролируемой предварительной затяжки: тепловая и холодная.

Тепловая затяжка резьбового соединения обеспечивает создание осевого усилия за счет температурного изменения длины болта (шпильки) без механического воздействия на элементы соединения. При этом способ нагрева зависит как от типоразмеров болта, так и конструктивных особенностей соединения, а используемый источник нагрева определяется как условиями сборки, так и техническими возможностями производства. Относительная простота тепловой сборки при отсутствии силового воздействия на крепеж в момент его установки является несомненным

достоинством данного метода. Однако такой метод получения предварительной затяжки имеет и существенные недостатки, главными из которых следует признать следующие:

- необходимость использования специального крепежа, позволяющего его нагрев;
- наличие специальных нагревателей, учитывающих условия сборки;
- создание условий, регламентирующих скорость нагрева и охлаждения резьбового соединения;
- наличие сертифицированных методов контроля температурных и линейных параметров крепежа;
- обеспечение на сборочном участке повышенных требований по технике безопасности, пожаробезопасности и санитарным условиям проведения работ.

Сложность выполнения всех этих требований на участке сборки, а часто и невозможность реализации некоторых из них, существенно ограничивает область применения данного метода и в каждом конкретном случае требует проведения технико-экономического обоснования его использования.

В качестве альтернативного метода в таких случаях может выступать холодная затяжка резьбовых соединений, которая связана с вращением гайки (винта) и одновременным контролем силы затяжки, основанной на замерах: а) удлинения болта (шпильки), б) угла поворота гайки, в) крутящего момента при затяжке гайки.

Наиболее точно сила затяжки, действующая на болт F_3 , контролируется по удлинению болта Δl , которая определяется по разности величины базы измерения до и после затяжки

$$F_3 = \frac{\Delta l}{\lambda_\delta},$$

где λ_δ - коэффициент податливости стержня болта.

Для коротких и средних болтов ($l \leq 6d$), у которых удлинение не превышает 20...60 мкм, во избежание значительных погрешностей измерения, следует учитывать деформацию болта в пределах резьбы путем добавления к расчетной длине $1/3$ высоты гайки, а для коротких шпилек – добавлением деформации стержня шпильки в пределах длины свинчивания.

При контроле силы затяжки по углу поворота гайки определяют фиксированный угол, при котором обеспечивается необходимое контактное напряжение в стыке

$$\phi = 360^\circ \frac{F_3}{S} \sum_{i=1}^n \lambda_i,$$

где $\sum_{i=1}^n \lambda_i$ – суммарная податливость болта и стягиваемых деталей;

n – число деталей в соединении; S – шаг резьбы.

Метод затяжки по углу поворота прост, не связан с силами трения и не зависит от индивидуальных особенностей резьбового соединения, однако сложность вычисления податливости стягиваемых деталей, определение начального угла ϕ_0 , при котором полностью выбираются зазоры в соединении, делает этот метод малоэффективным. Точность обеспечения заданного усилия затяжки при контроле по углу поворота гайки не превышает $\pm 20\%$. Данный метод не пригоден для соединений с короткими болтами, так как расчетный угол поворота гайки для таких болтов невелик и погрешность метода оказывается в наибольшей степени.

Наиболее прост для практики, а потому и широко распространен, контроль силы затяжки, основанный на замере момента затяжки с помощью тарированных ключей: динамометрических и предельных. Применение тарированных ключей основано на связи крутящего момента на ключе и усилия затяжки. Момент, приложенный к гайке, уравновешивается моментами от сил трения в резьбе и на торце гайки, определение которых строится в предположении равномерного нагружения в сопряженных поверхностях. В действительности, контактные напряжения зависят от многих конструктивных и эксплуатационных факторов, учет которых представляет сложную техническую задачу. Коэффициенты трения зависят от удельного давления, наличия и вида покрытия, шероховатости поверхности, смазки, повторяемости сборки, скорости завинчивания, жесткости соединения и ряда других факторов. Связь между моментом и силой затяжки не остается постоянной. Анализ экспериментальных данных показывает, что эта зависимость не является устойчивой и обеспечивает точность получения усилия затяжки не более $\pm 30\%$.

Лучшие, по сравнению с контролем по моменту на ключе, результаты могут быть получены при затяжке резьбовых соединений комбинированным методом. При этом первоначальная затяжка до «нулевого» положения проводится тарированным инструментом, а дальнейшая затяжка контролируется по углу поворота. При указанном методе исключается произвольность отсчета «нулевого» положения угла поворота, а усилие затяжки не зависит от трения.

Все рассмотренные способы холодной затяжки, при простоте их реализации и возможности широкого использования, имеют очевидные недостатки. Главными недостатками являются значительное силовое воздействие на крепеж в момент его установки, а также необходимость косвенно определять силу предварительной затяжки в болте по вспомогательным параметрам, которые позволяют говорить о качественной оценке, а не количественной. Поэтому, для ответственных высоконагруженных резьбовых соединений, которые широко используются в таких отраслях промышленности как энергетическая, metallургическая, транспортная, спецтехника и другие, предпочтение следует отдать холодной затяжке с непосредственным контролем усилия на болте (шпильке). Перед затяжкой на расчетную величину целесообразно произвести осадку

соединения силой превышающей расчетную. Силовая осадка вызывает пластическую деформацию металла на участках точечного контакта и увеличивает релаксационную стойкость соединения. Силу осадки выбирают так, чтобы создать напряжение равное 0,6...0,8 предела текучести материала болтов. Гайки закручивают в несколько приемов в определенной последовательности, после чего соединения выдерживают под затяжкой не менее 2...3 часов, после чего гайки отпускают и закручивают снова на расчетную величину.

Наиболее полно этим требованиям отвечают гидравлические ключи, которые, несмотря на конструктивные отличия, функционально все идентичны: они обеспечивают деформацию болта (шпильки) сразу на величину, соответствующую необходимой расчетной предварительной затяжке. Таким образом, исчезает необходимость учета и контроля большого количества параметров, которые зависят как от конструктивных так и эксплуатационных особенностей резьбового соединения. Кроме того, при затяжке группы болтов появляется возможность равномерного их нагружения за счет одновременного подключения к одной гидростанции нескольких гидравлических ключей.

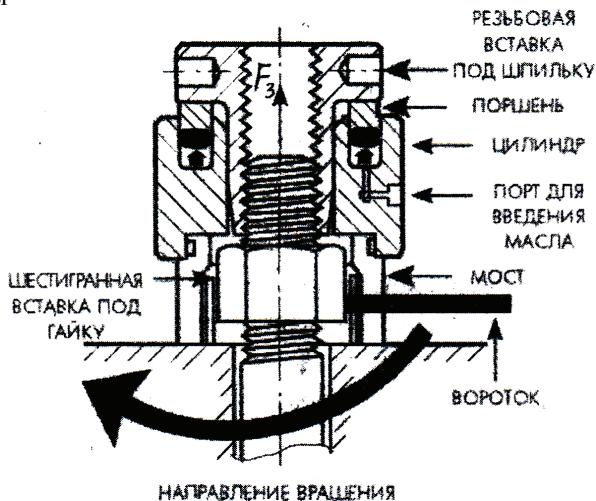


Рис. – Затяжка с использованием гидравлического ключа

Рисунок 1 иллюстрирует работу гидравлического ключа [4]. Соединив порт гидроключа с гидростанцией, за счет давления масла в гидроцилиндре возникает осевая сила на поршне, которая через резьбовую вставку передается на шпильку и, таким образом, на ней создается осевая деформация, которая эквивалентна необходимой предварительной затяжке. Вращая вороток с шестигранной вставкой без всякого сопротивления, опускаем гайку по резьбе до контакта торца гайки с опорной поверхностью,

после чего, убрав давление, можно снять гидравлический ключ и перейти к следующей шпильке.

Представленный гидроключ выпускается 7 типоразмеров, в которых за счет 20 сменных адаптеров и 10 мостов перекрывается весь перечень резьб от М20 до М100 и создается контролируемое осевое усилие от 200 до 15000 Кн с помощью гидростанции с номинальным давлением 80 МПа. Вся работа по установке и снятию гидроключа, а также обеспечению контролируемой затяжки выполняется одним рабочим и требует минимум времени. Гидравлический ключ может работать как независимый инструмент, а также в комплекте с другими, что позволяет при включении их по мостовой схеме обеспечивать эффект равномерного нагружения группы болтов (шпилек).

Выводы. Из анализа представленных технических решений следует:

- создание неконтролируемой предварительной затяжки неэффективно, а при использовании для мелкого крепежа до М12 недопустимо, так как может привести к статической потере прочности;

- горячие способы предварительной затяжки могут быть использованы только на специально оборудованных участках сборки и, как правило, для крепежа специально для этого приспособленного;

- холодные способы предварительной затяжки являются наиболее распространенными, могут быть реализованы на любых участках сборки, однако контроль силы затяжки достаточно сложен, когда необходимо его точное соответствие требованиям последующей эксплуатации крепежа;

- наиболее универсальным и легко реализуемым способом обеспечения контролируемой предварительной затяжки является использование гидравлических ключей, которые, обеспечивая высокую достоверность силы затяжки, являются безальтернативным способом монтажа групп болтов, установленных в ответственных соединениях.

Список литературы: 1. Биргер И.А., Йосилевич Г.Б. Резьбовые соединения.- М.: Машиностроение, 1973.-256с. 2. Орлов П.И. Основы конструирования. Кн -М.: Машиностроение, 1988.-544с.

Надійшла до редколегії 29.10. 2012

УДК 621.825

Аналіз техніческих рішень, обслуговуючих контролювану предварительну затяжку резьбових з'єднань / В. С. Гапонов, Ю. Д. Музикин, В.В. Татьков, Г.Г. Кулик // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.92-97. – Бібліогр.: 2 назв..

Показано технічні рішення, що забезпечують попереднє затягування в нарізних сполученнях, а також запропоновані шляхи їхньої реалізації в сучасному виробництві. Зроблено висновки про найбільше універсальним способі контролюваної попередньої затяжки є спосіб за допомогою гідравлічного ключа.

Ключові слова: нарізні сполучення, болтове з'єднання, гідравлічна гайка, щільність стику

Showing technical solutions that provide pre-tightening in the threaded connections, as well as the ways of their realization in the modern workplace. The conclusions of most white versatile way earlier tightening is controlled manner using a hydraulic wrench.

Keywords: threaded connections, bolted connections, hydraulic nut, density junction

А.Н. ШЕЛКОВОЙ, докт. техн. наук, проф. НТУ «ХПІ»;

Ю.К. НОВОСЁЛОВ, докт. техн. наук, проф. СевНТУ, Севастополь;

Л.Б. ШРОН, канд. техн. наук, доц. СевНТУ, Севастополь;

В.Б. БОГУЦКИЙ, ст. преподаватель, СевНТУ, Севастополь.

РАСЧЕТ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ КРУГЛОМ НАРУЖНОМ ШЛИФОВАНИИ

В статье приведена методика расчета параметров шероховатости поверхности для условий круглого наружного шлифования. Выполнен анализ связи параметров поверхности детали после шлифования с характеристиками элементов технологической системы.

Ключевые слова: шлифование, шероховатость поверхности, шлифовальный круг, зерно, съем металла, расчетная модель.

Основными параметрами качества обрабатываемой поверхности являются ее шероховатость и глубина дефектного слоя. По ГОСТ 2789-73 регламентируются следующие высотные параметры шероховатости: R_a , R_z , R_{max} . Обычно определение этих параметров сводится к табулированию профилограмм и дальнейшим вычислениям по таблицам, например, с помощью ЭВМ.

Процессы шлифования имеют сложную стохастическую природу, что приводит к разбросу показателей качества изделий и не позволяет использовать все возможности финишных методов. Микрорельеф шлифованной поверхности представляет собой совокупность отображений в материале заготовки поверхностей резания, образованных при движении режущих кромок инструмента в пространстве обрабатываемой заготовки. Форма единичных рисок определяется формой режущих кромок, особенностями контакта с материалом поверхности.

Аналитические зависимости для определения важнейших параметров шероховатости поверхности при условии, что случайный процесс, описываемый ординаты, является стационарным и нормальным, получены в работах Ю.Р. Витенберга, А.П. Хусу, Ю.В. Линника и ряда других исследователей. Параметры шероховатости вычислены по корреляционным функциям. Вид функции принимается известным, а её коэффициенты определяются на основе экспериментальных исследований процесса шлифования.

Основы прогнозирования важнейших параметров шероховатости поверхности по технологическим факторам рассмотрены в работах [5,9]. Известные зависимости с учетом влияние на неровности процессов, возникающих в динамической системе, существенно уточнены в работе [9], где расчет параметров шероховатости выполнен на основе функционалов, полученных при теоретическом анализе процессов формообразования поверхностей.

1. Среднее арифметическое отклонение профиля R_a вычисляется:

$$R_a = \frac{\sqrt{2}V_u H_u^{3/2}}{\pi^2 K_c (V_k \pm V_u) n_g \sqrt{D_g \rho_g} \sum_{i=0}^n (W_m - i\Delta r)^{3/2}} \text{ при } \Delta r < W_m; \quad (1)$$

$$R_a = \frac{0,25 V_u^{0,4} t_f^{0,6}}{K_c^{0,4} (V_k \pm V_u)^{0,4} n_g^{0,4} D_g^{0,2} \rho_g^{0,2}} \text{ при } \Delta r \geq W_m. \quad (2)$$

где W_m – расстояние от наиболее глубокой впадины до средней линии профиля

вычисляется из условия $y_m = 0$, $P(M) = 0,5$, $G_k \sum_{i=0}^n (W_m - i\Delta r)^v - \ln 2 = 0$.

При величине радиального съема металла $\Delta r \geq W_m$ $W_m = \left(\frac{\ln 2}{G_k} \right)^{\frac{1}{v}}$,

$$\text{где } G_k = \frac{\sqrt{\pi D_g} \Gamma(m+1) \Gamma(\chi) \chi K_c C_b (V_k \pm V_u) n_g}{\Gamma(m+\chi+3/2) V_u H_u^\chi} \quad (3)$$

при частных значениях $m = 0,5$, $\chi = 1,5$ зависимость (3) принимает вид:

$$G_k = \frac{0,598 \sqrt{\pi \rho_g D_g} K_c (V_k \pm V_u) n_g}{V_u H_u^{1,5}} \quad (4)$$

$$\Delta r = \frac{t_f^2}{1,478 t_f + \frac{13,66 V_u}{K_c (V_k \pm V_u) n_g \sqrt{D_g \rho_g}}}; \quad (5)$$

$$t_f = 0,739 \Delta r + \sqrt{0,546 (\Delta r)^2 + \frac{13,66 V_u \Delta r}{K_c (V_k \pm V_u) n_g \sqrt{D_g \rho_g}}}; \quad (6)$$

где в формулах (1), (2), (3), (4), (5), (6): K_c – коэффициент стружкообразования (он показывает, что не весь материал удаляется из объема риски, а часть его вытесняется и образует по краям риски навалы); n_g – количество вершин зерен на единицу поверхности рабочего слоя круга; H_u – величина слоя рабочей поверхности круга по глубине, в пределах которого подсчитывается число абразивных зерен n_g ; $P(M)$ – вероятность удаления металла; m и χ – показатели степенной зависимости; ρ_g – радиус округления при вершине зерна; V_k – скорость круга; V_u – скорость детали; D_g – эквивалентный диаметр; Δr – радиальный съем материала.

Уравнения (1) и (2) по своей структуре и величине показателей степени

близко к имеющимся в литературе степенным зависимостям, но в отличие от них отражает физическую природу процесса формообразования и соответствуют теории размерностей.

2. Наибольшая высота неровностей профиля R_{\max} и высота неровностей профиля по десяти точкам R_z . Рассчитываются по величине слоя, в котором распределена шероховатость поверхности, и математическим ожиданиям расстояний от верхней границы слоя до пяти высших точек профиля и расстояний от нижней границы слоя до пяти низших точек профиля. Для стационарного процесса, близкого к нормальному, можно считать, что расстояния от верхней границы слоя шероховатости до наиболее выступающих вершин профиля распределены по законам, аналогичным распределению расстояний от впадин до нижней границы слоя. В этом случае математическое ожидание значений параметров R_{\max} и R_z определяются как

$$M[R_{\max}] = H - 2 \sqrt{\frac{2V_u t_f^{3/2}}{3n_g(V_k \pm V_u)L\sqrt{D_3}}}; \quad (7)$$

$$M[R_z] = H - 2,95 \sqrt{\frac{V_u t_f^{3/2}}{n_g(V_k \pm V_u)L\sqrt{D_3}}}. \quad (8)$$

где $H = t_f - \Delta r$ – величина слоя шероховатости поверхности (размер переходной области материал – среда).

Одним из основных параметров рабочей поверхности инструмента, в значительной степени влияющего на характеристики шероховатости обрабатываемой поверхности является радиус округления вершины зерна ρ_g . По данным Д.В. Ваксера [3], Г.М. Ипполитова [4] и ряда других исследователей [6,8], радиус при вершине зерна зависит от материала абразивного зерна, способа изготовления, зернистости, режима правки инструмента.

Текущий радиус округления зависит от его исходного значения, условий контакта абразивного зерна с обрабатываемым материалом, режима резания и времени работы инструмента. С увеличением τ закономерно увеличивается $\rho_g(\tau)$, на вершине зерна, в плоскости перпендикулярной вектору скорости резания, появляется радиусная площадка износа, наблюдается затупление абразивного зерна.

В общем случае можно записать

$$\rho_g(\tau) = K_{\rho_g} \cdot \rho_{g_0}, \quad (9)$$

где K_{ρ_g} – коэффициент учитывающий изменение радиуса округления

зерна в процессе работы абразивного инструмента; ρ_{g_0} – исходный радиус округления вершины зерна.

Для выполнения практических расчетов целесообразнее было бы использовать характеристики абразивного материала, приведенные в ГОСТ 3647-80 или в ISO 8486-1,2:1996(E), такие как зернистость или основной размер абразивного зерна B_g . На основе анализа экспериментальных данных, представленных в работах ряда авторов, составлена таблица 1 отражающая зависимость исходного радиуса округления вершин зерен ρ_{g_0} от основного размера абразивного зерна B_g .

Таблица 1 – Исходные радиусы округления вершин абразивных зерен ρ_{g_0} .

Источник	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)										
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10
	Основной размер абразивных зерен B_g , мкм										
Байкалов А.К. [1]	13	19	–	28	–	–	–	–	–	114	
Маслов Е.Н.[7]	11	17	25		41			76	–	–	–
Мурдасов А.В. [8]	–	19	–	30	–	–	68	–	97	115	130
Ваксер Д.Б.[3]	14	21		30	–	–	–	–	–	–	–
Королев А.В.. [5]	12	–	–	–	–	48	–	–	93	119	149
Божко Т.Е. [2]	13	19	27	28	38	–	60	–	–	–	–

Исходный радиус округления вершин зерен ρ_{g_0} , мкм											
Байкалов А.К. [1]	13	19	–	28	–	–	–	–	–	114	

Аппроксимация степенной зависимости проводилась на основе данных приведенных в таблице 1 методом наименьших квадратов.

Полученная экспериментальная зависимость имеет вид:

$$\rho_{g_0} = 0.0535 \cdot B_g^{0.955} \quad (10)$$

где B_g – основной размер абразивного зерна по ГОСТ 3647-80 или ISO 8486-1,2:1996(E), м.

В таблице 2 приведено сопоставление средних значений экспериментальных данных по таблице 1 и значений рассчитанных по формуле (10), графически это сравнение показано на рис. 1. Проверка по коэффициенту корреляции и критерию Фишера показала адекватность предложенной зависимости (10).

С учетом (10) зависимость (9) примет вид

$$\rho_g(\tau) = K_{\rho_g} \cdot \rho_{g_0} = 0,0535 \cdot K_{\rho_g} \cdot B_g^{0,955}, \quad (11)$$

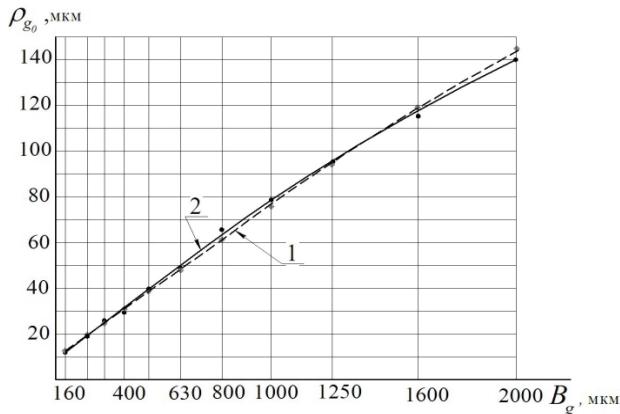


Рис. 1 – Сопоставление расчетных (1) и экспериментальных (2) зависимостей между радиусом при вершине зерна ρ_{g_0} и основным размером абразивных зерен B_g

Таблица 2 – Сопоставление экспериментальных и расчетных значений радиусов округления вершин зерен ρ_{g_0} .

Источник	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)										
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10
	Основной размер абразивных зерен B_g , мкм										
	160	240	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2000
Радиус округления вершин зерен ρ_{g_0} , мкм											
Среднее значение экспериментальных данных по таблице 1	12,6	19	26	29	39,5	48	64	76	95	115,3	139,5
Расчетное значение по формуле (10)	12,8	19,4	24,5	30,7	38,1	47,6	59,6	74,3	92,4	115,4	143

Как показано в [9], для любой точки профиля абразивного зерна (рис. 2) радиус кривизны в полярных координатах вычисляется по уравнению:

$$\rho_g(\tau) = \frac{\left[R_g^2(\varphi, \tau) + R_g'^2(\varphi, \tau) \right]^{3/2}}{R_g^2(\varphi, \tau) + 2R_g'^2(\varphi, \tau) - R_g(\varphi, \tau)R_g''(\varphi, \tau)}. \quad (12)$$

При совмещении полюса полярных координат с центром кривизны вершины зерна для углов окрестности $\varphi_\rho = 0$ радиус-вектор исходного профиля

равен ρ_{g_0} , а его текущее значение

$$R_g(\varphi_p, \tau) = \rho_{g_0} (1 - \psi(\varphi_p, \tau)) - \frac{H - u_p}{\cos \varphi_p} \psi(\varphi_p, \tau),$$

где φ_p – полярный угол точек профиля вершины зерна; u_p – расстояние от максимальной впадины исходного профиля до центра кривизны исходного профиля вершины зерна.

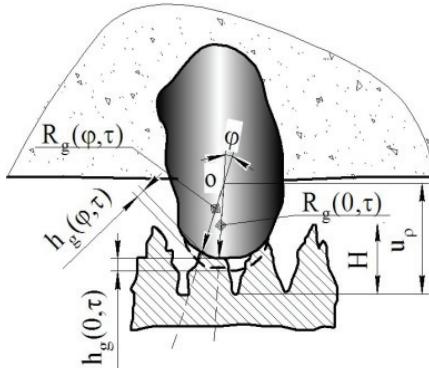


Рис. 2 - Схема к расчету изменения контура абразивного зерна

Текущий радиус округления вершины зерна вычисляется по текущему радиус-вектору и его первой и второй производным по уравнению (12) при $\varphi_p = 0$.

$$\rho_g(\tau) = \frac{(\rho_{g_0} + B - Be^A)^2}{\rho_{g_0} - A\rho_{g_0} - BA} e^{-A}, \quad (13)$$

где за A и B обозначено: $A = \frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}$; $B = H - u_p$.

Коэффициент учитывающий изменение радиуса округления зерна в процессе работы абразивного инструмента K_{ρ_g} можно представить как

$$K_{\rho_g} = \frac{\rho_g(\tau)}{\rho_{g_0}},$$

или после выполнения преобразования

$$K_{\rho_g} = \frac{18,692H(0,0535B_g^{0.955} + (H - u_p)(1 - e^{-\left(\frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}\right)}))^2 e^{-\left(\frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}\right)}}{(0,0535B_g^{0.955}(1 - h_0(V_k \pm V_u)\tau) - h_0(V_k \pm V_u)(H - u_p)\tau)B_g^{0.955}}, \quad (14)$$

где h_0 – относительный износ абразивного материала; τ – время работы абразивного инструмента.

На рис. 3 показаны графики, позволяющие оценить влияние времени работы шлифовального круга на изменение радиуса округления вершины абразивного зерна.

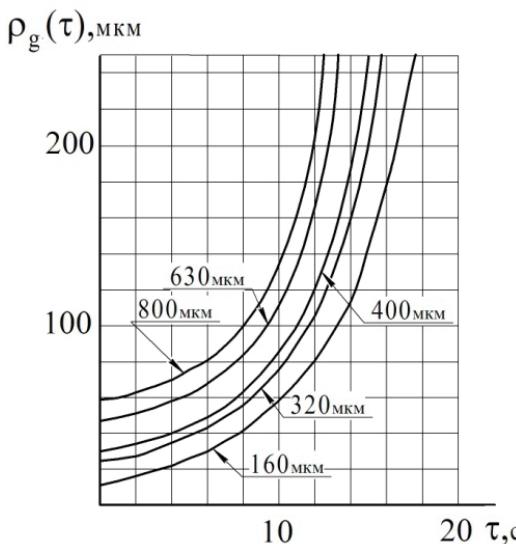


Рис.3 –Влияние времени работы шлифовального круга на изменение радиуса округления вершины абразивного зерна $\rho_g(\tau)$ для различных величин основного размера абразивных зерен B_g .

Количество зерен n_g на 1 мм² поверхности шлифовального круга, входящее в зависимости (1),(2), (4), (5),(6), (7),(8),также во многом определяется основным размером абразивных зерен B_g . В тоже время, имеющиеся экспериментальные данные свидетельствуют и о существенном изменении числа режущих кромок за период стойкости инструмента. Вследствие ограниченной прочности абразивных зерен и их заделки в инструменте при каждом контакте с обрабатываемым материалом часть зерен будет разрушаться или вырываться из круга. Одновременно в работу будут вступать новые режущие кромки, лежащие в глубинных слоях инструмента. Поэтому, в общем случае можно записать

$$n_g(\tau) = K_{n_g} \cdot n_{g_0} \quad (15)$$

где K_{n_g} – коэффициент учитывающий изменение количества абразивных зерен на рабочей поверхности круга в период между правками;

n_{g_0} – исходное количество абразивных зерен на рабочей поверхности круга.

Исходное количество абразивных зерен на рабочей поверхности круга n_{g_0} определялось по [11] с учетом содержания абразивных зерен в круге $V_g \%$, основного размера абразивных зерен по ГОСТ 3647-80 B_g , структуры и твердости (для кругов со структурами 5...6 и твердостью СМ1 $V_g = 45\%$ [4]) и аппроксимировалось методом наименьших квадратов, что позволило получить зависимость:

$$n_{g_0} = 0,62 \cdot B_g^{-1,99} \cdot \frac{1}{M^2}. \quad (16)$$

В таблице 3 приведено сравнение количества зерен на 1 мм^2 рассчитанных по [11] и расчетные значения по формуле (16), графически это сравнение показано на рисунке 4. Проверка по коэффициенту корреляции и критерию Фишера показала значимость уравнения (16).

Таблица 3 – Сопоставление значений исходного количества абразивных зерен n_{g_0} .

	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)																					
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200											
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10											
	Основной размер абразивных зерен B_g , мкм																					
160 240 315 400 500 630 800 1000 1250 1600 2000																						
Количество зерен, $n_{g_0}, \frac{1}{\text{мм}^2}$																						
Значение по [11]	23,2	9,2	5,7	3,56	2,28	1,44	0,89	0,57	0,366	0,224	0,144											
Расчетное значение по формуле (16)	22,4	9,4	5,6	3,57	2,29	1,44	0,89	0,57	0,369	0,226	0,145											

С учетом (16) формула (15) примет вид

$$n_g(\tau) = K_{n_g} \cdot n_{g_0} = 0,62 \cdot K_{n_g} \cdot B_g^{-1,99} \cdot \frac{1}{M^2} \quad (17)$$

В работе [9] выведена зависимость, позволяющая рассчитать изменение числа зерен за период между правками абразивного инструмента;

$$n_g(\tau) = \frac{z_g}{P_p} + \left(n_{g_0} - \frac{z_g}{P_p} \right) (1 - P_p)^{v_k \tau}, \quad (18)$$

где z_g – число абразивных зерен, вступающих в работу при i -м контакте инструмента с поверхностью; P_p – вероятность разрушения зерна; v_k – частота вращения круга; τ – время работы круга после правки.

В общем случае z_g зависит от числа зерен на поверхности инструмента после правки n_{g_0} , закона распределения зерен по глубине, радиального износа круга, прочности закрепления зерен и сил резания, возникающих в зоне контакта, которые являются случайными величинами. Так, если нагрузка на вершины зерен при шлифовании не превышает 4 Н, то вероятность вырывания зерна из связки P_p не превышает 0,01. С увеличением нагрузки вероятность P_p – растет: для $P_z = 8H$ вероятность $P_p \Rightarrow 0,20$, при $P_z = 10H$ $P_p \approx 0,50$. С дальнейшим увеличением P_z вероятность P_p приближается к своему максимальному значению около 0,87 ($P_z = 15H$). [12]

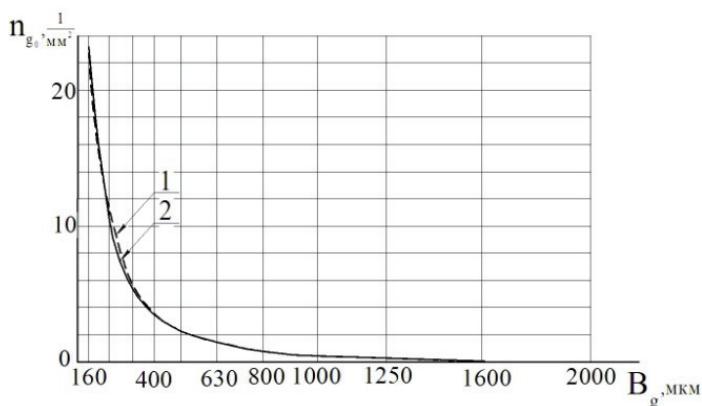


Рис. 4 – Сопоставление зависимостей между основным размером абразивных зерен B_g (зернистостью) и количеством зерен на 1 мм^2 поверхности шлифовального круга n_{g_0} : 1 – результаты расчета по формуле (16); 2 – по данным [11].

Коэффициент учитывающий изменение числа зерен на поверхности инструмента в процессе его работы K_{n_g} можно представить как

$$K_{n_g} = \frac{n_g(\tau)}{n_{g_0}}$$

или после выполнения преобразования с учетом зависимостей (16) и (18)

$$K_{n_g} = 1,613 \left(\frac{z_g (1 - (1 - P_p)^{v_k \tau})}{P_p} + \frac{0,62 (1 - P_p)^{v_k \tau}}{B_g^{1,99}} \right) B_g^{1,99} \quad (19)$$

На рис. 5 показаны зависимости, позволяющие оценить влияние времени на изменение количества абразивных зерен n_g на 1 mm^2 поверхности шлифовального круга при работе круга в режиме затупления.

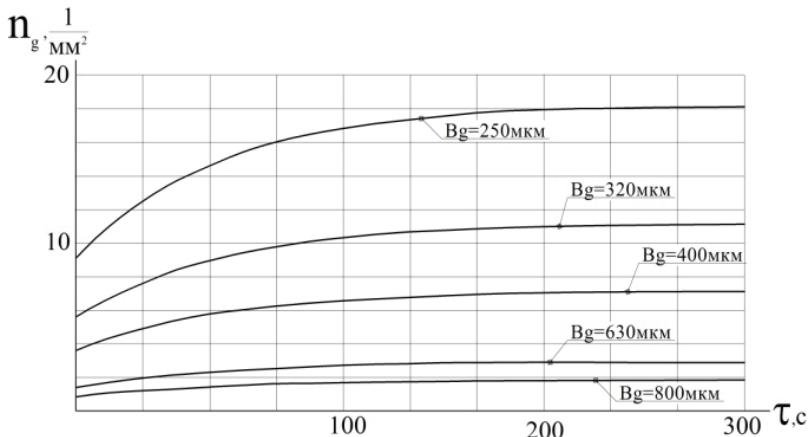


Рис. 5 – Влияние времени работы шлифовального круга на изменение количества зерен на 1 mm^2 поверхности $n_g (\tau)$ для различных величин B_g .

С учетом полученных зависимостей (11) и (17) формулы для расчета характеристик шероховатости поверхности (1), (2), (5), (6), (7), (8) примут вид:

$$R_a = \frac{1,017 V_u H_u^{1,5}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} B_g^{-3,025}} D_3 \sum_{i=0}^n (W_m - i \Delta r)^{1,5}} \quad \text{при } \Delta r < W_m; \quad (20)$$

$$R_a = \frac{0,544 V_u^{0,4} t_f^{0,6} B_g^{0,605}}{K_c^{0,4} K_{n_g}^{0,4} K_{\rho_g}^{0,2} (V_k \pm V_u)^{0,4} D_3^{0,2}} \quad \text{при } \Delta r \geq W_m. \quad (21)$$

где $\Delta r = \frac{t_f^2}{1,478 t_f + \frac{95,254 V_u B_g^{1,51}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} D_3}}}$.

$$t_f = 0,739 \Delta r + \sqrt{0,546 \cdot \Delta r^2 + \frac{22.03 V_u \Delta r B_g^{1.51}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{p_g} D_3}}}; \quad (22)$$

$$M[R_{\max}] = H - 2,074 \sqrt{\frac{V_u t_f^{1.5} B_g^{1.99}}{K_{n_g} (V_k \pm V_u) L \sqrt{D_3}}}; \quad (23)$$

$$M[R_z] = H - 3,747 \sqrt{\frac{V_u t_f^{1.5} B_g^{1.99}}{K_{n_g} (V_k \pm V_u) L \sqrt{D_3}}} \quad (24)$$

На рис. 6 показаны графики, иллюстрирующие влияние времени работы шлифовального круга на шероховатость обрабатываемой поверхности.

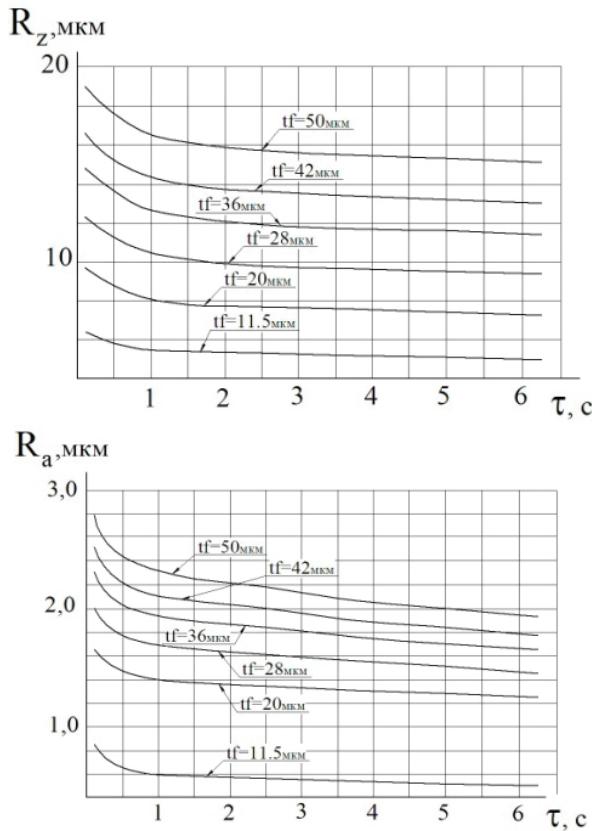


Рис. 6 – Влияние времени работы шлифовального круга τ на параметры шероховатости R_z и R_a ($B_g = 320 \mu\text{m}$).

Выводы. Предложенные зависимости позволяют прогнозировать кинетику изменения параметров шероховатости. В уравнения (23) и (24) неявно входит вероятность удаления материала, которая вычисляется с учетом шероховатости заготовки и ее изменений при каждом контакте поверхности с инструментом.

Список литературы: 1. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов /А.К.Байкалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207с. 2. Божко Т.С. Формування поверхневого шару у деталей із порошкових матеріалів при шліфуванні./Дисертація на здобуття наукового ступеню кандидата технічних наук. Луцьк, 2011. 3. Ваксер Д.Б. Влияние геометрии абразивного зерна на свойства шлифовального круга / Д.Б.Ваксер // Основные вопросы высокопроизводительного шлифования: сб. М.: Машгиз, 1960. 165с. 4. Ипполитов Г.М. Абразивно-алмазная обработка/ Г.М.Ипполитов, М., Машиностроение, 1969, 334с. 5. Королев А.В. Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Ч.І / А.В.Королев, Ю.К.Новоселов. – Саратов: Саратовск. ун-т, 1987. – 160с. 6. Кремень З.И. Технология шлифования в машиностроении/ З.И.Кремень, В.Г.Юрьев. А.Ф.Бабошкин; под общ. ред. З.И.Кремня. – СПб.: Политехника, 2007. – 424 с. 7. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов / Е.Н.Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. 400 с. 8. Мурдасов А. В. Особенности работы шлифовальных кругов из абразивного зерна разной формы / А.В.Мурдасов, А.М.Вульф //Абразивы и алмазы: науч. технич. реф. сб.- М.: НИИМАШ, 1967. №4. С.65-69. 9. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке. / Ю.К.Новоселов - Севастополь: Из-во СевНТУ, 2013. – 304с. 10. Пермяков А.А. Повышение эффективности предварительного шлифования прокатных валков за счет восстановления режущей способности круга без правки / А.А.Пермяков, А.А.Жижев. // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип. 118/2011. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь, 2011. 11. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391с. 12. Круткова А.А. Вероятности видов изнашивания зерен абразивного инструмента и их взаимосвязь с характеристикой круга / А.А. Круткова, М.В.Даниленко. // Материалы III Международной научной студенческой конференции «Научный потенциал студенчества в ХХ веке». Том первый. Технические и прикладные науки. – г.Ставрополь: СевКавГТУ, 2009. – 278с.

Надійшла до редколегії 29.10. 2012

УДК 621.923

Расчет параметров шероховатости поверхности при круглом наружном шлифовании / А.Н. Шелковой, Ю.К. Новосёлов, Л.Б. Шрон, В.Б. Богуцкий // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.98-109. – Бібліогр.: 12 назв.

У статті наведена методика розрахунку параметрів шорсткості поверхні для умов круглого зовнішнього шліфування. Виконано аналіз зв'язку параметрів поверхні деталі після шліфування з характеристиками елементів технологічної системи.

Ключові слова: шліфування, шорсткість поверхні, шліфувальне коло, зерно, знімання металу, розрахункова модель.

In the article the technique of calculation of parameters of surface roughness for round grinding conditions. The analysis of the parameters of the surface after sanding with the characteristics of the elements of the system.

Key words: grinding, surface roughness, grinding grain, removal of the metal, the design model.

A .A . ПЕРМЯКОВ, д-р. техн. наук, проф. НТУ«ХПИ»;
E .B . НАБОКА, канд. техн. наук, доц. НТУ«ХПИ»;
O .Ю . ПРИХОДЬКО, канд. техн. наук, доц. НТУ«ХПИ»;
C .E . СЛИПЧЕНКО, ст. викл.НТУ«ХПИ».

СЕТИ ПЕТРИ КАК МОДЕЛИРОВАНИЯ КОМПОНОВОК СЛОЖНОСТРУКТУРНОГО АГРЕГАТИРОВАННОГО ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ОБОРУДОВАНИЯ

В статье рассматривается особенность использования сетей Петри в качестве одного из инструментов исследования технологических систем. С использованием сетей Петри представлена модель агрегатного станка-автомата, имеющего четыре рабочие позиции, позицию загрузки и позицию разгрузки.

Ключевые слова: агрегатный станок-автомат, сеть Петри, компоновка, технологическое оборудование, граф.

Многолетняя практика создания и эксплуатации станков сложной структуры постоянно указывает на то, что правильный выбор и рациональное построение компоновки оказывает большое влияние на их качество. Во многих случаях создания специальных и универсальных станков это влияние оказывается решающим. Влияние компоновки на качество технологической станочной системы проявляется по двум направлениям. Во-первых, через структуру, правильный выбор которой обеспечивает необходимую универсальность или специализацию и соответствие ряду технологических и других требований. Во-вторых, через выбор рациональных конструкторских исполнений, размерных пропорций и расположения узлов в пространстве, чем обеспечиваются высокие технико-экономические показатели качества.

Создание компоновки любой технологической системы представляет собой сложную многовариантную, многофакторную задачу, определяющую многие основные параметры технологического оборудования (производительность, металлоемкость, занимаемую площадь, параметры точности и другие). Задачи компонетики металлорежущего оборудования являются структурными задачами, которые по сложности на порядок выше параметрических, так как этап принятия структурного компоновочного решения предопределяет во многом эксплуатационные показатели и эффективность будущего станка.

Прикладная теория сетей Петри связана главным образом с применением сетей Петри к моделированию систем и их анализу. В настоящее время она содержит большое количество моделей, методов и средств анализа, имеющих обширное количество приложений практически во всех отраслях вычислительной техники и даже вне ее.

В соответствии с требованиями прикладных областей были разработаны различные расширения сетей Петри, направленные на учет временных, вероятностных характеристик, использование данных, построение иерархических моделей и т. д. Одно из основных достоинств сетей Петри заключается в том, что они могут быть представлены как в графической форме, что обеспечивает их наглядность, так и в аналитической.

Модель сети Петри является принципиально асинхронной и служит для отображения и анализа причинно-следственных связей в системе. Для привязки к определенным моментам времени тех или иных переходов в синхронных системах используются события. Переходы из состояния в состояния считаются "мгновенными". Если переход реально происходит через какие-то промежуточные состояния, а нам существенно учесть в модели эти обстоятельства, то вводятся соответствующие "подсобытия". Сеть Петри имеет четыре базовых элемента: позиции (places), переходы, дуги и метки (token).

Определенная комбинация условий может стимулировать определенное событие, которое вызовет в свою очередь изменение условий. В сетях Петри события и условия отображаются абстрактными символами, называемыми переходами (вертикальными или горизонтальными полосками - "барьерами") и позициями (кружками). Условия-позиции и события-переходы связаны отношениями зависимости, которые отображаются с помощью ориентированных дуг. Позиции, из которых исходят дуги данного перехода, называются входными позициями. Позиции же, к которым ведут дуги данного перехода, называются выходными позициями. Выполнение условий отображается помещением соответствующего числа меток в соответствующую позицию. Если число меток велико (более 2-3), емкость условия может быть отображена числом.

Аналитическое определение. Сеть Петри - набор

$$N = (P, T, F, W, Mo),$$

где (P, T, F) - конечная сеть (множество $X = 3 \cup T$ конечно);

$W: F \rightarrow N \setminus \{O\}$ (знак \ здесь означает разность множеств);

$M_0: P \rightarrow N$ - две функции, называемые кратностью дуг и начальной пометкой. Первая ставит в соответствие каждой дуге число $N > 0$ (кратность дуги). Если $N > 0$, то при графическом представлении сети число N записывается рядом с короткой чертой, пересекающей дугу.

Моделирование в сетях Петри осуществляется на событийном уровне. Определяются, какие действия происходят в системе, какие состояния предшествовали этим действиям и какие состояния примет система после выполнения действия. Выполнения событийной модели в сетях Петри описывает поведение системы. Анализ результатов выполнения может сказать о том, в каких состояниях пребывала или не пребывала система, какие состояния в принципе не достижимы.

Текущее состояние системы определяет маркировка сети Петри, т.е. расположение меток (токенов) в местах сети. Выполнение действия в системе, в сетях Петри определяется как срабатывание переходов. Срабатывание переходов порождает новую маркировку, т.е. порождает новое размещение меток (токенов) в сети.

Используя вышеприведенные принципы построения сетей Петри возможно создание модели, например, описывающей функционирование агрегатного станка-автомата, имеющего 4 рабочие позиции и 2 загрузочно-разгрузочные (Рис.1).

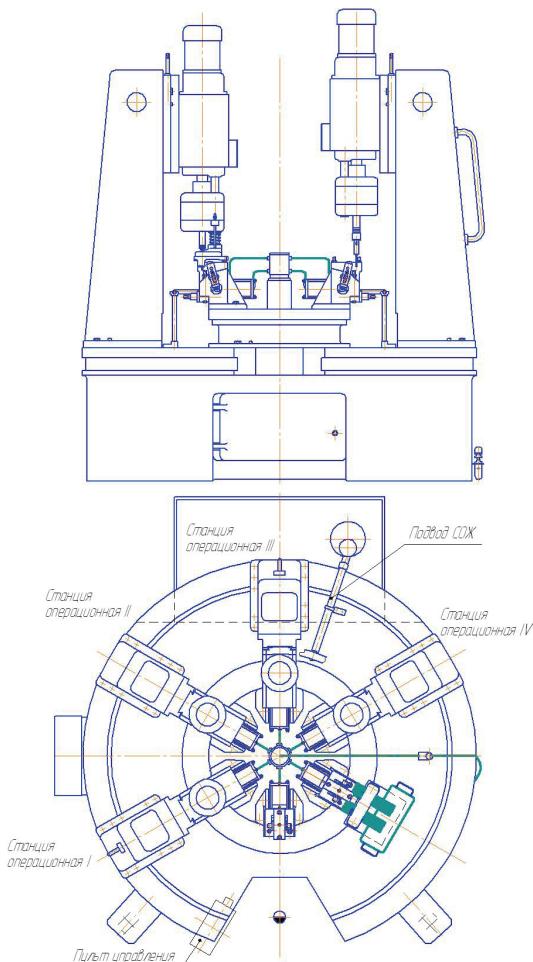


Рис. 1 – Многопозиционный агрегатный станок-автомат

При графической интерпретации сеть Петри является графом особого вида, состоящим из вершин двух типов — позиций (position) и переходов (transition), соединенных ориентированными дугами, причем каждая дуга может связывать лишь разнотипные вершины (позицию с переходом или переход с позицией). Вершины-позиции обозначаются кружками, вершины — переходы — прямоугольниками (или черточками). В содержательном плане переходы соответствуют событиям, присущим исследуемой системе, а позиции — условиям их возникновения. Переход (событие) характеризуется определенным числом входных и выходных позиций, соответствующих предусловию и постусловию данного события. Совокупность переходов, позиций и дуг позволяет описать статическую систему. Для описания динамики вводится еще один объект — так называемый маркер (token), или метка позиции, которая соответствует выполнению того или иного условия (обозначается точкой внутри позиции). Расположение маркеров в позициях называется разметкой сети. Переход считается активным, если в каждой его входной позиции есть хотя бы один маркер, что равносильно выполнению всех необходимых условий для наступления события. Наступление события в терминах сетей Петри представляется срабатыванием перехода, при этом маркеры из входных позиций изымаются и добавляются в каждую выходную позицию.. Текущее состояние исследуемой системы определяется распределением маркеров по позициям сети, а динамика поведения системы отображается перемещением маркеров по позициям сети.

В качестве позиций сети Р удобно принять структурные элементы агрегатного станка (позиции обработки, транспортная система (поворотно-делительный стол), силовые агрегаты), в качестве переходов Т - фиксированные состояния, в которых находится технологическая система в данный промежуток времени, а в качестве дуг F - действия, производимые в процессе работы станка или при подготовке к его работе (Рис.2). Для рассматриваемой модели позиции сети Р:

- P₁ - позиция обработки 1;
- P₂ - позиция обработки 2;
- P₃ - позиция обработки 3;
- P₄ - позиция обработки 4;
- P₅ - позиция разгрузки;
- P₆ - позиция загрузки;
- P₇ - планшайба поворотно-делительного стола;
- P₈ - устройство импульсной системы смазки;
- P₉ - силовой агрегат №1;
- P₁₀ - силовой агрегат №2;
- P₁₁ - силовой агрегат №3;
- P₁₂ - силовой агрегат №4;
- P₁₃ - система охлаждения.

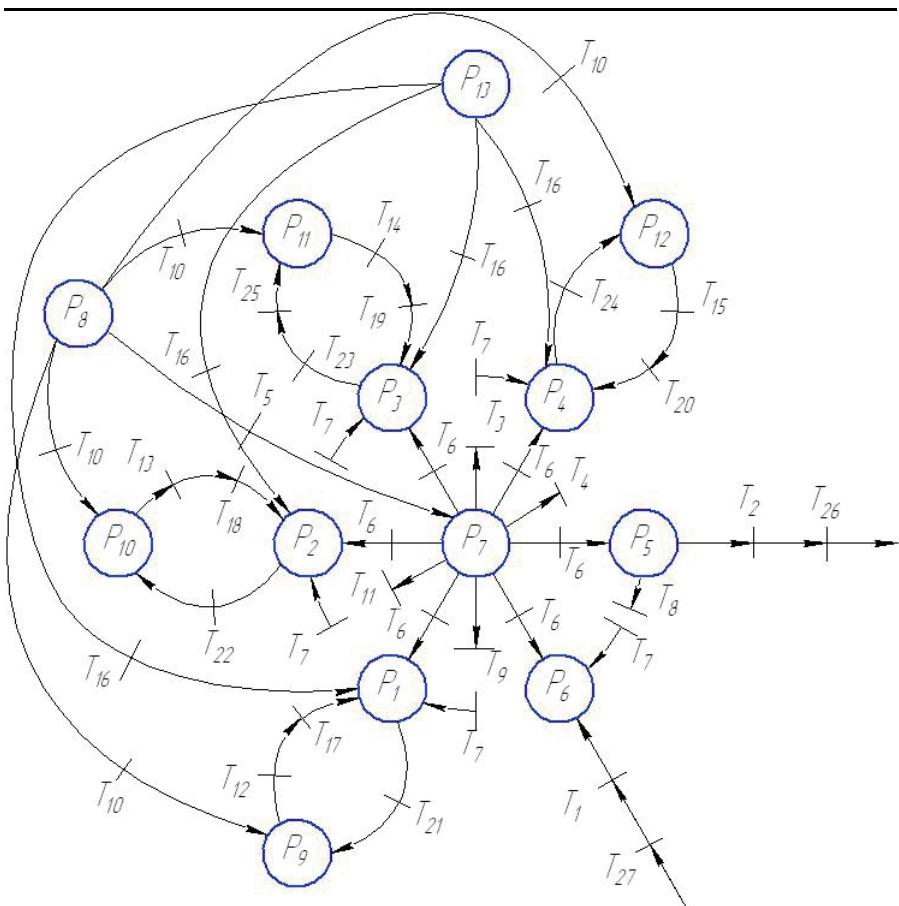


Рис. 2 – Модель (сеть Петри) агрегатного станка-автомата.

Содержание переходов Т:

T₁ - заготовка загружена в приспособление; T₂ - обработанная деталь выгружена из приспособления; T₃ - разгружена планшайба поворотного стола; T₄ - планшайба расфиксирована; T₅ - подана смазка к направляющим поворотного стола; T₆ - планшайба повернута на позицию; T₇ - заготовка зажата; T₈ - обработанная деталь разжата; T₉ - планшайба поворотного стола зафиксирована; T₁₀ - смазка силовых агрегатов выполнена; T₁₁ - планшайба поворотного стола зажата; T₁₂ - быстрый подвод (БП) силового агрегата №1 выполнен; T₁₃ - БП силового агрегата №2; T₁₄ - БП силового агрегата №3 выполнен; T₁₅ - БП силового агрегата №4 выполнен; T₁₆ - охлаждение зоны резания; T₁₇ - рабочий ход (РХ) силового агрегата №1 выполнен; T₁₈ - РХ силового агрегата №2 выполнен; T₁₉ - РХ силового агрегата №3 выполнен; T₂₀

- РХ силового агрегата №4 выполнен; Т₂₁ - быстрый отвод (БО) силового агрегата №1 выполнен; Т₂₂ - БО силового агрегата №2 выполнен; Т₂₃ - отвод на рабочей подаче силового агрегата №3 выполнен; Т₂₄ - БО силового агрегата №4 выполнен; Т₂₅ - БО силового агрегата №3 выполнен; Т₂₆ - обработка детали выполнена; Т₂₇ - заготовка загружена в автооператор подачи заготовок.

Вывод. Задачи компонетики сложноструктурного металлорежущего оборудования, создаваемого по агрегатно-модульному принципу, могут успешно моделироваться на основе прикладной теории сетей Петри. Учет временных, вероятностных характеристик, построение иерархических моделей подсистем и всей технологической системы агрегатированного оборудования позволит при проектировании не только оценить качество конкурирующих вариантов многопозиционной технологической компоновки по критериям производительности и надежности функционирования, но и обеспечить выбор рациональной системы управления агрегатного станка-автомата.

Список литературы: 1. Гебель Х. Компоновка агрегатных станков и автоматических линий. /Пер. с нем. - М.:ГНТИ МЛ, -1959.-189с. 2. Врагов Ю.Д. Анализ компоновок металлорежущих станков: (Основы компонетики) -М.:Машиностроение, 1978.-208с. 3. Котоз В.Е. Сети Петри, - М.: Наука, 1984. - 158 с. 4. Лескин А.А., Мальцев П.А., Спиридовон А.М., Сети Петри в моделировании и управлении.-Л.: Наука, 1989.-133с. 5. Питтерсон Дж. Теория сетей Петри и моделирование систем: Пер. с англ.-М.: Мир, 1984. - 263с. 6. Слепцов А.И., Юрасов А.А. Автоматизация проектирования управляющих систем гибких автоматизированных производств/Под ред. Б.Н.Малиновского.-К.: Техшка, 1986-110 с. 7. Технология системного моделирования / Е.Ф. Аврамчук, А.А. Вавилов, СВ. Емельянов и др.; Под общ. Ред. СВ. Емельянова и др.-М.: Машиностроение; - Берлин: Техник, 1988 - 520с.

Поступила в редколлегию 29.10. 2012

УДК 621.9

Сети Петри как моделирования компоновок сложноструктурного агрегатированного технологического оборудования / А.А. Пермяков, Е. В. Набока, О. Ю. Приходько, С. Е. Слипченко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.110-115. – Бібліogr.: 7 назв.

У статті розглядається особливість використання мереж Петрі як один з інструментів дослідження технологічних систем. З використанням мереж Петрі представлена модель агрегатного верстата-автомата, що має чотири робочі позиції, позиція завантаження і позиція розвантаження.

Ключові слова: агрегатний верстат-автомат, мережа Петрі, компоновка, технологічне обладнання, граф.

In the article the feature of the use of networks Petri is examined as one of instruments of research of the technological Systems. With the use of petrinets the mode! of aggereeate machine-tool-automat. having four workings positions, position of load and unloading position is presented.

Keywords: modular automatic machine, Petri's network, configuration, processing equipment, count.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, проф., НАУ «ХАИ», Харьков;

С.С. ДОБРОТВОРСКИЙ, д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ». Харьков;

В.А. ФАДЕЕВ, д-р техн. наук, проф., ГП ХМЗ «ФЭД», Харьков

ЭФФЕКТИВНЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПОТОКОВ ИОНОВ РАЗНЫХ СОРТОВ, ЭНЕРГИЙ, ЗАРЯДОВ И ПЛОТНОСТЕЙ ТОКОВ ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУР

На основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости получены поля температур и температурных напряжений, в которых выделены зоны, где образуются наноструктуры для любого количества различных ионов и их зарядов от 1 до 3 можно получить зависимости размера зерна, количество атомов в зерне, диапазон глубин, на которых реализуются наноструктуры, от энергии и заряда ионов, что позволяет выбрать технологические режимы обработки.

Ключевые слова: Наноструктура, температура, температурные напряжения, размер зерна, режимы обработки.

Введение.

Для получения нанокристаллических структур на поверхности, как известно, необходимо создание определенных температур (или скорости ее нарастания), давлений в нужном объеме и наличие атома металла, вокруг которого формируется наноструктура.

Как показано в работах [1–10], действие заряженных частиц на конструкционные материалы приводит к появлению в материале на глубине довольно высоких температур при действии индивидуальных ионов разных сортов, и в зоне теплового воздействия есть вероятность появления температурных напряжений значительной величины, что подтверждает возможность появления локальных зон, где достигаются условия возникновения наноструктур.

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования, науки молодежи и спорта Украины "Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе" (подсекция 13) "Аэрокосмическая техника и транспорт" и по темам "Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций" и "Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники", а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Анализ основных достижений и литература.

За счет действия ионов различных сортов, энергий, зарядности, плотностей токов есть возможность сохранения достаточных температур (за счет соответствующего распределения температур температурного поля по глубине обеспечивается высокая средняя температура), в то же время, выбирая расположение поля по глубине (варьируя энергии, зарядности и сорт частиц), обеспечиваем высокие градиенты температур. Следовательно, в довольно большом объеме материала будут действовать значительные по величине напряжения, т.е. будут выполняться условия для получения нанокристаллических структур.

Постановка задачи и цель исследований.

Приняв в качестве критериев полученияnanoструктур требуемый диапазон температур, скоростей нарастания температур, давлений (температурных напряжений) и наличие катализатора [1].

В результате расчетов температурных полей в зоне действия ионов разных сортов, зарядов и энергий вычленялась зона по модели [1], определялась так же скорость роста температуры (она была более 107 к/с для ионов выбранных энергий), а также оценивались величины температурных напряжений (давлений), по которым проводилась корректировка различных зон, где образуются НС

Результаты исследований.

Обеспечение nanoструктур за счет управления движением потоков ионов различных сортов, энергий и зарядности и за счет обеспечения их одновременного попадания на поверхность детали, которое осуществляется при выполнении ряда условий.

Условие окончания теплового действия всех сортов частиц одновременно:

$$\begin{aligned} \tau_{\max_i} [E_{\min_T}, Z_{\min_T}] &= \tau_2 + \tau_{e3} + \tau_{H2} = \tau_3 + 2\tau_{e3} + \\ &+ \tau_{H3} = \tau_4 + 3\tau_{e3} + \tau_{H4} = \tau_5 + 3\tau_{e3} + \tau_{H5} = \dots, \end{aligned}$$

где E_{\min_T} , Z_{\min_T} - энергия и заряд данного тяжелого иона;

*(L) – расстояние от управляемой сетки до детали;

$\tau_{\max_i} [E_{\min_T}, Z_{\min_T}]$ - время пролета самого тяжелого иона с минимальной зарядностью (z=1)) минимальной энергией;

$\tau_2, \tau_3, \tau_4, \tau_5$ - время пролета расстояния L ионами разной энергии, зарядности и сорта по мере роста энергии и заряда;

$(\tau_2 > \tau_3 > \tau_4 > \tau_5)$ - произведение $E \cdot z$;

$\tau_{\text{вз}}$ - время взаимодействия ионов с деталью;

$(\tau_{H2}, \tau_{H3}, \tau_{H4}, \tau_{H5})$ - время старта второго, третьего, четвертого, пятого ионов ($\tau_{H1} = 0$) по отношению к первому, которые определяются так:

$$\begin{aligned}\tau_{H2} &= \tau_{\max}[E_{\min}, E_{\min_r}] \tau_2 - \tau_{\text{вз}} = \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_{\min}}{m_{i_r}} z_{\min}}} - \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_2}{m_{i_2}} z_2}} - \tau_{\text{вз}}; \\ \tau_{H3} &= \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_{\min}}{m_{i_r}} z_{\min}}} - \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_3}{m_{i_3}} z_3}} - 2\tau_{\text{вз}}; \\ \tau_{H4} &= \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_{\min}}{m_{i_r}} z_{\min}}} - \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_4}{m_{i_4}} z_4}} - 3\tau_{\text{вз}}; \\ \tau_{H_j} &= \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_{\min}}{m_{i_r}} z_{\min}}} - \frac{L}{\sqrt{\frac{2E_j}{m_{i_j}} z_j}} - (j-1)\tau_{\text{вз}}.\end{aligned}$$

В этом случае попадание ионов различных сортов, энергий и зарядности одновременно можно организовать, используя один или два источника ионов. Протягивание ионов через сетку осуществляется с помощью наносекундных импульсов напряжения, причем первым подается импульсы с меньшей амплитудой, затем – с большей, т.е. увеличивающимися амплитудами по мере их возрастанию.

Объем слояnanoструктур при действии ионноэнергетического потока получается:

$$C'_{hc} = V_{hc} \frac{j}{ez}, \quad S_{\text{oobr}} l_{hc} = V_{mp},$$

где $t = \frac{S_{\text{dem}} \cdot l_{hc} \cdot ez}{V_{hc} \cdot j_i \cdot S_{\text{oobr}}}$ - время получения nanoструктуры в слое l_{hc} на поверхности с площадью S_{dem} .

$j_{i_{\text{треб}}^I} = \frac{S_{\text{дет}} \cdot l_{\text{hc}} \cdot ez}{t_{\text{оп}} \cdot V_{\text{hc}} \cdot S_{\text{обр}}}$ – требуемая плотность тока, для получения за ограниченное время $t_{\text{оп}}$ требуемый l_{hc} слой на поверхность детали площадью $S_{\text{дет}}$; $j_{i_{\text{треб}}} \geq j'_{kp}$, поэтому в расчетах можно брать плотность тока, равную первой критической.

При действии немоноэнергетического потока ионов разных сортов и зарядности критическую плотность тока для таких потоков можно получить по методике [3] или оценить по частице (иону) с наибольшим пробегом (наименее тяжелый ион) и большим произведением $E \cdot z$. Определив первую критическую плотность тока и предположив, что остальные ионы заполняют объем между зонами действия этих ионов, что будет близко к реальной картине, как показали исследования распределений полей температур и температурных напряжений, приведенных в работе [3].

Тогда для случая действия ионов разных сортов, энергий, зарядности и плотности токов время получения наноструктурированного слоя требуемойтолщины можно получить так:

$$t = \frac{S_{\text{дет}} \cdot l_{\text{hc}}}{\left(\sum V_{\text{hc}_i} \frac{j'_{kp_i}}{ez_i} \right) \cdot S_{\text{обр}}}$$

или в случае упрощения можно пользоваться выражением

$$t = \frac{S_{\text{дет}} \cdot l_{\text{hc}} \cdot ez_{\text{мп}}}{V_{\text{hc}} \cdot \kappa_{n_3} \cdot j'_{kp_{\text{мп}}}};$$

где $z_{\text{мп}}$ и $j'_{kp_{\text{мп}}}$ – заряд и первая критическая плотность тока ионов с максимальным пробегом; $\kappa_{n_3} = 1,2 - 2$ – коэффициент повышения заполнения объема за счет действия частиц с меньшими пробегами, большее значение коэффициента соответствуют большему числу дополнительных потоков ионов.

Примеры вычисления коэффициента заполнения объема полями температур и температурных напряжений даны в работе [1] для различных законов распределения ионов в пространстве детали по различным законам (по спирали Архимеда, сотовому расположению и прямоугольному равномерному расположению частиц).

Окончание действия ионов различных сортов, энергий и зарядности одновременно можно организовать, используя один или два источника ионов. Где протягивание ионов через сетку осуществляется с помощью

нановременных импульсов напряжения. Причем первым подается импульс с наименьшей амплитудой, далее с большими амплитудами по мере возрастания.

Выводы:

1. Проведенный анализ результатов позволяет найти режимы обработки, при которых возможно получение наноструктур и толщину слоя НС.
2. Показана возможность реализации одновременного окончания теплового действия тепловых источников – частиц, что повысит качество обработки.

Список литературы: 1. Костюк, Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр./ Г.И. Костюк. –К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инноваций технологий, 2012. – 648 с. 2. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн.1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596 с. 3. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482 с. 4. Костюк, Г.И. Наноструктуры и нанопокрытия: перспективы и реальность [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 5. Костюк, Г.И. Научные основы создания современных технологий [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харк. авиац. ин-т», 2008. – 552 с. 6. Костюк, Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: моногр.-справ. / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харк. авиац. ин-т», 2007. – 633 с.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 539.2

Ефектививные технологическі параметри потоков іонов разных сортов, енергій, зарядов і плотностей токов для получения наноструктур / Г.И. Костюк, С.С. Добротворський, В.А. Фадеев // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.116-120. – Бібліogr.: 6 назв.

На основі вирішення сумісної задачі теплопровідності та термопружності одержано поля температур і температурних напружень, у яких вилучені зони, де утворюються наноструктури. Для широкого кола різних іонів та їх зарядів від 1 до 3 одержано залежності розміру зерна, кількості атомів таких у зерні, діапазон глибин, на яких реалізуються наноструктур, від енергії та заряда іонів, що дозволяє обирати технологічні режими обробки.

Ключові слова: наноструктура, температура, температурні напруження, розмір зерна, режими обробки.

On the basis of the joint decision problem of heat conduction and thermoelasticity obtained temperature field and thermal stresses, which highlighted areas where the nanostructures are formed for any number of different ions and their charges from 1 to 3 can be obtained depending on the grain size, the number of atoms in the grain, the range of depths at nanostructures are realized, the energy and ion charge that allows you to select the technological regimes of processing.

Keywords: Nanostructure, temperature, thermal stresses, grain size, mode of treatment.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, проф., НАУ «ХАИ», Харьков;

А.Н. КОСТЮК, асп., ХНУРЭ, Харьков;

А.В. ФАДЕЕВ, канд. техн. наук., доц., ГП ХМЗ «ФЭД», Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ АТОМНОЙ МАССЫ ИОНА НА РАЗМЕР ЗЕРНА И ЧИСЛО ЧАСТИЦ В НАНОКЛАСТЕРЕ

На основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости получены поля температур и температурных напряжений, в которых выделены зоны, где образуются наноструктуры. Для большого числа различных ионов и их зарядов от 1 до 3 получена зависимость размера зерна, числа атомов в нанозерне от массы иона для разных энергий и зарядов ионов.

Ключевые слова: наноструктура, температура, температурные напряжения, размер зерна, число атомов, нанозерно.

Введение.

Для получения нанокристаллических структур на поверхности, как известно, необходимо создание определенных температур (или скорости ее нарастания), давлений в нужном объеме и наличие атома металла, вокруг которого формируется наноструктура.

За счет действия ионов различных сортов, энергий, зарядности, плотностей токов есть возможность сохранения достаточных температур (за счет соответствующего распределения температур по глубине обеспечивается высокая средняя температура), в то же время, выбирая расположение по глубине (варируя энергии, зарядности и сорт частиц) обеспечиваем высокие градиенты температур. Следовательно, в довольно большом объеме материала будут действовать значительные по величине напряжения, т.е. будут выполняться условия для получения кристаллических структур.

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования и науки, молодежи и спорта Украины "Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе" (подсекция 13 "Аэрокосмическая техника и транспорт") и по темам "Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций" и "Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники", а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Анализ основных достижений и литература.

Как показано в работах [1–10], действие заряженных частиц на конструкционные материалы приводит к появлению на глубине довольно

высоких температур при действии индивидуальных ионов разных сортов, и в зоне теплового воздействия есть вероятность появления температурных напряжений значительной величины, что подтверждает возможность появления локальных зон, где достигаются условия появления наноструктур. Для того чтобы такие условия реализовались в значительном объеме (действие высоких температур и напряжений) также необходимо обеспечить максимальное заполнение поля температур с повышенными температурами и в то же время сохранить зоны с максимальными градиентами температур, когда реализуются высокие значения температурных напряжений. Очевидно, простым увеличением плотностей ионного тока этого достичь будет нельзя, так как с ростом плотностей тока градиенты температур в зоне действия соседних частиц снижаются, а следовательно, уменьшаются величины температурных напряжений и условия образования наноструктур не выполняются.

Поэтому, несколько модернизировав модель действия индивидуальных частиц на конструкционные материалы [1], получим модель, учитывающую необходимые факторы (в частности, в модели не учитывалась зарядность иона и характер их сложного взаимовлияния в довольно большом рассматриваемом объеме).

Постановка задачи и цели исследований.

Приняв в качестве критериев получения наноструктур: требуемый диапазон температур, скоростей нарастания температур, давлений (температурных напряжений) и наличие катализатора [1], можем рассмотреть возможность получения наноструктур в зависимости от физических и технологических параметров потоков при обработке.

Материалы исследований.

Результаты исследования влияния массы бомбардирующего иона на размер зерна представлены на рис. 1 и 2, где видно, что для малых энергий 200 и 2000 эВ при зарядовом числе 1 и 2 маловероятно образование объемных наноструктур в детали, тогда как при энергии $2 \cdot 10^4$ эВ они образуются для всех масс ионов (рис. 1, а), при зарядовом числе 2 уже для энергии 2000 и 20000 эВ реально получать объемные наноструктуры на детали, тогда как при $E_i = 200$ эВ возможно получение только поверхностных наноструктур (рис. 1, б), увеличение зарядового числа до 3 приводит к улучшению ситуации, но для энергии 200 эВ при массах ионов более 26 А.е.м реализуются только поверхностные наноструктуры.

Результаты исследований.

Анализ зависимостей размера зерна от массы иона позволяет быстрее понять, получается наноструктура или нет. Так, из рис. 2, а видно, что при энергии 200 эВ только при зарядовом числе 3 и то только для очень малых масс ионов можно получить наноструктуры в объеме детали, тогда как при энергии 2000 эВ можно гарантированно получить наноструктуры при зарядовых числах 2 и 3, тогда как для зарядового числа 1 это проблематично.

При энергиях ионов $2 \cdot 10^4$ эВ для всех зарядных чисел можно гарантированно получить реальные объемные наноструктуры.

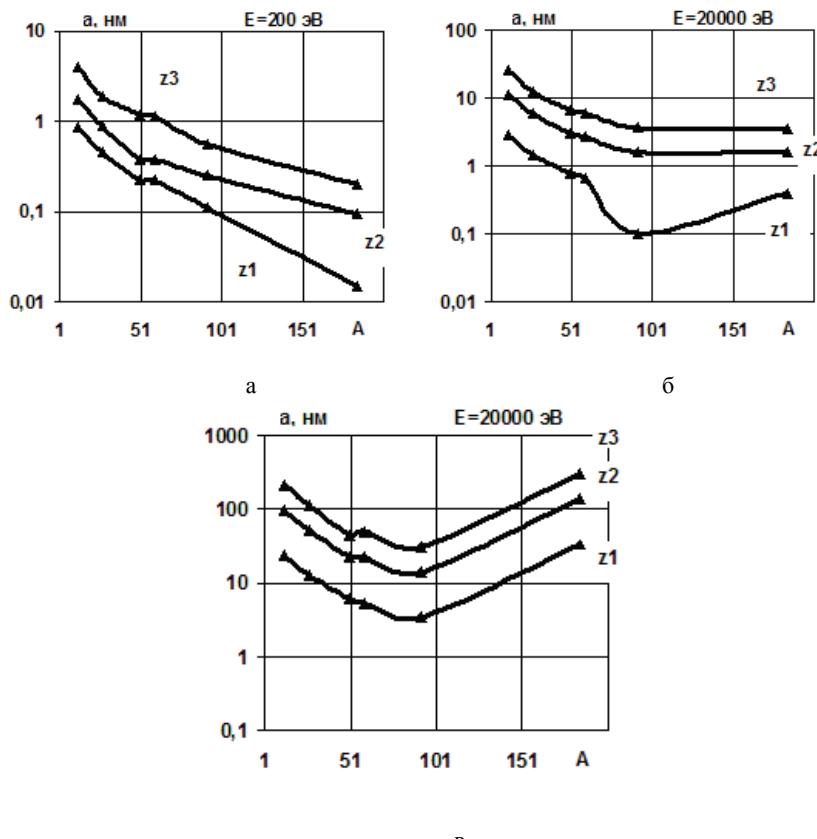


Рис. 1 – Зависимость размера зерна a от атомной массы налетающих частиц для разных зарядов ионов и энергий: а – 200 эВ; б – 2000 эВ; в – 20000 эВ

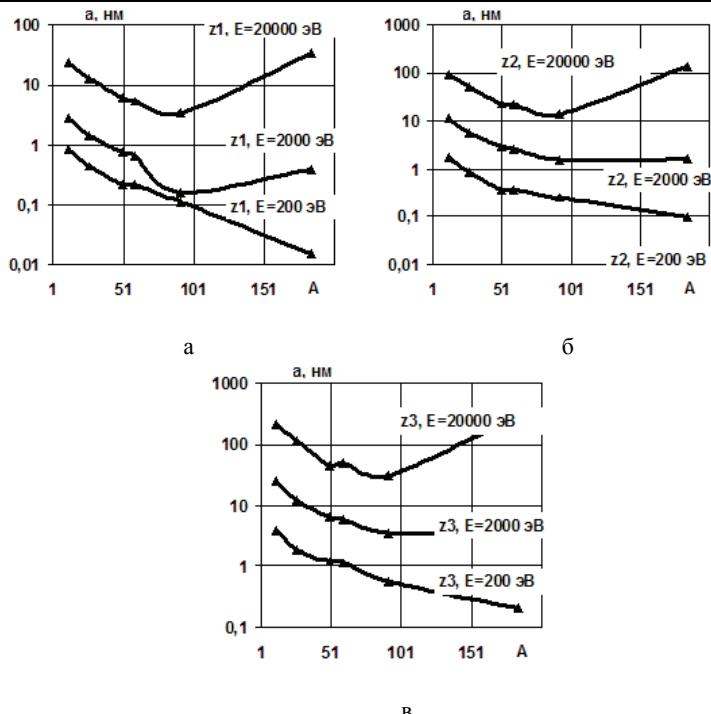


Рис. 2 – Зависимость размера зерна a от атомной массы иона при различных энергиях (200, 2000 и 20000 эВ) и зарядах всех частиц: а – 1; б – 2; в – 3

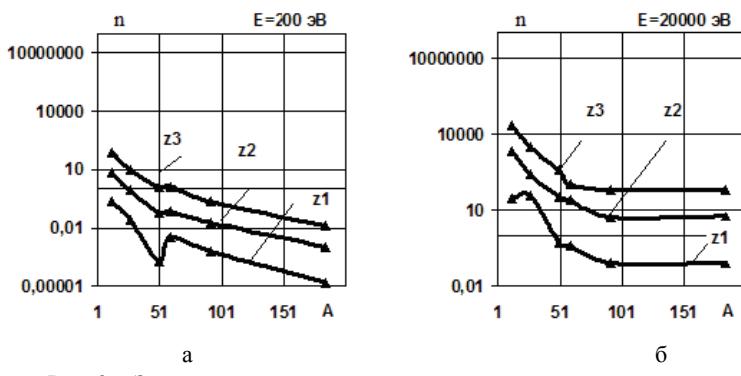
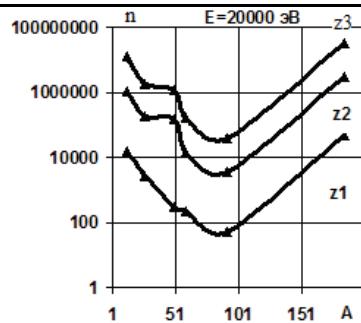


Рис. 3 – Зависимость числа частиц n в кластере от атомной массы иона A при энергии ионов: а – 200 эВ, б – 2000 эВ, в – $2 \cdot 10^4$ эВ; при различных зарядах ионов Z



В
Окончание рис. 3

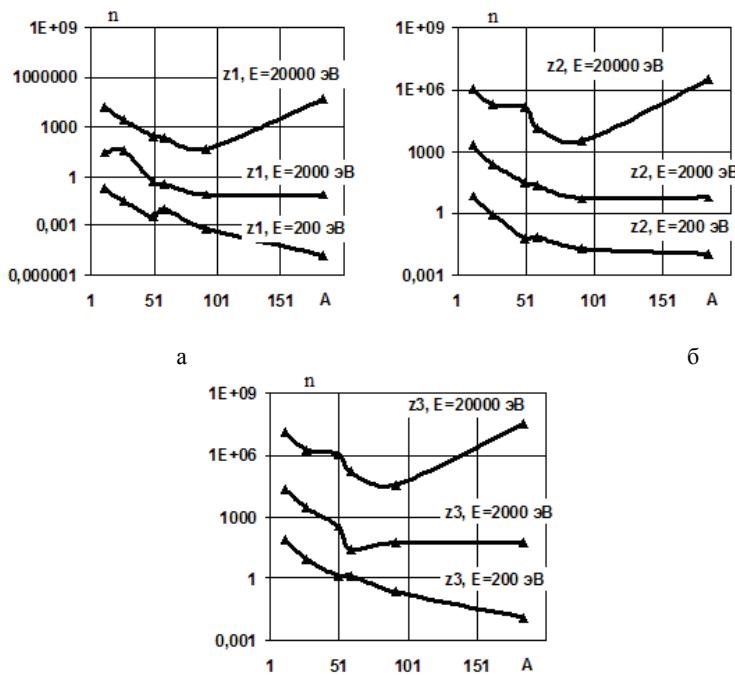


Рис. 4 – Залежність числа частинок n в кластері від атомної маси іона A при різних енергіях іонів різних зарядів: а - $z = 1$; б - $z = 2$; в - $z = 3$

Вывод.

Проведенные исследования позволяют определить критические значения атомной массы иона, после которых получение объемных наноструктур маловероятно.

Список литературы: 1. Костюк, Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр./ Г.И. Костюк. –К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2012. – 648 с. 2. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн.1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596 с. 3. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482 с. 4. Костюк, Г.И. Наноструктуры и нанопокрытия: перспективы и реальность [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 5. Костюк, Г.И. Научные основы создания современных технологий [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2008. – 552 с. 6. Костюк, Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: моногр.-справ. / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2007. – 633 с. 7. Костюк, Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: справ. / Г.И. Костюк. – К.: Вид-во АИНУ, 2003. – 412 с. 8. Костюк, Г.И. Физико-технические основы роботизированного производства [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2006. – 614 с. 9. Гречихин, Л.И. Физика наночастиц и нанотехнологий [Текст] / Л.И. Гречихин. –М.: УП «Технопринт», 2004. – 397 с.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 539.2

Исследование влияния атомной массы иона на размер зерна и число частиц в нанокластере / Г.И. Костюк, А.Н. Костюк, А.В. Фадеев // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.121-126. – Бібліогр.: 9 назв.

На основі вирішення сумісної задачі тепlopровідності та термопружності одержано поля температур і температурних напружень, у яких виділено зони, де утворюються наноструктури. Для великої кількості різних іонів та їх зарядів від 1 до 3 одержано залежність розміру зерна, кількості атомів у нанозерні від маси іона різних енергій та зарядів іонів.

Ключові слова: наноструктура, температура, температурні напруження, розмір зерна, кількість атомів, нанозерно.

Based on a joint problem solutions and тепlopроводності термопружності poluchenы temperature field and temperaturnyh напряжений в которых выделены core, where образуются nanostruktury. For a number of various Bolshoi yonov and their charge from 1 to 3 poluchena size dependence of grain number in atomov nanozerne from massy ion for raznlyh Energo and charge yonov.

Key words: nanostructure, temperature, temperaturnye voltage, size of grain, number atomov, nano grain.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, профессор, НАУ «ХАИ», Харьков;

Т.А. ПОСТЕЛЬНИК, асп. НАУ «ХАИ», Харьков;

Р.В. ВОРОПАЙ, асп. НАУ «ХАИ», Харьков.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ И ПОДАЧИ НА ЭФФЕКТИВНОСТЬ ОБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННОЙ СТАЛИ ШХ15

Приведены экспериментальные результаты исследования влияния режимов резания на работоспособность режущих пластин «Сандвик Коромант» H13A, MC221 и MC222, BK8 с покрытием $0,18\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$ при точении закаленной стали ШХ15 и исследовано влияние скорости резания и подачи на стойкость РИ, снимаемый объем материала за период стойкости и производительность обработки.

Ключевые слова: режущие пластины, износ, покрытие, стойкость, снимаемый объем материала за период стойкости.

Введение. Наплавка твердых сплавов на детали, закалка, цементация и другие виды упрочнений приводят к существенному изменению геометрии детали в результате ее коробления, из-за чего она требует последующей обработки, чаще всего шлифования, но многие дефекты не могут быть устранены шлифованием. И тогда на первый план выступает точение, которое обеспечивает достаточную точность и требуемую шероховатость.

Анализ основных достижений и литературы. В то же время наплавка твердых сплавов и детонационное напыление не позволяют использовать детали без последующей формообразующей обработки, т.е. требуют использования точения, строгания, фрезерования или другой механической обработки. Все это говорит об актуальности и важности проводимых исследований [1–10].

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования и науки, молодежи и спорта Украины «Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе» (подсекция 13), «Аэрокосмическая техника и транспорт» и по темам «Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций» и «Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники», а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Цель исследования, постановка задачи. Проводились исследования работоспособности РИ из различных инструментальных материалов с покрытиями $0,18\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$. Исследовали износ режущего инструмента (РИ) – пластины H13A производства фирмы «Сандвик Коромант», BK8, MC221 и MC222 с покрытием $0,18\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$ при точении стали 45,

закаленной в масле при температуре 820...840°C (выдержка 20 минут), и отпуске при температуре 300...320°C (выдержка 50 минут), твердость HRC=58.

Материалы исследований. Исследовалась обработка стали ШХ15 закаленной.

Таблица 1 – Физико-механические характеристики стали ШХ 15

Temperatura kriticheskikh tochek, °C

Ac ₁	Ac _m	Ac _m	Ar ₁	M _h
724	900	713	700	210

Таблица 2 – Химический состав стали ШХ 15, %

C	Mn	Si	Cr	S	P	Ni	Cu
				не более			
0,95-1,05	0,20-0,40	0,17-0,37	1,30-1,65	0,020	0,027	0,30	0,25

Таблица 3 – Механические свойства стали ШХ 15

T исп, °C	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	Ψ , %	KCU, Дж/см ²	Твердость	
						HRC ₃	HB
Закалка при t = 840°C							
200	1960-2200	2160-2550	-	-	-	61-63	-
300	1670-1760	2300-2450	-	-	-	56-58	-
400	1270-1370	1810-1910	-	-	-	50-52	-
450	1180-1270	1620-1710	-	-	-	46-48	-
Закалка при t = 860°C							
400	-	1570	-	-	15	-	480
500	1030	1278	8	34	20	-	400
550	900	1080	8	36	24	-	360
600	780	930	10	40	34	-	325
650	690	780	16	48	54	-	280

Таблица 4 – Механические свойства стали ШХ 15 в зависимости от температуры испытаний

T исп, °C	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	Ψ , %	KCU, Дж/см ²
Нагрев при 1150 °C и охлаждение до температур испытаний					
800	-	130	35	43	-
900	-	88	43	50	-
1000	-	59	42	50	-
1100	-	39	40	50	-
Образец диаметром 6 мм и длиной 30 мм, деформированный и отожженный. Скорость деформирования – 16 мм/мин; скорость деформации – 0,009 1/c					

Окончание табл. 4

$T_{исп}$, °C	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа	δ_5 , %	Ψ , %	KCU , Дж/см ²
1000	32	42	61	100	-
1050	28	48	36	100	-
1100	20	29	72	100	-
1150	17	25	61	100	-
1200	18	22	76	100	-
Закалка при $t = 830^{\circ}\text{C}$ в масле; отпуск при $150^{\circ}\text{C} - 1,5$ ч					
25	-	2550	-	-	88
-25	-	2650	-	-	69
-40	-	2600	-	-	64

Таблица 5 – Предел выносливости стали ШХ 15 при $n = 10^6$

Термообработка	Твердость HB	σ_{-1} , МПа
Отжиг	192	33
Закалка с 830°C ; отпуск при 150°C , охл. в масле	616	804

Таблица 6 – Теплостойкость стали ШХ 15

Температура, °C	Время, ч	Твердость HRC,
150-160	1	63

На режущий инструмент производства фирмы «Сандвик Коромант», BK8, MC221 и MC222 покрытие $0,18\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$ наносилось при потенциале на подложке 350 В, давлении азота $P = 3 \cdot 10^3$ мм рт.ст., время нанесения покрытия – 30 мин, микротвердость $H_\mu = 36$ ГПа.

Износ измерялся на инструментальном и оптическом микроскопах, где определялись также размеры лунки на передней поверхности.

Точение проводилось на модернизированном станке 1К62 при таких режимах резания: скорость резания – $0,8 \dots 3,38$ м/с, глубина резания – $0,25$ мм, подача – $0,15 \dots 0,6$ мм/об.

Результаты исследований. Исследовалось влияние скорости резания и подачи на величину снимаемого объема при черновой (износ по задней поверхности $h_3=0,6$ мм), получистовой ($h_3=0,4$ мм) и чистовой ($h_3=0,25$ мм) токарной обработке на снимаемый объем материала. Стойкость РИ и производительности обработки приведены на рис. 2–6.

Результаты исследования влияния скорости резания на снимаемый объем материала за период стойкости для чернового точения показаны на рис. 2, *a* ($h_3 = 0,6$ мм), для получистового – на рис. 2, *б* ($h_3 = 0,4$ мм) и для чистового точения – на рис. 2, *в* ($h_3 = 0,25$ мм). Видно, что при черновом точении с глубиной резания $0,25$ мм и подаче $0,15$ мм/об величина снимаемого объема материала за период стойкости велика – $1 \dots 2 \cdot 10^5$ мм³. Скорость резания влияет значительно при $V = 1,6$ м/с и снижается

практически в 10 раз, а при $V = 0,83$ м/с это снижение достигает 40 раз (РИ: BK8 (Россия) с покрытием $0,18\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$).

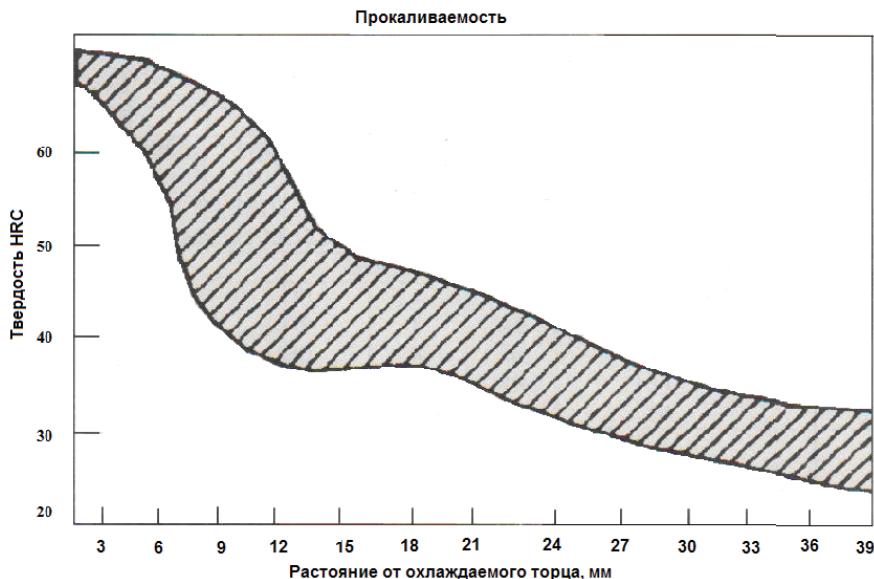


Рис. 1 – Полоса прокаливаемости стали ШХ15

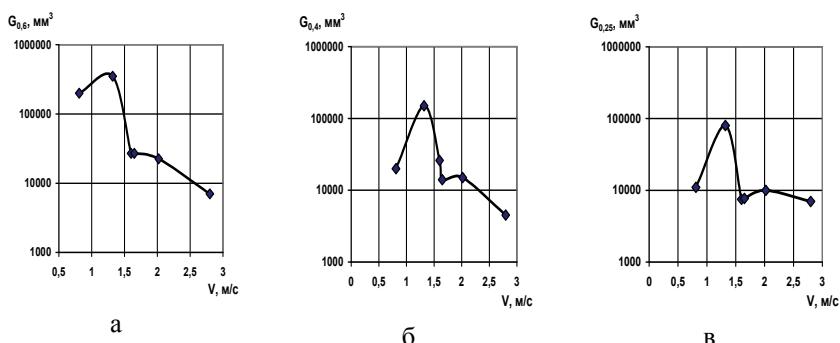


Рис. 2 – Зависимости снимаемого объема за период стойкости от скорости резания при точении закаленной стали ШХ15, РИ – BK8 (Россия) + $0,12\text{HfN}+0,82\text{ZrN}$ при: а – черновом, б – получистовом, в – чистовом точении.

При получистовом точении при изменении скорости от 0,8 до 1,32 м/с наблюдается рост снимаемого объема за период стойкости до 10^5мм^3 , затем быстрый (при $V = 1,6$ м/с), а затем более медленный спад (при $V = 2,02$ и 2,8 м/с).

При чистовом точении для глубины резания 0,25 мм и $S = 0,15$ мм/об наблюдаются колебания значения G : для чистового – в диапазоне $8\dots0,77\cdot10^4$ мм^3 . При глубине резания 0,25 мм для чернового, получистового и чистового точения с ростом скорости резания снимаемый объем за период стойкости сначала повышается, а затем снижается, что связано с увеличением температуры в зоне резания и ее влиянием на прочностные характеристики РИ и покрытия, несмотря на то, что с ростом температуры падает коэффициент трения, но адгезионное взаимодействие материала РИ или покрытия (контакт возможен с материалом РИ в лунке, где изношено покрытие) и его отрыв осуществляются вместе с основным материалом РИ, для которого адгезия схватывания обычно больше, чем для покрытия.

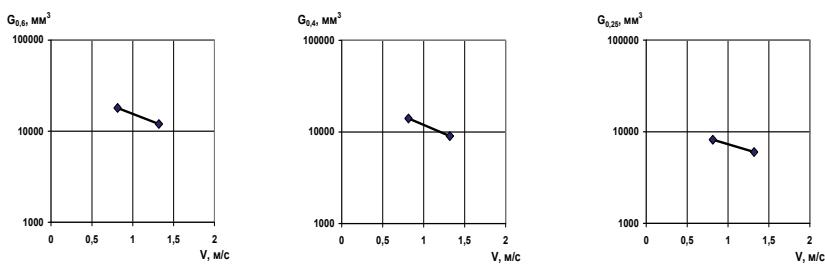


Рис. 3 – Зависимости снимаемого объема за период стойкости при точении закаленной стали ШХ15, РИ – ВК8 (СССР) + 0,12HfN+0,82ZrN при: а – черновом, б – получистовом, в – чистовом точении.

На рис. 3 показаны результаты исследования влияния скорости резания на величину снимаемого объема материала за период стойкости при черновой (а), получистовой (б) и чистовой (в) обработке РИ из ВК8 (СССР) с покрытием 0,18HfN+0,82ZrN (г). Видно, что рост скорости резания от 0,8 до 1,32 м/с приводит к снижению снимаемого объема за период стойкости для закаленной стали ШХ15, что позволяет хоть и менее эффективно использовать эти режимы для обработки закаленных деталей с существенными дефектами формы (бочкообразность, искривление оси, волнистость и др.). Малые снимаемые объемы материала для пластин, изготовленных еще в СССР, объясняются тем, что они имеют большой отрицательный передний угол и стружколом с большим радиусом, а стружка при обработке закаленных сталей имеет малый радиус скругления и на небольшой части передней поверхности (вблизи режущей кромки) реализуется ее контакт, а следовательно, сначала износ покрытия, а затем и основного материала РИ, а высокая температура вблизи режущей кромки на передней поверхности приводит к существенному дополнительному повышению температуры задней поверхности, что повышает и ее износ.

Исследование обработки незакаленных сталей РИ из ВК8 (СССР) показало более высокую их работоспособность, чем ВК8 (Россия) с тем же покрытием.

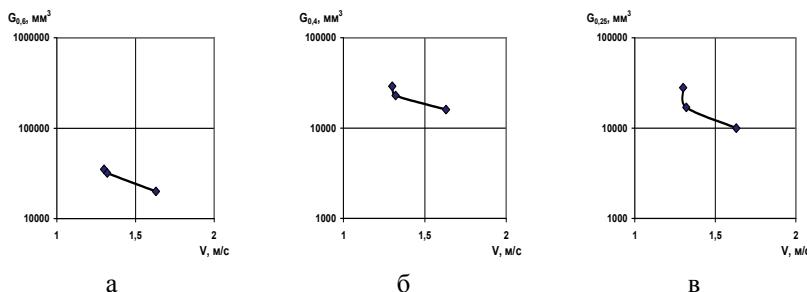


Рис. 4. Зависимости снимаемого объема за период стойкости при точении закаленной стали ШХ-15, РИ – Сандвик Коромант + 0,12HfN+0,82ZrN при: а – черновом, б – получистовом, в – чистовом точении

При получистовом точении (РИ – Сандвик Коромант с покрытием 0,18 HfN + 0,8 ZrN, $t = 0,25$ мм, $S = 0,6$ мм/об) (рис. 4) закаленной стали ШХ15 характер изменения величины снимаемого объема, как и для ВК8 с покрытием, сначала растет ($V_p = 0,81 \dots 1,23$ м/с), а затем падает, что объясняется конкурирующими процессами: снижением коэффициента трения и ростом адгезионного взаимодействия между контактирующими поверхностями РИ (сначала покрытия, а затем и основного материала РИ) с обрабатываемым материалом, а высокие значения снимаемого материала за период стойкости при высокой подаче (0,6 мм/об) объясняются реализацией температуры, при которой наступает разупрочнение закаленного материала (реализуются условия, близкие к сверхтекучести), что приводит к существенному снижению сил резания, а значит, и к повышению G .

Увеличение глубины резания более 0,25 мм приводит к быстрому разрушению (сколу) режущей части РИ, что не позволило провести исследования влияния глубины резания на снимаемый объем материала за период стойкости, производительность и стойкость.

Результаты исследования влияния подачи на величину снимаемого объема за период стойкости показаны на рис. 5. Видно, что для чернового и получистового точения максимальная величина G достигается при подаче 0,6 мм/об, что объясняется реализацией температуры материала детали (стружки), при которой реализуется существенное его разупрочнение в зоне стружки, тогда как материал детали сохраняет твердость и остальные физико-механические характеристики. При малых подачах реализуется сначала небольшой рост G (до $S = 0,2$ мм/об), затем спад при $S = 0,35$ мм/об, а затем рост более чем на порядок для чернового и получистового точения, тогда как для чистового точения это увеличение незначительно.

Получистовое точение дает высокую точность и малую шероховатость, а это значит, что режим чистового точения можно не использовать.

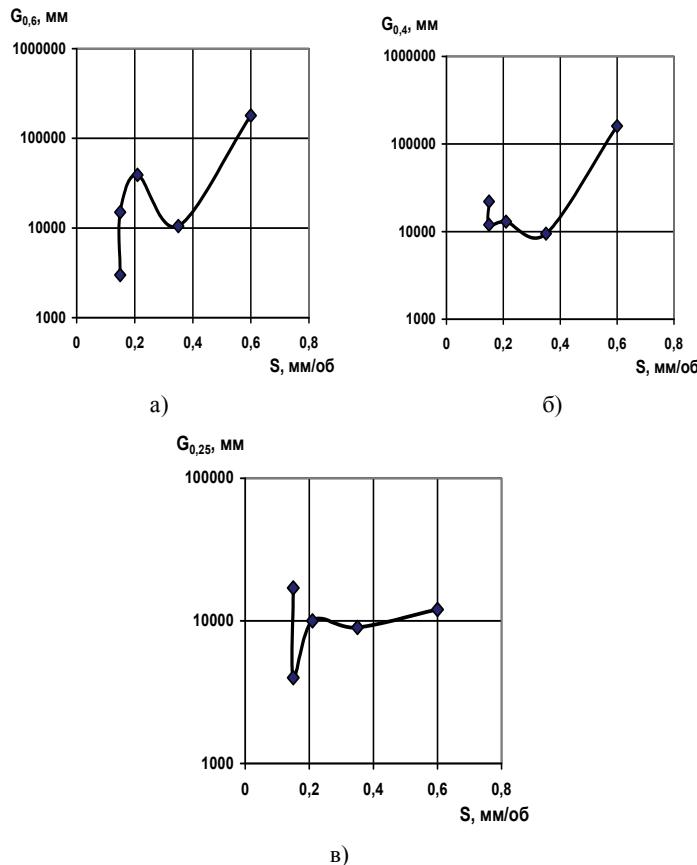


Рис. 5. Зависимости снимаемого объема материала
(при критическом износе: а – $h_{3,n} = 0,6$ мм; б – $h_{3,n} = 0,4$ мм; в – $h_{3,n} = 0,25$ мм)
от подачи при глубине резания $t = 0,25$ мм и скорости резания $V = 1,23 \dots 1,5$ м/с
(точение закаленной стали ШХ15 HRc = 58)

В то же время кроме величины снимаемого объема материала за период стойкости важными характеристиками являются стойкость и производительность обработки, результаты исследования которых от подачи показаны на рис. 6, видно что с ростом подачи для РИ Сандвик Коромант с покрытием 0,12HfN+0,827N стойкость сначала падает до $S = 0,35$ мм/об, а затем растет и достигает максимума при $S = 0,6$ мм/об. Производительность обработки с ростом подачи растет.

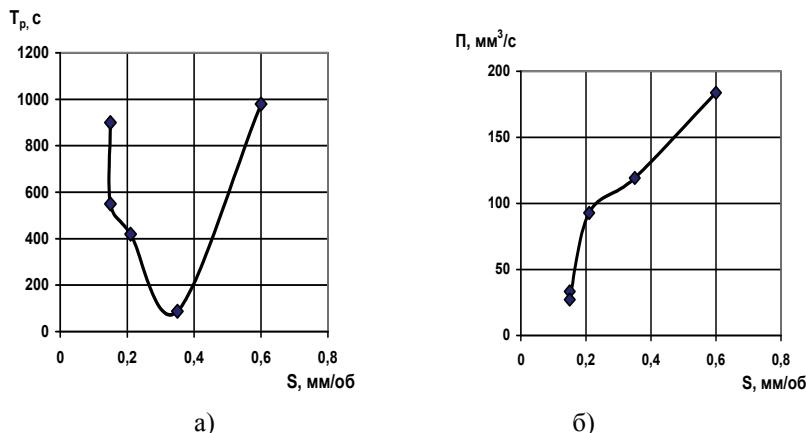


Рис. 6. Зависимости: а – стойкости РИ T_p ; б – производительности точения Π от подачи при точении закаленной стали ШХ15 ($HRc = 58$)

Выводы.

1. Выявлено влияние скорости резания на снимаемый объем материала за период стойкости при черновой, получистовой и чистовой обработке, который при подаче 0,15 мм/об сначала растет (0,8...1,35 м/с), а затем при больших скоростях падает как для РИ из ВК8, так и для Сандвик Коромант (пластина H13 с покрытием 0,18 HfN + 0,82 ZrN), а затем после скорости резания 1,35 м/с падает.

2. Подача существенно влияет на снимаемый объем материала за период стойкости, который повышается практически более чем в 40 раз при подаче 0,6 мм/об. При этой подаче, очевидно, реализуется температура, при которой в материале стружки происходит разупрочнение (режим, близкий к высокотемпературной сверхтекучести), когда силы резания снижаются существенно, что и приводит к росту величины G .

3. Стойкость с ростом подачи сначала снижается до $S = 0,35$ мм/об, а затем существенно растет (при $S = 0,6$ мм/об) более чем 10 раз.

4. Производительность с ростом скорости резания растет более чем в 6 раз для Сандвик Коромант с 0,18 HfN + 0,82 ZrN при подаче 0,6 мм/об.

5. Проведенные исследования позволяют утверждать, что можно выбрать режимы резания (скорость резания, подачу, глубину резания), позволяющие обеспечить высокую точность обработки, включая точность формы, а также низкую шероховатость $R_z = 0,25$ мкм.

Список литературы: 1. Костюк Г.И. Эффективные покрытия и модифицированные упрочненные слои на режущих инструментах / Г.И. Костюк. - К.: Изд-во Междунар. академии наук и инноваций технологий, 2012. – 728 с. 2. Костюк Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий. Книга 1. Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий [Текст] / Г.И.

Костюк. - К.: Ізд-во АИНУ, 2002. - 596 с. **3.** Костюк Г.І. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий. Книга 2. Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования [Текст] / Г.І. Костюк. - К.: Ізд-во АИНУ, 2002. - 482 с. **4.** Костюк Г.І. Ефективний режущий інструмент з покриттям і упрочненим слоем: [Текст] справ./ Г.І. Костюк. - К.: Антика, 2003. - 412 с. **5.** Костюк Г.І. Физико-технические основы роботизированного производства [Текст]: учеб. пособие /Г.І. Костюк. - Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харк. авиац. ин-т», 2006. - 614 с. **6.** Kostyuk G.I. The effective cutting tools having the coating and hardened layers [Text]: monograph-reference book / G.I. Kostyuk. - Kh.:National aerospace university named after N. E. Gukovsky «KHAI», 2007. - 633 p. **7.** Костюк Г.І. Исследование эффективности механической обработки стали 16Х3МВФНЬ-Ш РИ с покрытием 0,18HfN+0,82ZrN [Текст] / Г.І. Костюк, А.В. Фадеев, А.Н.Костюк // Вісник інженерної академії України: сб. науч. тр. – Вип. 3. - Х., 2011. – С. 67 - 70. **8.** Ефективность токарной обработки закаленной стали 40Х РИ с покрытием [Текст] / Г.І. Костюк, К.П. Исяк, И.С.Татаркина, А.А.Бреус // Вестн. Нац. техн. ун-та «ХПІ»: сб. науч. тр. Нац. техн. ун-та «ХПІ». – Вип. 40. - Х., 2011. – С. 9 - 12. **9.** Исследование износа пластин с покрытием при эффективном точении закаленной стали 65Г [Текст] / Г.І. Костюк, И.В. Дощечкина, А.Н. Костюк, Р.В. Воропай // Вестн. Нац. техн. ун-та «ХПІ»: сб. науч. тр. Нац. техн. ун-та «ХПІ». – Вип. 3. - Х., 2011. – С. 50 - 54. **10.** Костюк Г.І. Повышение работоспособности покрытий на РИ при обработке сталей с учетом адгезионного взаимодействия [Текст] / Г.І.Костюк, В.А. Фадеев, О.О. Бруяка // Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Вип. 3(63). - Х., 2010. – С. 63 - 72.

Поступила в редакцию 20.06.2012

УДК 621.91

Исследование влияния скорости резания и подачи на эффективность обработки закаленной стали шх15 / Г.І. Костюк, Т.А. Постельник, Р.В. Воронай // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.127-135. – Бібліогр.: 10 назв.

Наведено експериментальні результати дослідження впливу режимів різання на роботоздатність різальних пластин «Sandvik Коромант» H13A і BK8 з покриттям 0,18HfN+0,82ZrN при точенні загартованої сталі ШХ15 і досліджено вплив швидкості різання, подачі та глибини різання на їхню стійкість, об'єм матеріалу, що знімається за термін стійкості, та продуктивність, оброблення.

Ключові слова: різальні пластини, зношування, покриття, стійкість, об'єм матеріалу, що знімається за період стійкості.

Experimental results of research of cutting condition of cutting plates of "Sandvik Koromant" H13A and BK8 with a covering 0,18HfN+0,82ZrN are resulted at точенні the tempered steel ШХ 15 and research of influence speed cutting, throw in feed and depth cutting of their firmness and the removed volume of a material during firmness is shown and productivity.

Keywords: cutting plates, deterioration, a covering, the firmness, the removed volume of a material during firmness.

I.А. ДМИТРУК, д-р техн. наук, проф., ДП Ін-т машин і систем, Харків;
Р.Й. КОГУТ, Регіон. коміс. за енергозбереженням, Львів;
О.М. ПЕЧЕНИК, Обл. коміс. за енергозбереженням, Київ;
В.С. ПОХОЛЬЧЕНКО, Асоц. «Інноваційна аграрно-промислова група»,
Київ;
В.Г. САЛЬНИКОВ, Фонд «Істочник», Київ;
М.Е. ТЕРНЮК, д-р техн. наук, проф., НАДУ, Харків.

ФОРМУВАННЯ ТА ВІДБІР ЗАХОДІВ ДО РЕГІОНАЛЬНИХ ПРОГРАМ ЕНЕРГОЗБЕРЕЖЕННЯ У МАШИНОБУДУВАННІ ТА БУДІВНИЦТВІ

Розглянуто питання формування безлічі можливих заходів і відбору найбільш ефективних з них для включення до регіональних програм енергозбереження у машинобудуванні. Заходи відображують організаційні та технічні дії, спрямовані на посилення енергозбереження, підвищення енергоефективності та збільшення енергозабезпечення на основних і допоміжних виробництвах.

Ключові слова: енергозбереження, енергозабезпечення, енергоефективність, енергомісткість.

Машинобудування і будівництво відносяться до галузей, що споживають значну кількість різних видів енергії. Наявні в них традиційні технології отримання і споживання електроенергії, тепла, забезпечення водою, а також забезпечення відводу стоків у багатьох випадках, є неефективними. Застарілість наявних технологій виявляється не тільки у відносно великій енергомісткості продукції, що виробляється, а і в складності чи практичній неможливості регулювання обсягів виробництва та споживання енергії. Вночі, коли потрібні обсяги електроенергії різко зменшуються, електростанції споживають майже таку ж кількість енергоносіїв, як і вдень, до того ж нагрівають воду і скидають її у водойми, що сприяє створенню «парникового ефекту». Лише приблизно 43% енергії, що виробляється, йде споживачам на продуктивне споживання, а 25% є безповоротними втратами при її виробництві, транспортуванні і трансформаціях, 32% - резерв, який можна і потрібно використовувати за рахунок раціонального споживання. У зв'язку з цим важливими є кроки, які зможуть: зменшити обсяги непродуктивного споживання енергії; підвищити ефективність використання наявної енергії, зменшити потребу у використанні викопних енергоносіїв; задіяти альтернативні, відновлювальні джерела отримання енергії. Ключову роль у здійсненні таких кроків повинні зіграти машинобудування і будівництво не тільки як споживачі енергії, а як галузі, що забезпечують інноваційний розвиток основних виробничих секторів комунальної сфери.

Сукупність необхідних кроків відображується у региональних програмах енергозбереження по галузях і сферах. При формуванні цих програм необхідно мати безліч можливих рішень і володіти досконалою методикою відбору ліпших з них для забезпечення загального синергетичного ефекту в умовах ринкових відносин і дефіциту інвестиційних ресурсів. Законодавчо-нормативною основою процесів формування і реалізації вказаних програм є Закони України «Про інвестиційну діяльність», «Про енергозбереження», Постанови Уряду [1–5], а науково-методичною - методологія проектоуправління [6, 7] і принципи формування й здійснення державної і регіональної інноваційної промислової і енергетичної політики [8, 9].

Перший етап створення і реалізації региональних програм з енергозбереження - формування безлічі заходів для включення у ці програми - до цього часу не формалізований. Унаслідок цього неможливо є повна комплексна оптимізація програм. Разом з тим напрацьовано методи, що дозволяють виконати локальну оптимізацію. Найважливішими з них є методи спрямованого синтезу нових технологій і систем, а також еволюційні та інформаційно-пошукові методи. Останні у формалізованному виконанні дозволяють отримати понад 50% інформації про потрібні інновації.

Синтезу заходів передує диференційований аналіз виробництв за трьома видами критеріїв: економічному, енергетичному та екологічному. Наявні показники порівнюються зі світовими аналогами. Для процесів і систем, що суттєво відрізняються від аналогів, формуються варіанти заходів. Серед варіантів – інновації, що отримуються методом спрямованого синтезу з урахуванням світового порогу знань, лідерні та проривні інновації.

На другому етапі відбувається відбір кращих заходів. Ефективним методом здійснення цієї процедури є метод, оснований на ранжуванні та переборі заходів за вказаними видами критеріїв. При цьому для кожного виду критеріїв установлюється діапазон допустимих значень для різних сценаріїв соціально-економічного та промислового розвитку регіонів. Для кожного із заходів також встановлюється термін реалізації як базова умова проектоуправління на кожному етапі інноваційно-інвестиційного циклу. З урахуванням наявних обмежень відбирається безліч можливих до реалізації заходів. Серед останніх виявляються типові заходи організаційного та технологічного характеру. Такі заходи мають цінність через можливість тиражування при мінімальних витратах.

Аналіз показує, що суттєво зменшити обсяги споживання енергії, а знати, і потреби у її виробництві, можливо за рахунок таких типових заходів:

а) структурної перебудови машинобудування й будівництва у напрямку зменшення обсягів виробництва енергоємної продукції і збільшення виробництва науковомісткої продукції;

б) зміни організації робіт;

в) раціонального використання наявної енергії;

г) впровадження нецентралізованого енергозабезпечення і альтернативних джерел енергії.

Структурна перебудова машинобудування і будівництва потребує переходу до нових укладів з одночасною поставкою на виробництво інноваційної продукції глибокої переробки, для якої співвідношення ціна/енергомісткість суттєво вище за існуюче. Це може базуватися на використанні однієї з трьох підприємницьких стратегій – копіюальної, лідерної чи проривної. Результатом має бути створення виробництва інноваційної продукції з вищим рівнем новизни, що має регіональні конкурентні переваги за рядом ознак: сировинних, кадрових, промислових потужностей та інших, з попереднім формуванням відповідного заходу до програми у вигляді інноваційно-інвестиційного проекту.

Серед організаційних заходів для машинобудівних і будівельних підприємств і їх інфраструктурних закладів, що є комплексно ефективними за всіма трьома вказаним вище видами критеріїв, є ті, що дозволяють:

– зменшити навантаження енергосистеми в години найбільшого споживання, за яким визначається потреба в енергогенеруючих потужностях;

– збільшити продуктивне використання електроенергії, особливо в години «нічних провалів» споживання.

Йти екстенсивним шляхом – добудовою нових енергопотужностей типу Ташлицької, Дністровської гідроакумулюючих електростанцій, будівництвом нових атомних станцій - для регіонів практично не доцільно, унаслідок великих потреб у інвестиційних ресурсах і збільшення техногенного навантаження на екологію. До того ж у цьому випадку посилюється соціальна несправедливість через те, що виробленою електроенергією користуються власники значно енергомісткіших за машинобудівні та будівельні підприємства - металургійні й хімічні виробництва, які отримують прибуток від своєї діяльності. Доцільними є заходи щодо вдосконалення механізмів регулювання споживання електроенергії. Зокрема підприємствам-споживачам електроенергії треба встановити нормативи її використання у «пікові години», у часи «нічних провалів» та в інші часи доби і забезпечувати подачу їм електроенергії згідно з цими нормативами. Це буде стимулювати перехід до диверсифікації й варіативності виробництв. Одночасно треба розробити ефективні конструкції і налагодити серійне виробництво промислових накопичувачів електричної і теплової енергії з продовженими циклами зберігання енергії [10].

Найбільш ефективним способом раціонального використання енергії є застосування енергоефективних інновацій, серед яких - кластери операцій з рекуперації енергії, варіативне і трансформерне обладнання, нанотехнології.

До складу регіональних програм з енергозбереження включаються також необхідні заходи щодо поліпшення системи моніторингу процесів виробництва, транспортування, трансформації і використання енергоносіїв.

Досвід застосування наведеної методології формування й реалізації програм показує його значні переваги щодо ефективності заходів й отримання синергетичного ефекту.

Список літератури: 1. Постанова Кабінету Міністрів України від 5.02.1997 р. № 148 "Про комплексну державну програму енергозбереження України". 2. Постанова Кабінету Міністрів від 27.06.2000 р. № 1040 "Про невідкладні заходи щодо виконання Комплексної державної програми енергозбереження України". 3. Постанова Кабінету Міністрів України від 31.12. 1997 р. № 1505 «Про Програму державної підтримки розвитку нетрадиційних та відновлюваних джерел енергії та малої гідро- і теплоенергетики». 4. Постанова Кабінету Міністрів України від 07.07.2000 р. № 1071 "Про деякі заходи щодо раціонального використання паливно-енергетичних ресурсів" 5. Постанова Кабінету Міністрів України від 15 липня 1997 р. № 786 "Про порядок нормування питомих витрат паливно-енергетичних ресурсів у суспільному виробництві". 6. Бурков В.Н., Новиков Д.А. **Как управлять проектами.** – М.: СИНЕРГ-ГЕО, 1997. – 187 с. 7. Бушуев С.Д., Гурин Э.А. **Инвестиционные инструменты проектного менеджмента.** – К.: Укр-РІНТЭИ, 1998. – 184 с. 8. Яковлев А.И., Задерижина Т.И., Бахнова Е.Л. Принципы отбора проектов научно-исследовательской организации // Вісник НТУ "ХПІ". – Харків: НТУ "ХПІ", 1999. – № 90. – С. 5–6. 9. Санто Б. Инновация как средство экономического развития.: Пер. с англ. – М.: Прогресс, 1990. – 296 с. 10. Бут Д.А., Алиевский Б.Л., Мизюрин С.Р. Накопители энергии. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 400 с.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 621.01

Формування та відбір заходів до регіональних програм енергозбереження у машинобудуванні та будівництві / І.А. Дмитрук, Р.Й. Когут, О.М. Печеник, В.С. Похольченко, В.Г. Сальников, М.Е. Террюк // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.136-139. – Бібліогр.: 10 назв.

Рассмотрены вопросы формирования множества возможных мероприятий и отбора наиболее эффективных из них для включения в региональные программы энергосбережения в машиностроении. Мероприятия отображают организационные и технические действия, направленные на усиление энергосбережения, повышение энергоэффективности и улучшение энергоснабжения основных и вспомогательных производств.

Ключевые слова: энергосбережение, энергообеспечения, энергоэффективности, энергомкость

The issues of working out of a number of possible procedures and choice of the most efficient ones for inclusion into the regional energy conservation programs in machine-building were studied. The procedures show the organizational and technical activities aimed at enhancement of energy conservation, increase of energy efficiency and improvement of energy supply of the main and auxiliary production facilities.

Keywords: energy saving, energy, energy efficiency, energy intensity

В.Ф. СОРОКИН, д-р техн. наук, доцент НАУ «ХАИ», Харьков;
А. К. ШАПОШНИКОВ, аспирант ИПМаш НАН Украины, Харьков;

УСЛОВИЯ СШИВКИ СПЛАЙНОВОЙ КРИВОЙ ПО КРИВИЗНЕ И КРУЧЕНИЮ ПРИ АВТОМАТИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ ПОДГОТОВКИ ПРОИЗВОДСТВА

Определены условия сшивки сплайновой кривой по кривизне и кручению. Доказано существование и единственность сплайновой кривой с условиями сшивки в узлах по кривизне и кручению. Показано, что данные условия сшивки в узлах сплайновой кривой эквивалентны классическим условиям сшивки по производным.

Ключевые слова: Сплайн, кривизна, кручение, существование и единственность.

Постановка проблемы. В настоящее время в промышленности возросла потребность в повышении эффективности и качества производства сложнофасонных деталей. Проектирование этих деталей осуществляется с помощью систем автоматизированного проектирования, содержащих модуль геометрического моделирования поверхностей сплайн-функциями, а их изготовление так или иначе связано с применением систем ЧПУ, лучшие из которых позволяют задавать траектории движения инструмента с помощью сплайнов. Однако пока каноническая форма представления кривых сплайн-функциями отсутствует. Это свидетельствует об актуальности продолжения исследования в этом направлении.

Анализ литературы. Первые сплайн-функции, предложенные в работе [1] были «склеены» из кусков кубических многочленов. Полиномиальный сплайн $Sp(x)$ был представлен в виде обобщенного многочлена, базисными функциями которого являются финитные сплайны $BSp_k^{(n)}$ порядка n . Эти функции получили название В-сплайнов. С их помощью сплайн-функция представима в виде обобщенного многочлена

$$Sp(x) = \sum_{k_0 \leq k \leq k_r} C_k BSp_k^{(n)}(x).$$

Классические условия сшивки по производным в узлах сплайновой кривой хороши для алгебраических сплайнов, которые трактуются как некоторые кусочно-многочленные (включая обобщенные многочлены) функции с однородной структурой [2, 3, 12].

Однако для сплайновых кривых, «склеенных» из дуг окружностей, эвольвент и т.п., классические условия сшивки по производным не в полной мере определяют геометрические характеристики кривой, к которым

относятся кривизна и кручение [4 - 7, 10, 11]. В данных работах речь идет о сопряжении дуг окружностей, при котором касательные в узловых точках равны. При таком построении происходит разрыв по кривизне в узловых точках, что приводит к дестабилизации кинематических параметров движения рабочих органов оборудования с ЧПУ.

В работах [8, 9] были рассмотрены эвольвентные сплайновые кривые, «склеенные» из дуг эвольвент к окружности по кривизне.

Следовательно, возникает необходимость в определении условий сшивки дуг кривых по кривизне и кручению, которые обеспечивают построение гладкой кусочно-непрерывной аналитической функции.

Цель статьи – определение условий сшивки в узлах сплайновой кривой по кривизне и кручению и доказательство факта существования и единственности кривой с условиями сшивки по кривизне и кручению.

Условия сшивки в узлах можно определить через параметры k_i , которые эквивалентны классическим условиям сшивки по производным. Параметры k_i определяются репером Френе, которые определяют заданную кривую с точностью до движения.

Репер Френе – естественный трехгранник, представляющий собой три полупрямые, исходящие из точки кривой и имеющие направления векторов τ , v , β . Репер Френе однозначно определяется параметрами системы линейных дифференциальных уравнений

$$\frac{d}{dl} \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ \tau_3 \\ \cdot \\ \cdot \\ \tau_4 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 & k_1 & & & & \\ -k_1 & 0 & k_2 & & & 0 \\ & -k_2 & & & & \\ & & \ddots & & & \\ & 0 & & 0 & k_{n-1} & \\ & & & -k_{n-1} & 0 & \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} \tau_1 \\ \tau_2 \\ \tau_3 \\ \cdot \\ \cdot \\ \tau_4 \end{pmatrix}. \quad (1)$$

Следовательно, условия сшивки в узлах кривой определяются как

$$\begin{aligned} x_{i,q}^+ - x_{i+1,q}^- &= 0; \\ k_{i,j}^+ - k_{i+1,j}^- &= 0, \end{aligned} \quad (2)$$

где $x_{i,q}^+$ – координаты конечной точки i -й дуги; $x_{i+1,q}^-$ – координаты начальной точки $i+1$ -й дуги, $1 \leq q \leq n$; $k_{i,j}^+$ – кривизны i -й дуги сплайна в конечной точке; $k_{i+1,j}^-$ – кривизна и кручение $i+1$ -й дуги сплайна в начальной точке, $1 \leq j \leq n-1$.

Докажем существование и единственность сплайновой кривой, полученной при сшивке регулярных кривых класса C^n с условиями сшивки в узлах (2).

Теорема. Существует единственная сплайновая кривая дефекта n , состоящая из m регулярных класса C^n кривых с условиями сшивки в узлах (2).

Доказательство теоремы. Докажем, что в каждой узловой точке сплайновой кривой, существует ортонормированный репер и причем единственый.

Воспользуемся утверждением, что для каждой узловой точки сплайновой кривой дефекта n заданы $n-1$ непрерывная положительная функция $k_i^+(l)$ и $n-1$ непрерывная положительная функция $k_{i+1}^-(l)$.

Существование репера Френе доказывается теоремой: кривизна и кручение, как функции от натурального параметра s , определяют кривую с точностью до положения в пространстве. Для доказательства единственности сплайновой кривой с условиями сшивки в узлах (2) применим к системе Френе (1) стандартную теорему о существовании и единственности для линейной системы, по которой единственным образом найдем функции, удовлетворяющие данной системе. Найденные функции будут определять кривую $r(l)$. Точнее эта кривая однозначно определяется векторной функцией $\tau(l)$ интегрированием:

$$r(l) = r_0 + \int_{t_1}^t \tau(l) dl .$$

Покажем, что решения системы векторных линейных дифференциальных уравнений (1) в каждой узловой точке определяет репер Френе сплайновой кривой $r(l)$.

Обозначим через τ_i векторы репера Френе, а через κ_i – кривизны. Поскольку $\dot{r} = u_1$ и дано, что $|u_1| = 1$, мы получаем, что u_1 – касательный орт нашей кривой, то есть он совпадает с τ_1 . В таком случае, сравнивая первое уравнение $\dot{u} = k_1 u_2$ данной системы с первым уравнением Френе $\dot{\tau} = \kappa_1 \cdot \tau_2$ для полученной кривой, имеем

$$k_1 \cdot u_2 = \kappa_1 \cdot \tau_2 .$$

Взяв модули $-k_1 = \kappa_1$, получим $u_2 = \tau_2$.

Далее рассуждаем по индукции. Производная вектора, для которого на предыдущем шаге было установлено его тождество с соответствующим век-

тором репера Френе, одинаково выражаются через репер Френе кривой и репер-решение системы:

$$\dot{u}_i = -k_{i-1} \cdot u_{i-1} + k_i \cdot u_{i+1} = \dot{\tau}_i = -\hat{k}_i \cdot \tau_{i+1}.$$

Вычитая одно выражение из другого, мы получим $k_i u_{i+1} = \hat{k}_i \cdot \tau_{i+1}$. Так как эти векторы – орты, получаем равенство модулей коэффициентов $|k_i| = |\hat{k}_i|$. Направление ортов также совпадает, поскольку они были выбраны так, чтобы все коэффициенты были положительными. Значит, $u_{i+1} = \tau_{i+1}$.

Таким образом, доказано, что полученная система решений единственным образом определяет репер Френе сплайновой кривой в заданной узловой точке. Следовательно, существует единственная сплайновая кривая дефекта n , состоящая из m регулярных класса C^n кривых с условиями сшивки в узлах (2). *Теорема доказана.*

Замечание 1. Условия сшивки по кривизне является эквивалентным условию сшивки сплайновых кривых по производным, которые более универсальны и более информативны с точки зрения дифференциальной геометрии.

Замечание 2. Условия сшивки в узлах пространственной сплайновой кривой определяется следующим образом:

$$\begin{aligned}x_i^+ - x_{i+1}^- &= 0; \\y_i^+ - y_{i+1}^- &= 0; \\z_i^+ - z_{i+1}^- &= 0; \\k_{i,1}^+ - k_{i+1,1}^- &= 0; \\k_{i,2}^+ - k_{i+1,2}^- &= 0,\end{aligned}$$

где (x_i^+, y_i^+, z_i^+) – координаты конечной точки i -й дуги; $(x_{i+1}^-, y_{i+1}^-, z_{i+1}^-)$ – координаты начальной точки $i+1$ -й дуги; $k_{i,1}^+$, $k_{i,2}^+$ – кривизна и кручение i -й дуги сплайна в конечной точке; $k_{i+1,1}^-$, $k_{i+1,2}^-$ – кривизна и кручение $i+1$ -й дуги сплайна в начальной точке.

Вывод. Таким образом, показано, что при построении сплайновых кривых можно применять сшивку по кривизне. Такой подход в построении сплайновых

кривых целесообразно применять в случае, когда сплайн состоит из кривых, описанных уравнениями в терминах радиусов кривизны.

Перспективой дальнейших исследований в этом направлении является разработка математической модели кривой, состоящей из участков эволь-

вент, сшитых в узлах стыковки по кривизне и кручению, а также разработка алгоритма аппроксимации произвольной таблично-заданной кривой эволютивной сплайновой кривой.

Список литературы: 1. Schoenberg I. J. Contributions to problem of approximation of equidistant data by analytic functions / I. J. Schoenberg // Quart. Appl. Math., 1946. – № 4. – Parts A and B. – P. 45 – 99, 112 – 141. 2. Зав'ялов Ю. С. Сплайны в инженерной геометрии / Ю.С. Зав'ялов, В.А. Леус, В.А. Скороспелов. – М.: Машиностроение, 1985. – 221 с. 3. Piegl L. The NURBS book / L. Piegl, W. Tiller. – Berlin: Springer, 1997. – 578 p. 4. Marciniak K. Approximation of spirals by piecewise curves of fewest circular arc segments / K. Marciniak, B. Putz // Computer Aided-Design 16 (1984), 87-90. 5. Jakubczyk K. The Applications of Circular Spline Functions in Computer Computations [in Polish] / K. Jakubczyk // Doctoral thesis, Silesian Technical University, Gliwice 1978. 6. Sir Z, Approximating Curves and Their O-sets using Biarcs and Pythagorean Hodograph Quintics / Z. Sir, R. Feichtinger, B. Juttler // Computer Aided-Design 38 (2006), 608-617. 7. Quin Z. Circular Arcs as Primitives for Vector Textures / Z. Quin, C. Kaplan, M. Mc Cool // Technical report CS-2007-41, School of Computer Science, University of Waterloo, <http://www.cgl.uwaterloo.ca/~zquin/jgt2007submitted.pdf>. 8. Бут Е. Н. Компьютерная геометрия в САПР и АСТПП / Бут Е.Н. // Автоматизация проектирования средств технологического оснащения в машиностроении и приборостроении. – Рига: РПИ, 1988. – С. 17 – 19. 9. Бут Е.Н. Компьютерная сплайновая планиметрия. Определения и проблемы / Е.Н. Бут // Авиационно-космическая техника и технология. – Х.: НАУ «ХАІ». – 2001. – № 24. – С. 236 – 246. 10. Huper K. Geometric Splines and Interpolation on S2: Numerical experiments / K. Huper, Y. Shen, F. Silva Leite // Proceedings of the 45th IEEE Conference on Decision & Control San Diego, CA, USA, December 13-15, 2006 P. 403-407 11. Farin G. Curves and surfaces for CAGD / G. Farin // A practical guide, 5th ed. San Francisco: Morgan Kaufmann, 2002. 12. Schumaker, L. L. Spline functions. Basic theory: Third edition / L. L. Schumaker. – New York: Cambridge University Press, 2007. – 582 p.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 514, 519.6

Умови зшивки сплайнової кривої по кривизні та крутінню при автоматизації технологічної підготовки виробництва / В.А. Сорокин, А.К. Шапошников // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.140-144. – Бібліогр.: 12 назв.

Отримані умови зшивки сплайнової кривої по кривизні та крутінню. Доведене існування та одиничність сплайнової кривої з умовами зшивки у вузлах по кривизні та крутінню. Показане, що дані умови зшивки у вузлах сплайнової кривої еквівалентні класичним умовам зшивки по похідних.

Ключові слова: Сплайн, кривизна, крутіння, існування та одиничність.

In this paper was shown the conditions for joining spline curve which is defined by the curvature and torsion. We proved the existence and uniqueness of the spline curve with the terms of joining the nodes in the curvature and torsion. It is shown that these conditions at the nodes of spline curve are equivalent to the classical conditions for linking derivative.

Key words: Spline curve, curvature, torsion, existence and uniqueness.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, проф., НАУ «ХАИ», Харьков;

А.Н. КОСТЮК, асп., ХНУРЭ, Харьков;

Е.А. ВОЛЯК, канд.. техн. наук доц., НАУ «ХАИ», Харьков

ВЛИЯНИЕ СОРТА, ЗАРЯДА И ЭНЕРГИИ ИОНА НА ЧИСЛО ЧАСТИЦ В НАНОКЛАСТЕРЕ

На основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости получены поля температур и температурных напряжений, в которых выделены зоны, где образуются наноструктуры. Для большого числа различных ионов и их зарядов от 1 до 3 получены зависимости числа атомов в нанозерне от энергии и заряда ионов.

Ключевые слова: Наноструктура, температура, температурные напряжения, размер зерна.

Введение. Для получения нанокристаллических структур на поверхности, как известно, необходимо создание определенных температур (или скорости ее нарастания), давлений в нужном объеме и наличие атома металла, вокруг которого формируется наноструктура.

За счет действия ионов различных сортов, энергий, зарядности, плотностей токов есть возможность сохранения достаточных температур (за счет соответствующего распределения температур температурного поля по глубине обеспечивается высокая средняя температура), в то же время, выбирая расположение поля по глубине (варьируя энергии, зарядности и сорт частиц), обеспечиваем высокие градиенты температур. Следовательно, в довольно большом объеме материала будут действовать значительные по величине напряжения, т.е. будут выполняться условия для получения кристаллических структур.

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования, науки молодежи и спорта Украины "Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе" (подсекция 13) "Аэрокосмическая техника и транспорт" и по темам "Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций" и "Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники", а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Анализ основных достижений и литература. Как показано в работах [1–10], действие заряженных частиц на конструкционные материалы приводит к появлению в материале на глубине довольно высоких температур при действии индивидуальных ионов разных сортов, и в зоне теплового воздействия есть вероятность появления температурных напряжений значительной величины, что подтверждает возможность появления локальных зон, где достигаются условия возникновения наноструктур.

Для того чтобы такие условия реализовались в значительном объеме (действие высоких температур и напряжений), также необходимо обеспечить максимальное заполнение поля температур с повышенными температурами и в то же время сохранить зоны с максимальными градиентами температур, когда реализуются высокие значения температурных напряжений. Очевидно, простым увеличением плотностей ионного тока этого достичь будет нельзя, так как с ростом плотности тока градиенты температур в зоне действия соседних частиц снижаются, а следовательно, снижаются величины температурных напряжений и условия образования наноструктур не выполняются.

Поэтому, несколько модернизировав модель действия индивидуальных частиц на конструкционные материалы [1–10], получим модель, учитывающую необходимые факторы (в частности, в модели не учитывались зарядность иона и характер их сложного взаимовлияния в довольно большом рассматриваемом объеме).

Постановка задачи и цель исследований. Приняв в качестве критериев получения наноструктур требуемый диапазон температур, скоростей нарастания температур, давлений (температурных напряжений) и наличие катализатора [1], можем рассмотреть возможность получения наноструктур в зависимости от физических и технологических параметров потоков при обработке.

Материалы исследований. Число частиц в нанокластере определяется возможность получения нанокластера с обычной решеткой, когда число частиц больше 4, или с деформированной решеткой наноразмеров $n < 4$ (специальные наноструктуры), поэтому такое исследование необходимо.

Результаты исследований. Результаты расчетов числа частиц в кластере и в зависимости от заряда и энергии ионов представлены на рис. 1–2: для ионов C, B, N (a), Al (б) и Ti, V, Cr (в) на рис. 1, для Fe, Ni, Co (a); Y, Zr, Mo (б) и Hf, Ta, W, Pt (в) на рис. 2. Видно, что с ростом заряда иона повышается число частиц в кластере, что связано с ростом зоны, охваченной температурами, достаточными для получения наноструктур. Скорость повышения температуры практически для всех ионов превышает необходимую -10^7 К/с , а величины температурных напряжений (необходимых давлений) составляют порядка от $10^7 \dots 10^{10} \text{ Па}$.

Видно, что с ростом массы ионов все больше проблемных режимов, где наноструктуры образуются только на поверхности с деформированным зерном, т.е. основной вклад в нанозерно дают падающие ионы, в то же время для легких ионов в энергиях, используемых в технологических установках, есть возможность получать наноструктуры в основном материале детали, в то же время такая возможность есть и для энергий ионов $2 \cdot 10^4 \text{ эВ}$ и меньших энергий, но с зарядовыми числами 3 (а иногда и 2).

Все это говорит о необходимости оценки числа частиц в нанокластере.

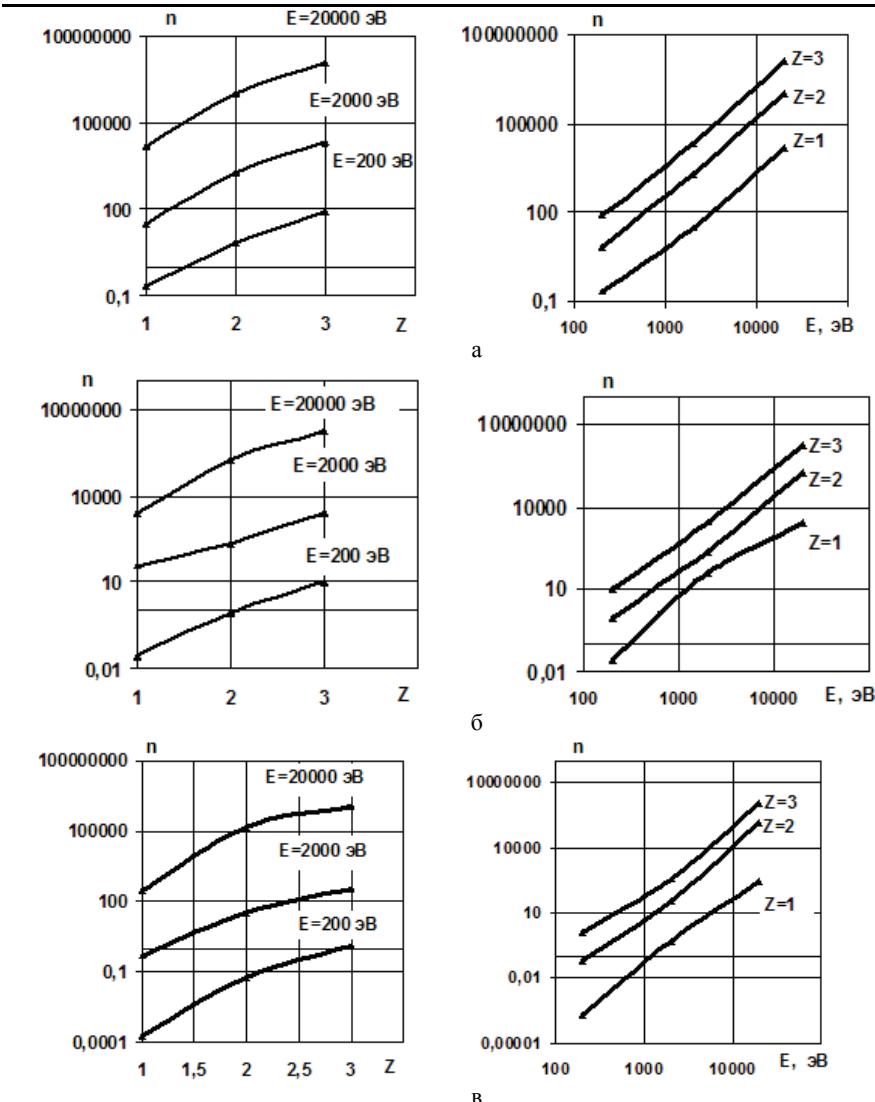


Рис. 1 – Залежність числа частинок в нанокластері від заряду Z і енергії іона E_i для іонів: C, B, N – а; Al – б; Ti, V, Cr – в

Вывод. Выявлены энергии, сорта и заряды ионов, при которых реализуются нанокластеры в объеме и создаютсяnanoструктуры в виде поверхностных структур, т.е. когда основной материал детали не участвует в обработке. Решение задачи позволило найти объем, в котором возможна реализация условий для получения nanoструктур. Поэтому есть возможность определить

реальное число частиц, которые могут участвовать в создании объемной или плоской наноструктуры.

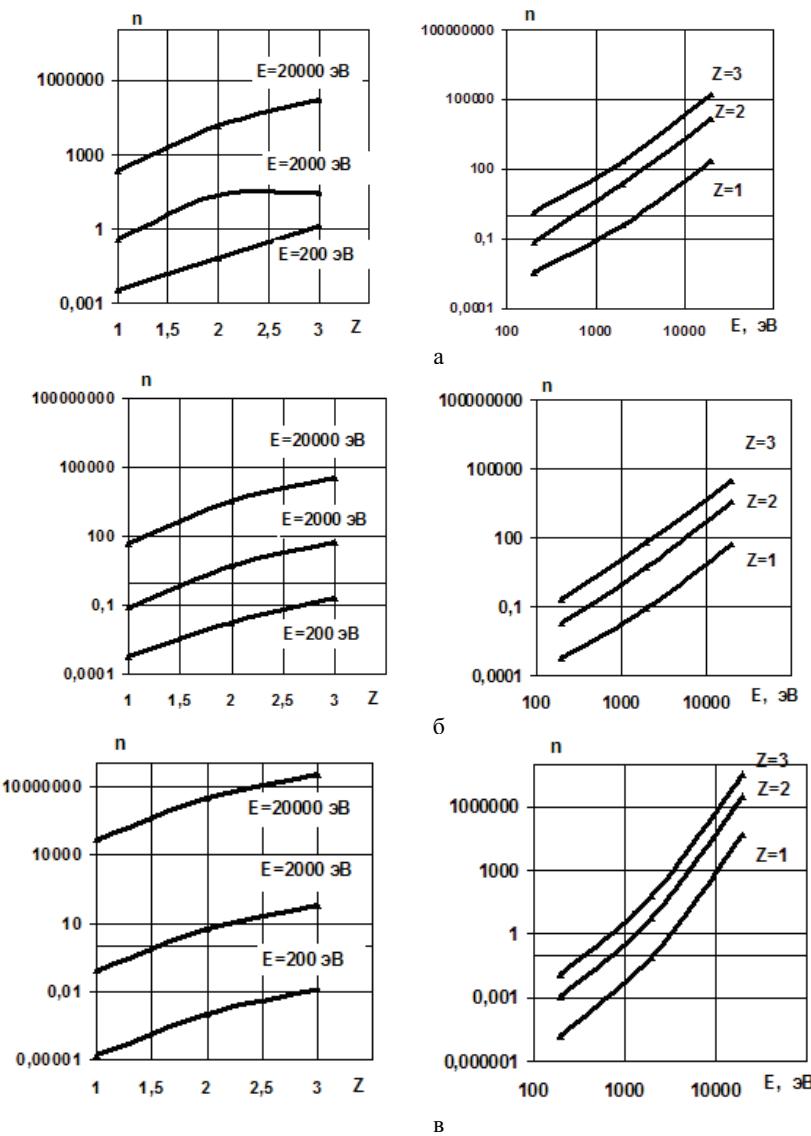


Рис. 2 – Зависимость числа частиц в нанокластере от заряда z и энергии иона E_i для ионов: Fe, Ni, Co – а; Y, Zr, Mo – б; Hf, Ta, W, Pt - в

Список літератури: 1. Костюк, Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр./ Г.И. Костюк. –К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инноваций технологий, 2012. – 648 с. 2. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн.1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596 с. 3. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482 с. 4. Костюк, Г.И. Наноструктуры и нанопокрытия: перспективы и реальность [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 5. Костюк, Г.И. Научные основы создания современных технологий [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2008. – 552 с. 6. Костюк, Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: моногр.-справ. / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2007. – 633 с. 7. Костюк, Г.И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: справ. / Г.И. Костюк. – К.: Вид-во АИНУ, 2003. – 412 с. 8. Костюк, Г.И. Физико-технические основы роботизированного производства [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2006. – 614 с. 9. Гречихин, Л.И. Физика наночастиц и нанотехнологий [Текст] / Л.И. Гречихин. –М.: УП «Технопринт», 2004. – 397 с. 10. Шнейдер, П. Инженерные проблемы теплопроводности [Текст] / П. Шнейдер. – М.: Иностр. лит.- 1960. – 488 с. 11. Аксенов, И.И. Вакуумная дуга в эрозионных источниках плазмы [Текст] / И.И. Аксенов. – Х.: Изд-во НИИ «ХФТИ», 2005. – 211 с. 12. Хаякова, С. Ядерно-физический аспект [Текст]: в 2 кн. / С. Хаякова. – М.: Мир, 1973.- Кн. 2. – 701 с. 13. Готт, Ю.В. Взаимодействие частиц с веществом в плазменных исследованиях [Текст] / Ю.В. Готт. – М.: Атомиздат, 1978. – 271 с. 14. Гусев, А.И. Нанокристаллические материалы: методы получения и свойства [Текст] / А.И. Гусев. – Екатеринбург: Изд-во РАН, Уральское отд-ние, 1998. – 302 с. 15. Гусев, А.И. Наноматериалы наноструктуры, нанотехнологии [Текст] / А.И. Гусев. – М.: Физматлит, 2005. – 416 с. 16. Решетняк, Е.Н. Синтез упрочняющих наноструктурных покрытий [Текст] / Е.Н. Решетняк, А.И. Стрельницкий // Вопросы атомной науки и техники.- 2008.- № 2. – С. 119 – 130. 17. Андрієвський, Р.А. Наноматериалы: концепция и современные проблемы [Текст] / Р.А. Андрієвський// Фізика металлов и металловедение.- 2003. – Т. 91, № 1. – С.50–56. 18. Состав, структура и свойства наноструктурных пленок боридов тантала [Текст] / А.А. Гончаров, П.И. Игнатенко, В.В. Петухов и др. // ЖТФ. –2006. – Т. 76, вып. 10.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 539.2

Влияння сорта, зарядя і енергії іона на число частиц в нанокластері / Г.І. Костюк, А.Н. Костюк, Е.В. Воляк // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.145-149. – Бібліogr.: 18 назв.

На основі вищеназваної сумісної задачі тепlopровідності та термопружності одержані поля температур та температурних напружень, у яких вилучені зони, де утворюються наноструктури. Для широкого кола різних іонів та їх зарядів від 1 до 3 одержані залежності кількості атомів у зерні від енергії та заряду іонів.

Ключові слова: наноструктура, температура, температурні напруження, розмір зерна.

On the basis of the joint decision problem of heat conduction and thermoelasticity obtained temperature field and thermal stresses, which highlighted areas where nanostructures formed. For a large number of different ions and their charges from 1 to 3 were obtained depending on the number of atoms in nanograin of the energy and ion charge.

Keywords: Nanostructure, temperature, thermal stresses, the grain size.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, проф., НАУ «ХАИ», Харьков;
В.Н. ПАВЛЕНКО, канд. техн. наук, доц., НАУ «ХАИ», Харьков

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ЗОНЕ ДЕЙСТВИЯ ИОНОВ РАЗНЫХ СОРТОВ, ЗАРЯДОВ И ЭНЕРГИЙ И ИХ ВЛИЯНИЕ НА ОБРАЗОВАНИЕ НАНОСТРУКТУР

Рассмотрены температурные напряжения в зоне начала зарождения наноструктуры и максимальные значения температурных напряжений в нанокластере в зависимости от энергии и заряда ионов C, B, N, Al, Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Nb, Mo, Hf, Ta, W, Pt, показана возможность ускорения процесса образования наноструктур, а в отдельных случаях самостоятельного их образования на стали.

Ключевые слова: температурные напряжения, наноструктуры, ионы.

Введение.

Для получения нанокристаллических структур на поверхности, как известно, необходимо создание определенных температур (или скорости ее нарастания), давлений в нужном объеме и наличие атома металла, вокруг которого формируется наноструктура.

За счет действия ионов различных сортов, энергий, зарядности, плотностей токов есть возможность сохранения достаточных температур (за счет соответствующего распределения температур температурного поля по глубине обеспечивается высокая средняя температура), в то же время, выбирая расположение поля по глубине (варьируя энергии, зарядности и сорт частиц), обеспечиваем высокие градиенты температур. Следовательно, в довольно большом объеме материала будут действовать значительные по величине напряжения, т.е. будут выполняться условия для получения кристаллических структур.

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования и науки, молодежи и спорта Украины "Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе" (подсекция 13) "Аэрокосмическая техника и транспорт" и по темам "Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций" и "Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники", а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Анализ основных достижений и литература.

Как показано в работах [1–10], действие заряженных частиц на конструкционные материалы приводит к появлению в материале на глубине довольно высоких температур при действии индивидуальных ионов разных сортов, и в зоне теплового воздействия есть вероятность появления температурных напряжений значительной величины, что подтверждает возможность

появления локальных зон, где достигаются условия возникновения наноструктур.

Для того чтобы такие условия реализовались в значительном объеме (действие высоких температур и напряжений), также необходимо обеспечить максимальное заполнение поля температур с повышенными температурами и в то же время сохранить зоны с максимальными градиентами температур, когда реализуются высокие значения температурных напряжений. Очевидно, простым увеличением плотностей ионного тока этого достичь будет нельзя, так как с ростом плотности тока градиенты температур в зоне действия соседних частиц снижаются, а следовательно, снижаются величины температурных напряжений и условия образования наноструктур не выполняются.

Поэтому, несколько модернизировав модель действия индивидуальных частиц на конструкционные материалы [1–10], получим модель, учитывающую необходимые факторы (в частности, в модели не учитывались зарядность иона и характер их сложного взаимовлияния в довольно большом рассматриваемом объеме).

Постановка задачи и цель исследований.

Приняв в качестве критериев получения наноструктур требуемый диапазон температур, скоростей нарастания температур, давлений (температурных напряжений) и наличие катализатора [1], можем рассмотреть возможность получения наноструктур в зависимости от физических и технологических параметров потоков при обработке.

Материалы исследований.

Кроме необходимых температур и скоростей нарастания температур важным фактором является наличие давлений (температурных напряжений) в зоне образования наноструктур. По первым двум критериям определялась зона нанокластера. Проводилось рассмотрение результатов расчетов температурных напряжений на границе зоны образования наноструктур по первым двум критериям – σ_{h1} и максимального значения температурных напряжений – σ_{h2} при различных зарядах от 1 до 3, энергиях – 200, 2000 и 20000 эВ (реальных для технологий упрочнения) ионов C, B, N, Al, Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Nb, Mo, Hf, Ta, W, Pt.

Результаты исследований.

Результаты исследований температурных напряжений на границе зоны образования наноструктур представлены на рис. 1 для ионов: а – C, B, N; б – Al; в – Ti, V, Cr и на рис. 2 для ионов: а – Fe, Ni, Co; б – Y, Zr, Nb, Mo, в – Hf, Ta, W, Pt. Видно, что с ростом заряда иона или энергии иона величина их незначительно возрастает, исключение составляют ионы алюминия, для которого напряжения возрастают до энергии 2000 эВ, затем снижаются. Величины напряжения колеблются от 10^6 до 10^8 Н/м², максимальные значения реализуются для трехзарядных ионов Hf, Ta, W, Pt и составляют $5,85 \cdot 10^8$ Н/м². Величины температурных напряжений на границе зоны образования наноструктур хотя сами по себе недостаточны для получения наноструктур, но совместно с действием двух других факторов – температуры и

скорости нарастания температуры будут существенно ускорять появление наноструктур на границе зоны.

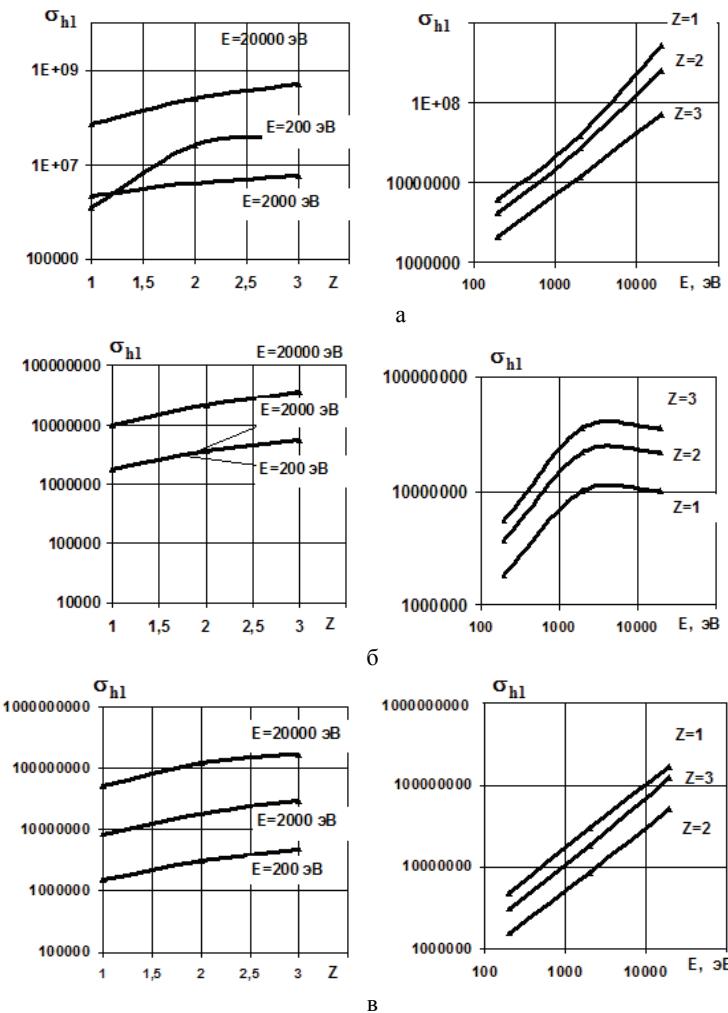


Рис. 1 – Зависимость значений температурных напряжений на границе образования наноструктур от заряда и энергии ионов:
а – C, B, N; б – Al; в – Ti, V, Cr

Результаты исследования максимальных температурных напряжений σ_{h1} в нанокластере представлены на рис. 3 для ионов: а – C, B, N; б – Al; в – Ti, V, Cr и на рис. 4 для ионов: а – Fe, Ni, Co; б – Y, Zr, Nb, Mo, в – Hf, Ta, W, Pt.

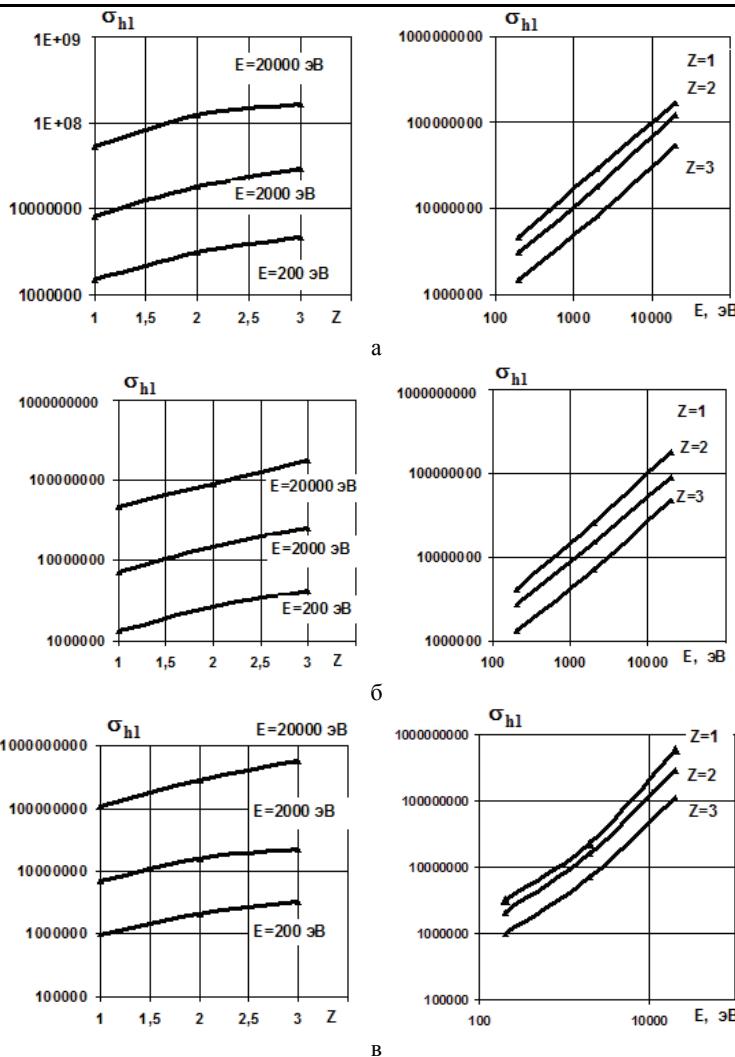
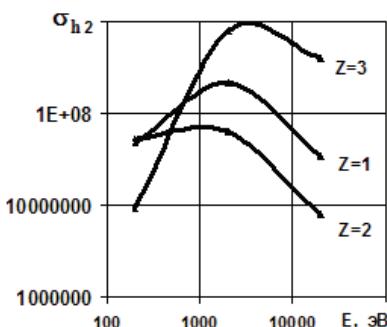
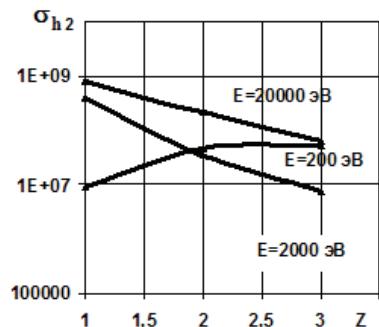


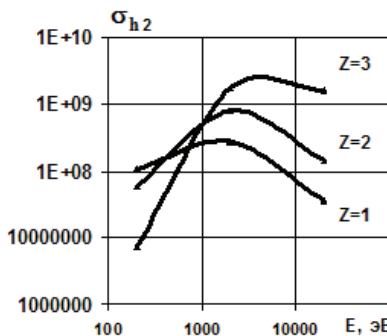
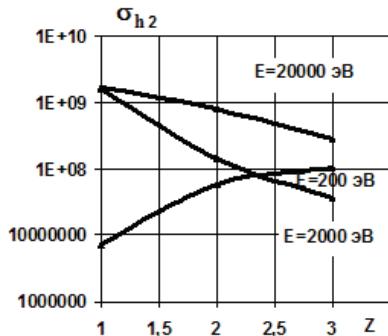
Рис. 2 – Залежність значень температурних напруження на границі образування наноструктур від заряду і енергії іонів:
а - Fe, Ni, Co; б - Y, Zr, Mo; в - Hf, Ta, W, Pt

Видно, що величини напруженняй существенно возросли, примерно более чем на порядок, которые в зависимости от заряда (для энергии 200 эВ) возрастают, т.е. с ростом заряда температурные напряжения повышаются, тогда как с ростом энергии от $2 \cdot 10^3$ до $2 \cdot 10^4$ эВ и с ростом заряда величины температурных напряжений снижаются. Исключение составляют ионы Hf,

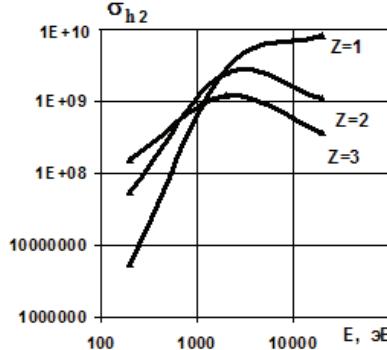
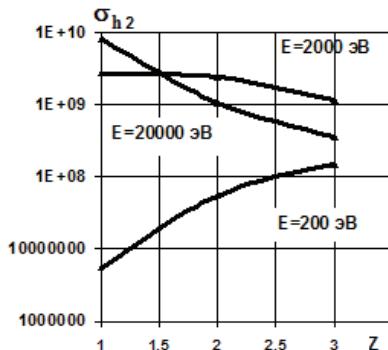
Ta, W, Pt, где и для энергий 200 и 2000 эВ наблюдается рост температурных напряжений.



а



б



в

Рис. 3 – Зависимость максимальных значений температурных напряжений от заряда и энергии ионов: а - C, B, N; б – Al; в – Ti, V, Cr

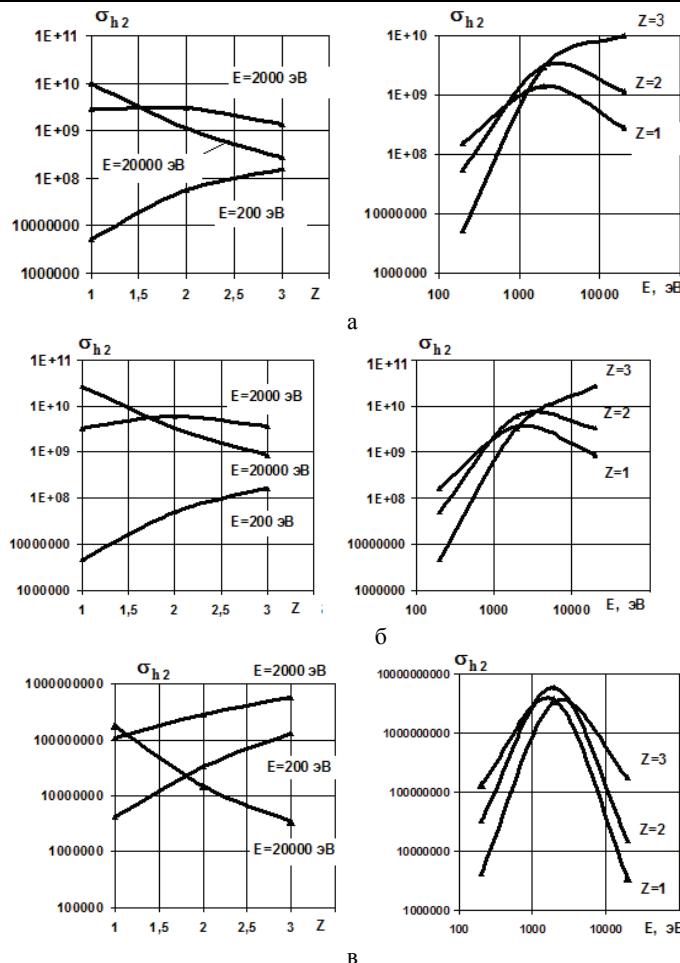


Рис. 4 – Залежність максимальних значень температурних напруження від заряду і енергії іонів: а - Fe, Ni, Co; б - Y, Zr, Mo; в - Hf, Ta, W, Pt

Залежність максимальних температурних напруження σ_{h2} від енергії практично для всіх зарядів іонів має максимум при енергії іонів $2 \cdot 10^3 \text{ eV}$, за винятком залежності $\sigma_{h2} = f(E_i)$ для однозарядних іонів Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Mo, де зростанням енергії зростають величини температурних напруження, що пов'язано з малою зоною формування наноструктури (нанокластера).

Значення величин максимальних температурних напруження лежать в межах від 10^7 до 10^{10} N/m^2 , максимальне значення температурних напруження становить $2,68 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$ для однозарядних іонів Y, Zr, Mo. Видно,

что и максимальные значения температурных напряжений в основном не достигают требуемых значений давлений для образования наноструктур, но они совместно с действием необходимых температур и скоростей нарастания температур ускорят или повысят вероятность образования наноструктур. Возможно самостоятельное появление наноструктур за счет действий одно-зарядных ионов Y, Zr, Mo с энергией $2 \cdot 10^4$ эВ, когда температурные напряжения достигают необходимых давлений для образования наноструктур.

Выводы: на примере обработки стали показана возможность существенного ускорения образования наноструктур за счет действия температурных напряжений на границе зоны нанокластера и во всем его объеме; показана возможность образования наноструктуры только за счет действия температурных напряжений однозарядных ионов Y, Zr, Mo при их энергии $2 \cdot 10^4$ эВ, когда температурные напряжения превышают 10^{10} н/м²; полученные зависимости температурных напряжений на границе зоны образования наноструктуры и максимальных температурных напряжений от заряда и энергии позволяют для широкого круга ионов C, B, N, Al, Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Nb, Mo, Hf, Ta, W, Pt при обработке стали выбирать технологические режимы и сорта ионов для получения требуемых температурных напряжений, ускоряющих процесс образования наноструктур.

Список литературы: 1. Костюк, Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр./ Г.И. Костюк. –К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2012. – 648 с. 2. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. –К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596 с. 3. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. –К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482 с.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 539.2

Температурные напряжения в зоне действия ионов разных сортов, зарядов и энергий и их влияние на образование наноструктур / Г.И. Костюк, В.Н. Павленко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.150-156. – Бібліог.: 3 назв.

Розглянуто температурні напруження у зоні початку утворення наноструктури та максимальні значення температурних напружень у нанокластері залежно від енергії та заряду іонів C, B, N, Al, Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Nb, Mo, Hf, Ta, W, Pt, показано можливість прискорення процесу утворення наноструктур, а в окремих випадках самостійного їх утворення на сталі.

Ключові слова: температурні напруження, наноструктури, іони.

We consider thermal stresses in the zone of origin of the beginning of the nanostructure and the maximum values of thermal stresses in a nanocluster, depending on the energy and charge of the ions C, B, N, Al, Ti, V, Cr, Fe, Ni, Co, Y, Zr, Nb, Mo, Hf, Ta, W, Pt, shows the possibility of accelerating the process of formation of nanostructures, and in some cases, independent of their education in the steel.

Key words: thermal stresses, nanostructures, ions.

A.B. ЛОСЕВ, канд. техн. наук, НАУ «ХАИ», Харьков;
А.А. КОРОСТЕЛЕВА, научн. сотр., НАУ «ХАИ», Харьков;
Е.В. СТУЛОВ, инженер, НАУ «ХАИ», Харьков;
В.Л. МАЛАШЕНКО, ассистент, НАУ «ХАИ», Харьков.

АВТОМАТИЗАЦИЯ РАБОТЫ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ ТЕРМОИМПУЛЬСНОЙ ОБРАБОТКИ НА БАЗЕ КОМПЬЮТЕР- НОГО УПРАВЛЕНИЯ

Приведена информация о влиянии конструктивных особенностях оборудования для термохимической и термоимпульсной обработки сложнопрофильных деталей на область применения прогрессивных технологий, а также классификация материалов, относительная энергоемкость технологических процессов, оптимальные зависимости времени обработки и температуры от толщины элементов деталей и ликвидов. Приведен также алгоритм работы установок для термоимпульсной обработки, реализующий безопасную эксплуатацию и автоматизированный выбор режимов.

Ключевые слова: термоимпульсная обработка, рабочая камера, продукты сгорания, алгоритм работы

Технологические процессы на базе использования детонирующих газовых смесей вызывают интерес из-за высокой производительности, универсальности и гибкости по отношению зачистки, очистки и отделки сложнопрофильных внутренних и наружных поверхностей деталей. Инструментом являются газообразные продукты сгорания и обработка происходит практически одновременно во всех доступных им местах. Разработанные в настоящее время процессы зачистки, очистки и отделки поверхностей прецизионных деталей характеризуются кратковременностью, при этом на качество обработки влияют более двадцати факторов. Диапазон изменения параметров значителен и экспериментальная оптимизация режимов требует высокой квалификации обслуживающего персонала, весьма трудоемка и дорогостояща. Широкое использование эффективного метода в машиностроении сдерживает отсутствие гибкой системы управления термоимпульсными установками, позволяющей реагировать исполнительным механизмам на изменение характеристики обрабатываемых деталей. Кроме того, необходимо обеспечить комплекс мероприятий по безопасной эксплуатации оборудования. Создание технологической системы на базе микропроцессорной техники позволяет, используя физико-математическую модель термоимпульсного процесса для оптимизации режимов по характеристике объекта обработки [1,2,3], гибко автоматизировать технологические процессы, не зависимо от конструктивных особенностей, материала и стадии изготовления деталей и обеспечить повышение уровня безопасной работы за счет активной диагностики систем оборудования [2,3].

Машиностроительные фирмы стран Европы, Америки и Азии в данной области техники выпускаются два типа установок: С-образной и порталной конструкции. Установки снабжены шумопоглощающими кабинами. Работает типовая установка следующим образом. На донышке устанавливают обрабатываемые детали, затем столом устанавливают донышко в нужное положение и при помощи гидроцилиндра либо коленчатого рычага донышком с деталями герметизируют рабочую камеру. Усилия замыкания могут достигать 3,5 МН. После герметизации при помощи дозирующих цилиндров в рабочую камеру подают горючую смесь, затем ее поджигают. Продукты сгорания выдерживают в рабочей камере с обработанными деталями более трех секунд для снижения их температуры. После остывания продуктов сгорания производится раскрытие камеры опусканием донышка. При этом выпуск отработанных газов осуществляется через кольцевой зазор, образующийся между донышком и камерой, в рабочую зону. На этих типах оборудования реализуют термохимический метод обработки, для которого характерно загрязнение поверхностей обработанных деталей прочным слоем оксидов, которые удаляются химическим травлением.

Установки для термоимпульсной обработки модели Т-15 позволяют реализовать доминирование теплофизических процессов. Новый процесс устраниет указанные выше негативные явления, присущие термохимическому методу. Отличительными особенностями установки Т-15 являются: обеспечение автоматической подачи горючих компонентов в рабочую камеру, регулирование длительности контакта продуктов сгорания с обрабатываемыми деталями, аварийный выпуск горючей смеси в автоматическом режиме, что позволяет эксплуатировать это оборудование в поточных линиях механических цехов машиностроительных предприятий. Сложность выпуска продуктов сгорания из рабочей камеры состоит в том, что их необходимо удалять с избытком окислителя при температуре около 3000°C, при этом в потоке агрессивной газовой среды находятся твердые частицы обрабатываемого материала и его оксидов. Внешний вид установки модели Т-15, см. рис. 1, защищен свидетельством на промышленный образец, а конструктивная схема, см. рис. 2, защищена авторскими свидетельствами и патентами США, Канады, Германии. Установка состоит из следующих основных узлов: бака-станины 1 со смонтированным в нем выпускным клапаном 2, силовой рамы 3, байонетного замка 4, рабочей камеры 5, блока клапанов 6 для наполнения камеры горючей смесью и ее безопасного выпуска в аварийной ситуации. Разработанное оборудование имеет более широкие технологические возможности, например, реализуется размерное скругление кромок, обработка деталей из термопластичных пластмасс. Достижение оптимальных параметров обработки зависит от длительности воздействия продуктов сгорания на обрабатываемые детали, поэтому его регулирование является важным инструментом управления технологическим процессом в целом.



Рис. 1 – Внешний вид установки

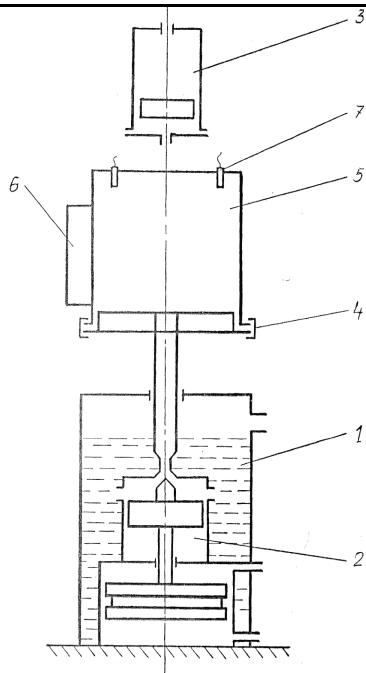


Рис. 2 – Конструктивная схема установки Т-15

На рис.3 представлен алгоритм работы термоимпульсной установки. Для стабилизации температуры стенок рабочей камеры предусмотрена работа в «Режиме 1». В «Режиме 2» производится обработка деталей. Аварийный режим работы обеспечивает безопасность эксплуатации оборудования в случае внезапного отключения электроэнергии или различного рода отказов систем, элементов управления и агрегатов установки. Аварийный выпуск горючей смеси из рабочей камеры осуществляется через специальный трубопровод за пределы помещения цеха. Влияние на технологические возможности оборудования для термоимпульсной обработки деталей системы управления известно [4]. Разработанная электронная система управления с встроенным персональным компьютером позволяет рассчитывать параметры обработки по характеристикам обрабатываемых деталей, регулировать время выпуска продуктов сгорания в широком диапазоне, удовлетворяющем технологическим требованиям обработки. В целях улучшения удобства обслуживания оборудования в основу конструкции положен блочно модульный принцип, позволяющий подбирать характеристики установок под номенклатуру деталей и материалов конкретных производств. Режим 1 предназначен для нагрева стенок рабочей камеры до установленной температуры, чтобы обеспечить стабильное качество обработки [5].

Многообразие материалов и тем более деталей диктуют необходимость поиска путей сокращения времени подготовки производства на отделочно-зачистных операциях. Один из путей – разработка и составление классификаторов материалов, деталей, оборудования и т.п.

В основу классификации деталей должны быть положены факторы, влияющие на выбор режимов: габариты, площадь поверхности и масса детали, конфигурация, размеры ликвидов, материал, вид механической обработки, наличие разностенности и тонкостенных элементов, наличие каналов, резьбовых отверстий, требования к чистоте поверхностей и кромок, требования к радиусу скругления кромок, требования к микрорельефу поверхностей. Если добавить к этим факторам особенности производств, например, изготовление деталей часовых механизмов, деталей взрывателей или деталей авиационных и судовых агрегатов, то совершенно очевидно, что при одних и тех же используемых материалах и близких габаритных размерах, групповых технологических процессов разработать не возможно из-за различий характеристик деталей. Но для конкретных производств, классификация деталей по конструктивно технологическим особенностям осуществляется. Например, детали судовых агрегатов, подлежащих термоимпульсной обработке можно разделить на 6 групп.

1 группа – корпусы размерами от $30 \times 50 \times 50$ до $100 \times 100 \times 180$ мм из титановых, бронзовых, латунных сплавов и высоколегированных нержавеющих сталей и сплавов. Методы формообразования – механические виды обработки: точение, фрезерование, сверление. Толщина заусенцев от 0,02 до 0,3мм. Детали массивные, отличаются большой жесткостью, имеют резьбовые отверстия, пересекающиеся каналы, глухие полости.

2 группа – кронштейны, крючки размерами от $25 \times 10 \times 5$ до $60 \times 20 \times 20$ мм. Основной вид формообразования – литье под давлением. Ликвиды в виде облоя и пленов толщиной от 0,05 до 0,5 мм и длиной до 7мм. Материал – полипропилен, полиэтилен.

3 группа – крышки, муфты, колеса, тарелки из легированных сталей и титановых сплавов размерами от $50 \times 50 \times 15$ до $100 \times 100 \times 40$ мм. Обработка – точение, фрезерование. Заусенцы толщиной 0,02 до 0,2мм.

4 группа – штоки, валы, шпинNELи из сталей и бронзы длиной от 50 до 260мм и диаметром до 50мм. Заусенцы толщиной 0,02 до 0,2мм.

5 группа – цилиндры из стали 40Х размерами 120×140 мм. Заусенцы толщиной 0,02 до 0,15мм.

6 группа – крепеж (гайки, винты, болты) из стали 35ХМ и бронзы размерами до 35×50 мм. Заусенцы толщиной 0,02 до 0,15мм, сбеги резьбы.

По приведенным данным можно оценить размеры камеры и разработать оснастку, но нельзя определить режимы обработки. В таблице приведена классификация материалов, для которых характерны общие принципы выбора режимов термоимпульсной обработки, относительная энергоёмкость процессов, диапазоны регулирования времени импульсного нагрева ликвидов после черновых, чистовых и отделочных операций.

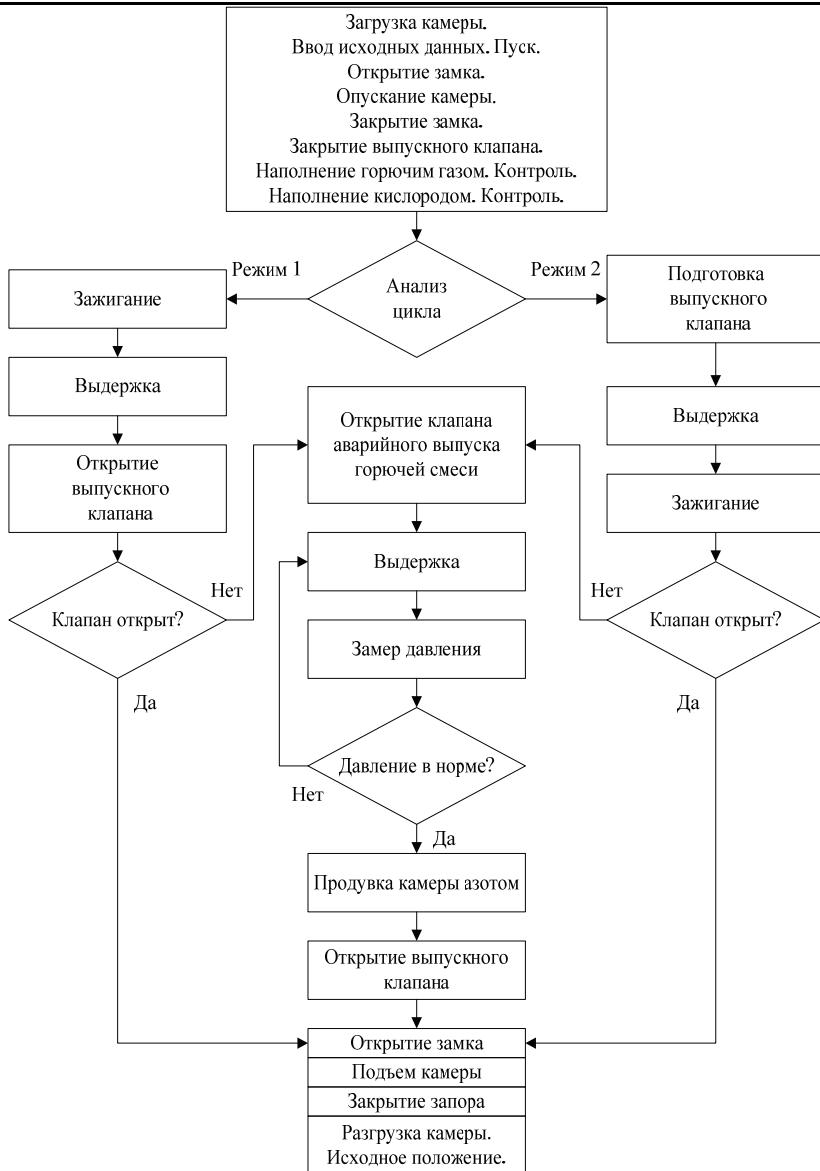


Рис.3 – Алгоритм работы установки Т-15

Хотя энергоемкость обработки некоторых групп материалов близка, но их теплофизические свойства значительно отличаются, как и время обработки.

Таблица – Классификация и влияние материалов на выбор технологических режимов и характеристик оборудования

Материалы	Относительная энергоемкость	Временной диапазон регулирования	Размеры рабочей камеры D/H, мм
Магниевые сплавы	1	$1 \cdot 10^{-4} \dots 5 \cdot 10^{-3}$	100/100 280/250 350/350
Алюминиевые сплавы	1,5	$1 \cdot 10^{-5} \dots 1 \cdot 10^{-4}$	100/100 280/150 280/250
Сплавы на основе меди	3	$1 \cdot 10^{-5} \dots 1 \cdot 10^{-4}$	100/100 280/150 280/250
Титановые сплавы	3	$1 \cdot 10^{-3} \dots 5 \cdot 10^{-2}$	280/250 250/350 250/450
Низколегированные стали	3...4	$1 \cdot 10^{-4} \dots 5 \cdot 10^{-3}$	280/250 250/350 200/450
Высоколегированные стали и сплавы	3...4,5	$1 \cdot 10^{-4} \dots 5 \cdot 10^{-2}$	280/250 250/350 250/450 200/650
Пластмассы	0,3...1	$2 \cdot 10^{-3} \dots 5 \cdot 10^{-1}$	-

Временные диапазоны обработки получены из численных экспериментов. При этом использовались данные о размерах ликвидов, образующихся при различных видах механической обработки, из результатов обследования базовых предприятий различных отраслей машиностроения. Такая укрупненная классификация позволяет предварительно оценить возможности метода и определить характеристики оборудования применительно к номенклатуре деталей заказчика. Зависимость температуры элементов деталей из различных материалов от их толщины при оптимальном времени обработки показаны на рис.4. Для сравнительного анализа в расчетах мощность источника тепла была одинаковой.

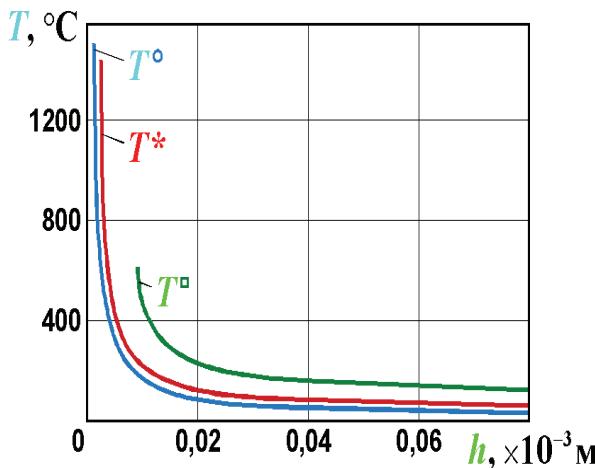


Рис.4 – Изменение температуры элементов детали от их толщины при оптимальном времени обработки. T° - АЛ 9, T^* -30Х13, T^* -12Х18Н9Т

Эффективное использование классификаторов деталей возможно в массовом и крупносерийном производстве, например, для зачистки крепежных деталей, но в единичном и мелкосерийном производстве необходим иной подход – автоматизация процесса выбора оптимальных режимов обработки. Многоимпульсная модель процесса нагрева ликвидов и элементов детали позволяет этот процесс автоматизировать путем численных экспериментов[1]. Для выбора оптимальных режимов термоимпульсного удаления ликвидов необходимо учитывать более чем 25 факторов, характеризующих различные явления, происходящие в деталях и в рабочей камере при детанационном сгорании газовых смесей. При этом для автоматизации работы оборудования в условиях производства летательных аппаратов необходимо иметь объемные базы данных по теплофизическим свойствам материалов, характеристикам компонентов детонирующих газовых смесей и др., что предполагает необходимость анализ этих данных по известному алгоритму для определения оптимальных режимов технологических процессов термоимпульсной обработки [6].

Выводы. Конструкция установки позволяет реализовать разработанный алгоритм работы оборудования, обеспечивающий безопасную эксплуатацию на машиностроительных предприятиях и обладает патентной чистой в высокоразвитых в промышленном отношении странах.

Реализация автоматизации работы оборудования для термоимпульсной обработки на базе компьютерного управления позволяет гибко автоматизировать процессы термоимпульсной обработки деталей в условиях многонорматурного производства, как при единичном, так и при массовом выпуске изделий, используя результаты теоретических и экспериментальных исследований выполненных в Национальном аэрокосмическом университете «ХАИ».

Список літератури: 1. Лосев А.В. Обработка кромок деталей термоимпульсным методом / А.В. Лосев, О.А. Лосева // Сб. научных трудов НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». Сер. «Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии» – 2009. – Вып. 42 – С. 120-126. 2. Жданов А.А. Технологии термоимпульсной отделки поверхностей прецизионных деталей в авиационной промышленности и численные исследования/ А.А.Жданов, А.В. Лосев // Сб. науч. трудов НАУ им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт». Сер. «Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии» - 2003.- вып.19 – С.174 – 183. 3. Сломинская Е.Н. Задача оптимизации режимов термоимпульсной отделки поверхностей деталей и пути ее решения / Е.Н. Сломинская, А.В. Лосев // Авиационная промышленность. – 2000. - №2. – С. 21-23. 4. Стулов Е.В. К вопросу автоматизации технологических процессов импульсной обработки металлов давлением / Е.В. Стулов // Сб. научных трудов. Обработка металлов давлением в машиностроении. – 1989. – вып. 25 – С. 87 – 90. 5. Лосев А.В. Повышение эффективности зачистки деталей пневматических и гидротопливных систем при использовании термоимпульсного метода. Дис. канд. техн. наук: 05. 02. 08. А.В.Лосев – Х. – 1995. – 210 с. 6. Лосева О.А. Алгоритмизация автоматизированного определения режимов технологических процессов термоимпульсной обработки / О.А. Лосева, В.В. Шевель // Сборник научных трудов Национального аэрокосмического университета им. Н.Е. Жуковского «Харьковский авиационный институт». Сер. «Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии» – 2011- Вып.50 – С. 39- 46

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 621.95.47

Автоматизація роботи обладнання для термоімпульсної обробки на базі комп'ютерного управління / А.В. Лосев, А.А. Коростелева, Е.В. Стулов, В.Л. Малащенко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.157-164. – Бібліогр.: 6 назв.

Наведено інформацію про вплив конструктивних особливостях обладнання для термохімічної і термоімпульсної обробки складнопрофільних деталей на область застосування прогресивних технологій, а також класифікація матеріалів, відносна енергосміність технологічних процесів, оптимальні залежності часу обробки і температури від товщини елементів деталей і ліквідів. Наведено також алгоритм роботи установок для термоімпульсної обробки, який реалізує безпечну експлуатацію та автоматизований вибір режимів.

Ключові слова: термоімпульсна обробка, робоча камера, продукти згоряння, алгоритм роботи

Provides information on the impact of design features of equipment for thermochemical and thermal-pulse processing complex-area detail on the application of advanced technologies, as well as a classification of materials, the relative energy intensity of production processes, depending on the optimum treatment time and temperature on the thickness of the elements and the elimination of parts. An algorithm is also facilities for termal-pulse process that implements the safe operation and automatic selection modes.

The key words: termal-pulse processing, the working chamber, the combustion products, the algorithm works.

Г.И. КОСТЮК, д-р техн. наук, проф., НАУ «ХАИ», Харьков;

Е.Г. КОСТЮК, канд. техн. наук, доц., ХНУРЭ, Харьков;

Л.В. ЛОБАНОВА, ст. преп. НАУ «ХАИ», Харьков

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ЭНЕРГИИ ИОНОВ, ИХ СОРТА И ЗАРЯДА НА ВЕЛИЧИНУ ОБЪЕМА НАНОСТРУКТУРЫ И ЭФФЕКТИВНОЙ ПЛОТНОСТИ ТОКА ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУР

На основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости получены поля температур и температурных напряжений, в которых выделены зоны, где образуются наноструктуры. Для большого количества различных ионов их норм и зарядов от 1 до 3 получена зависимость объема наноструктуры и диапазон глубин, на которых реализуются наноструктуры, от энергии и заряда ионов.

Ключевые слова: наноструктура, температура, температурные напряжения, размер зерна, плотность тока.

Введение. Для получения нанокристаллических структур на поверхности, как известно, необходимо создание определенных температур (или скорости ее нарастания), давлений в нужном объеме и наличие атома металла, вокруг которого формируется наноструктура.

За счет действия ионов различных сортов, энергий, зарядности, плотностей токов есть возможность сохранения достаточных температур (за счет соответствующего распределения температур температурного поля по глубине обеспечивается высокая средняя температура), в то же время, выбирая расположение поля по глубине (варьируя энергии, зарядности и сорт частиц), обеспечиваем высокие градиенты температур. Следовательно, в довольно большом объеме материала будут действовать значительные по величине напряжения, т.е. будут выполняться условия для получения кристаллических структур.

Работа выполнялась в рамках программы Министерства образования и науки, молодежи и спорта Украины "Новые и ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе" (подсекция 13) "Аэрокосмическая техника и транспорт" и по темам "Создание физико-технических основ повышения качества материала аэрокосмических конструкций" и "Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники", а также в рамках хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Анализ основных достижений и литература. Как показано в работах [1–10], действие заряженных частиц на конструкционные материалы приводит к появлению в материале на глубине довольно высоких температур

при действии индивидуальных ионов разных сортов, и в зоне теплового воздействия есть вероятность появления температурных напряжений значительной величины, что подтверждает возможность появления локальных зон, где достигаются условия возникновения наноструктур.

Для того чтобы такие условия реализовались в значительном объеме (действие высоких температур и напряжений), также необходимо обеспечить максимальное заполнение поля температур с повышенными температурами и в то же время сохранить зоны с максимальными градиентами температур, когда реализуются высокие значения температурных напряжений. Очевидно, простым увеличением плотностей ионного тока этого достичь будет нельзя, так как с ростом плотности тока градиенты температур в зоне действия соседних частиц снижаются, а следовательно, снижаются величины температурных напряжений и условия образования наноструктур не выполняются.

Поэтому, несколько модернизировав модель действия индивидуальных частиц на конструкционные материалы [1–10], получим модель, учитывающую необходимые факторы (в частности, в модели не учитывались зарядность иона и характер их сложного взаимовлияния в довольно большом рассматриваемом объеме).

Постановка задачи и цель исследований. Приняв в качестве критериев получения наноструктур требуемый диапазон температур, скоростей нарастания температур, давлений (температурных напряжений) и наличие катализатора [1], можем рассмотреть возможность получения наноструктур в зависимости от физических и технологических параметров потоков при обработке.

Материалы исследований. Величина объема наноструктур при единичном действии иона дает возможность прогнозировать требуемую плотность ионного тока в потоке для полного заполнения слоя, где возможно образование для этого иона соответствующего сорта, энергии и заряда. Так, на рис. 1 представлены зависимости объема нанокластера от зарядового числа z и энергии E для ионов: C, B, N – a ; Al – b ; Ti, V, Cr – c , аналогичные зависимости для ионов Fe, Ni, Co – на рис. 3, a ; Y, Zr, Nb, Mo – рис. 2, b ; Hf, Ta, W, Pt – рис. 2, c . Видно, что с ростом энергии ионов и их зарядов реализуется существенный рост объемов, заряд же ионов влияет меньше.

Результаты исследований. Полученные зависимости будут необходимы для определения потребной плотности тока соответствующего сорта, заряда и энергии для полного заполнения слоя наноструктурами, а, выбрав необходимые энергии, заряды и сорта ионов для получения наноструктур в основном требуемой толщины, аналогично проводим оценки требуемых плотностей токов в каждом слое.

Зная объем, занимаемый наноструктурой при соответствующих энергиях, сортах и зарядах ионов и диапазон глубин, на которых этот объем находится, очевидно можно оценить плотность ионного тока.

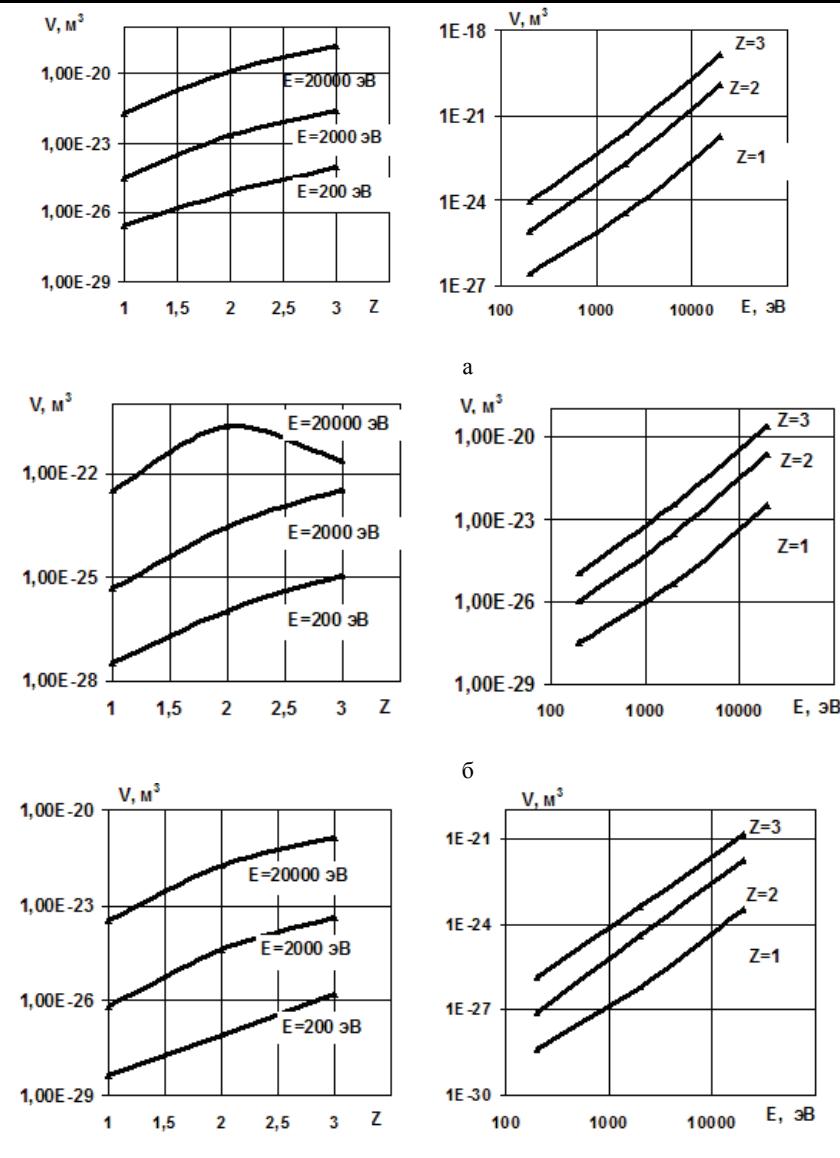


Рис. 1 – Залежність об'єму, в якому реалізуються наноструктури, від зарядового числа і енергії іонів: а – C, B, N; б – Al, Ti, V, Cr

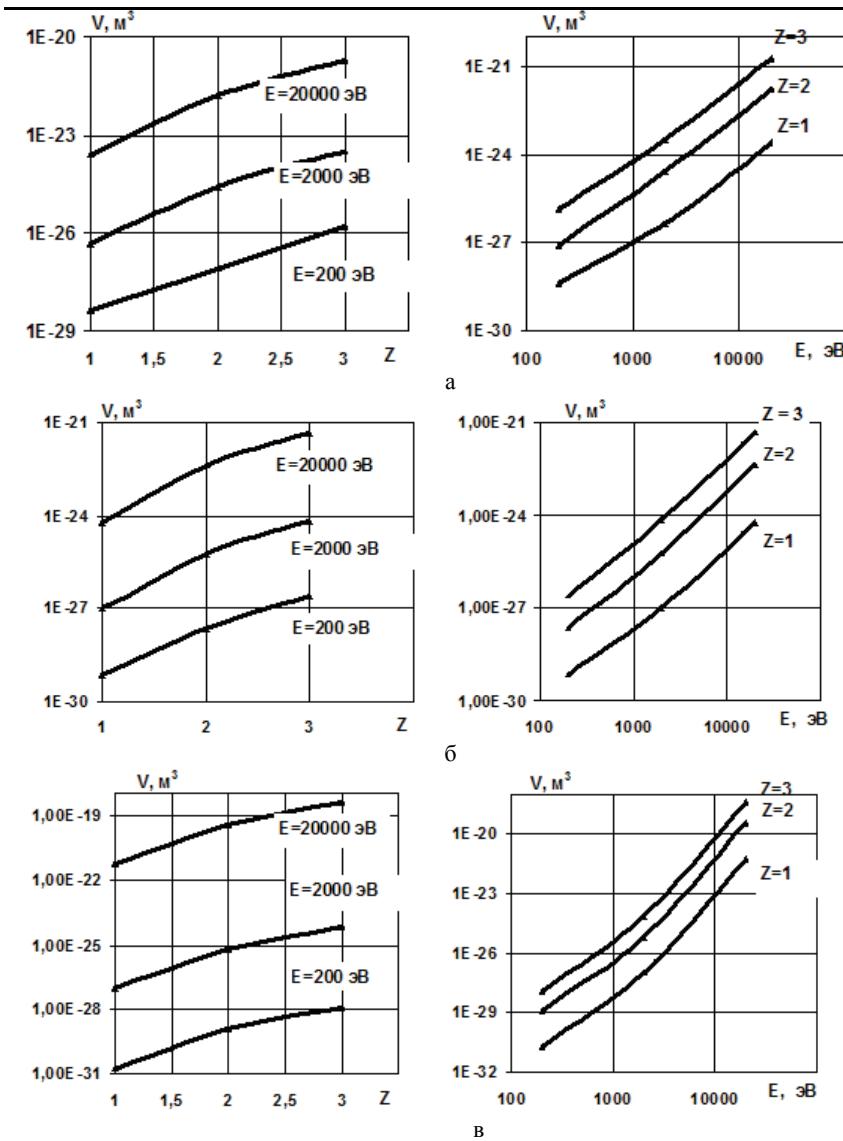


Рис. 2 – Зависимость объема наноструктур от заряда и энергии ионов:
а – Fe, Ni, Co; б – Y, Zr, в – Mo, Hf, Ta, W, Pt

Тогда по известным диапазонам глубин залегания зон, где образуются наноструктуры, выбираем энергии, сорта и зарядности ионов для полного заполнения объема по глубине, т.е. так, чтобы они дополняли друг друга. Далее определяем плотность тока каждого из сортов иона и заряда, чтобы

максимально заполнить необходимый объем поверхностного слоя детали наноструктурами (желательно, чтобы окончание первого слоя было началом второго, окончание второго – началом третьего слоя, и так далее). Тогда для любого i -го слоя плотность тока определяется как

$$j_i = \frac{h_{i2} - h_{i1}}{V_{HCi}} z_i e,$$

где h_{i1} и h_{i2} – начальная и конечная координаты зоны, где реализуются наноструктуры для i -го иона (рис. 3 – 10); V_{HCi} – объем зоны, где образуются наноструктуры; z_i – зарядовое число i -го иона; e – заряд электрона.

Зная j_i , V_{HCi} , h_{i1} , h_{i2} и z_i и выбрав E_i , мы можем сформировать необходимое количество потоков ионов, позволяющих получить наноструктурированный слой требуемой толщины, а с учетом технической задачи формирования немоноэнергетичных разнозарядовых потоков ионов можно решить задачу по технологическим параметрам ионной обработки.

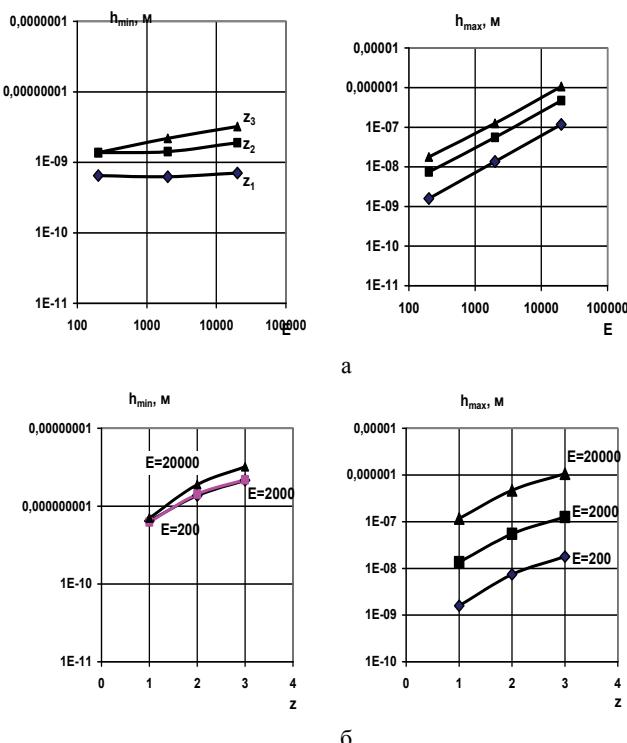


Рис. 3 – Зависимость минимальной h_1 и максимальной h_2 глубины получения нанослоя от: а – энергии ионов; б – заряда ионов (ионы С, В, N).

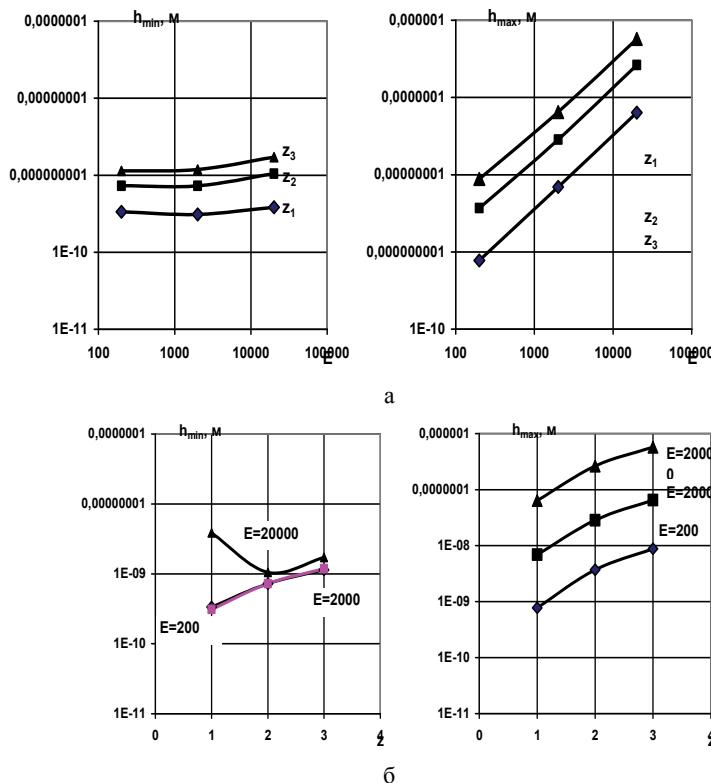


Рис. 4 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослоя від: а – енергії іонів; б – заряду іонів (іона Al)

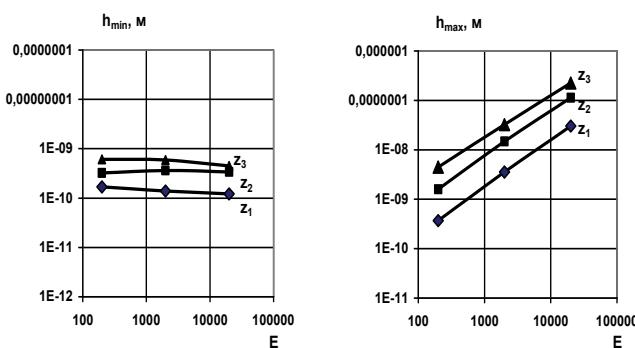


Рис. 5 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослоя від енергії іонів (іоны Ti, V, Cr)

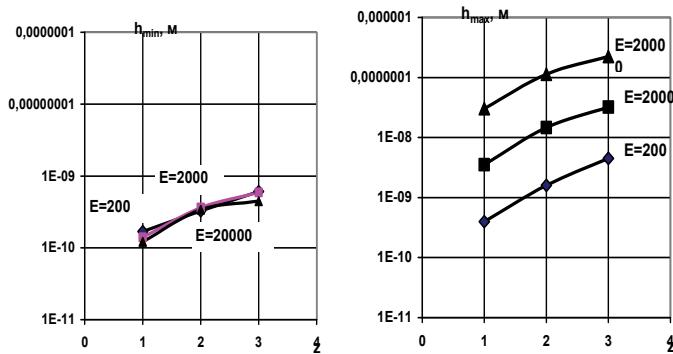


Рис. 6 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослію від заряду іонів (іоны Ti, V, Cr)

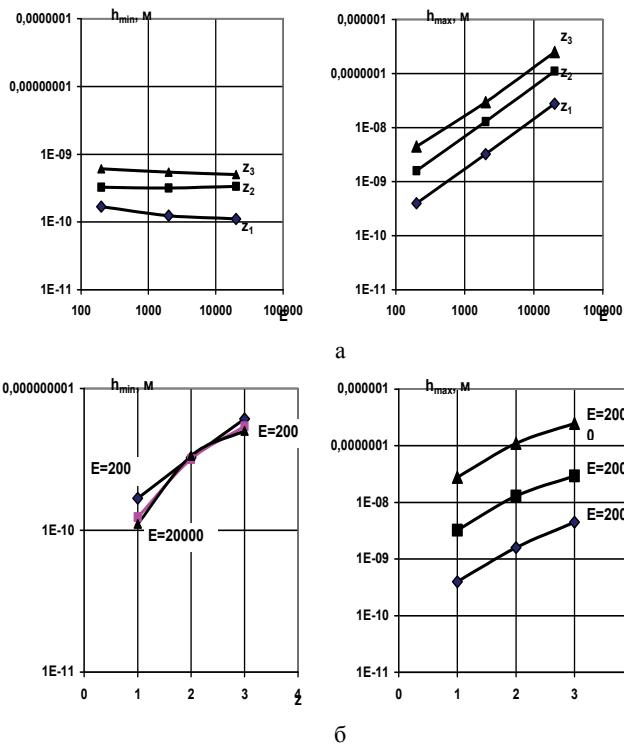


Рис. 7 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослію від : а – енергії іонів; б – заряду іонів (іоны Fe, Ni, Co)

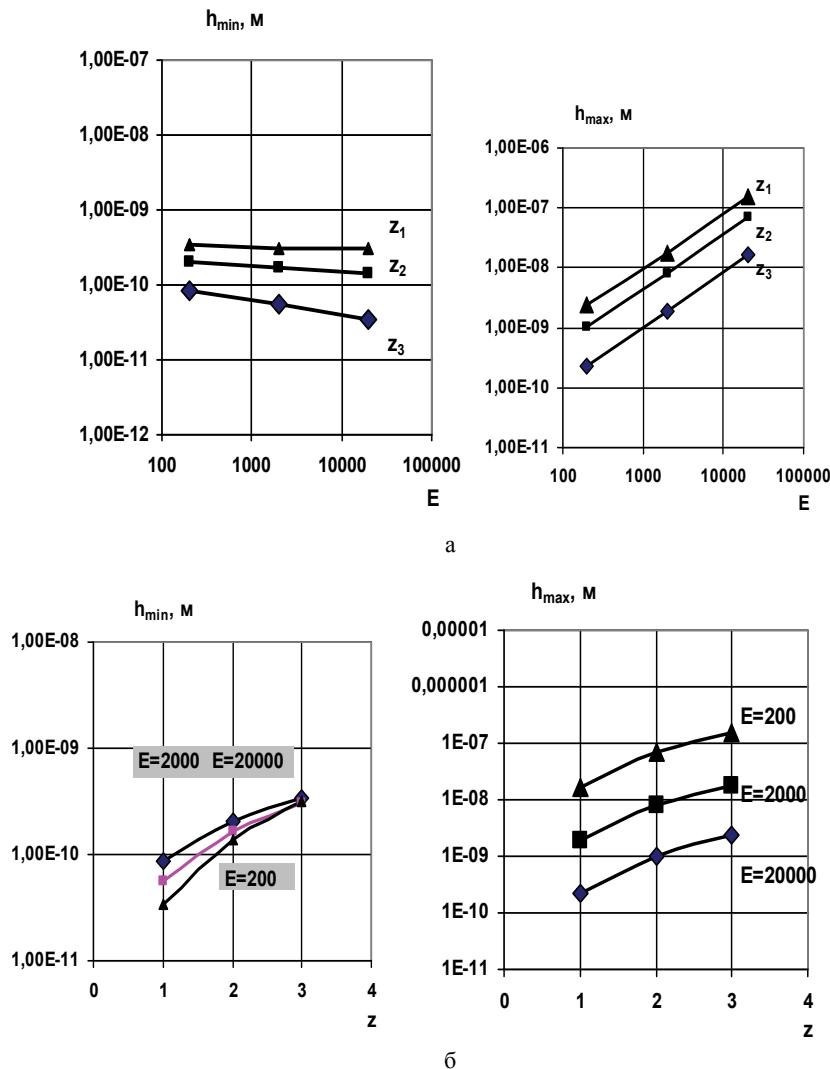


Рис. 8 – Залежності мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослів від: а – енергії іонів; б – заряда іонів (іони Y, Zr, Nb, Mo)

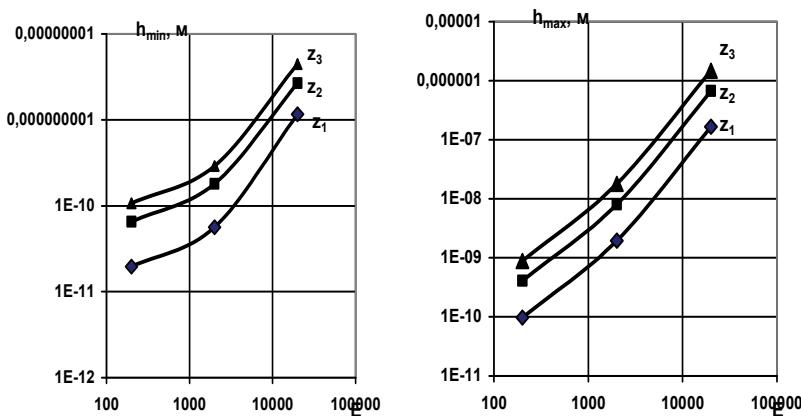


Рис. 9 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослоя від енергії іонів (іоны Hf, Ta, W, Pt)

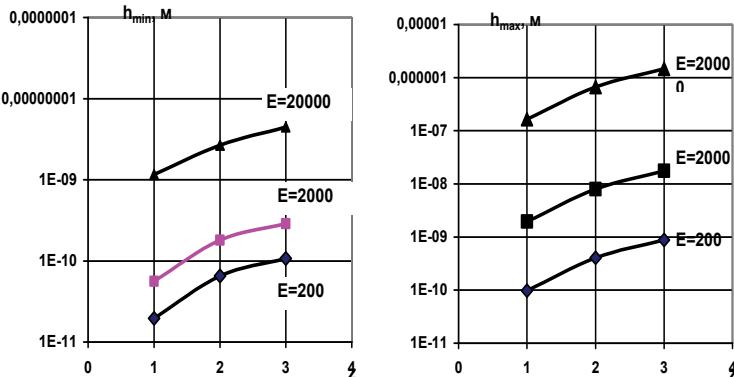


Рис. 10 – Залежність мінімальної h_1 і максимальної h_2 глибини отримання нанослоя від заряду іонів (іоны Hf, Ta, W, Pt)

Выводы.

1. На основе исследования влияния энергии, сорта и заряда иона показана возможность получения плотности ионного тока, при которой можно обеспечить вероятно максимально возможное заполнениеnanoструктурами слоя на диапазоне глубины (минимальной и максимальной (n_1 и n_2) залегания nanoструктуры).
2. Показана возможность получать слои nanoструктур необходимой и толщины за счет применения потоков ионов с разной энергией, зарядом и сортом.
3. Конструирование nanoструктур с помощью различных потоков ионов, обеспечивается таким образом: максимальная глубина первого слоя должна быть близка к минимальной глубине второго слоя и так далее.

Список літератури: 1. Костюк, Г.И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр./ Г.И. Костюк. –К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инноваций технологий, 2012. – 648 с. 2. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн.1: Физические процессы плазменно-ионных, ионно-лучевых, плазменных, светолучевых и комбинированных технологий. – 596 с. 3. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – Кн. 2: Справочник для расчета основных физических и технологических параметров, оценки возможностей, выбора типа технологий и оборудования. – 482 с. 4. Костюк, Г.И. Наноструктуры и нанопокрытия: перспективы и реальность [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 5. Костюк, Г.И. Научные основы создания современных технологий [Текст]: учеб. пособие / Г.И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2008. – 552 с.

Поступила в редколлегию 20.06.2012

УДК 539.2

Исследование влияния энергии ионов, их сорта и заряда на величину объема наноструктуры и эффективной плотности тока для получения наноструктур / Г.И. Костюк, Е.Г. Костюк, Л.В. Лобанова // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.165-174. – Бібліог.: 5 назв.

На основі вирішення сумісної задачі теплопровідності та термопружності одержано поля температур і температурних напружень, у яких виділено зони, де утворюються наноструктури. Для широкого кола різних іонів і їх зарядів від 1 до 3 одержано залежності об'єму наноструктур і діапазон глибин, на яких реалізуються наноструктури, від енергії та заряда іонів.

Ключові слова: наноструктура, температура, температурні напруження, розмір зерна, густина струму.

On the basis of the joint decision problem of heat conduction and thermoelasticity obtained temperature field and thermal stresses, which highlighted areas where nanostructures formed. For a large number of different ions to the rules and charges from 1 to 3 were obtained depending on the volume of the nanostructure, and the range of depths in which nanostructures are implemented on the energy and ion charge, determined the effective current density.

Keywords: Nanostructure, temperature, thermal stresses, grain size, the current density.

A. H. ШЕЛКОВОЙ, д-р техн. наук, проф., НТУ «ХПІ»;
B. С. ГРУШКО, магистр, НТУ «ХПІ».

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОДУКТИВНОСТИ И НАДЕЖНОСТИ ОБРАБОТКИ КОРПУСНЫХ ДЕТАЛЕЙ В ГПС КРУПНОСЕРИЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Предлагается метод исследования продуктивности и надежности обработки детали «Корпус редуктора» в гибкой производственной системе крупносерийного производства на базе станка 6Н12ПБ и гибкого производственного модуля МА2765М3Ф4 с использованием специальных инженерных программ.

Ключевые слова: гибкое автоматизированное производство (ГАП), электронно-вычислительная техника (ЭВМ), числовое программное управление (ЧПУ), роботизированный технологический комплекс (РТК), гибкий производственный модуль (ГПМ), производственный модуль (ПМ), производственная система (ПС), технологический процесс (ТП), управляющая программа.

Введение. Современное развитие ГАП на основе ЭВМ и ЧПУ ставит инженерные задачи, которые упираются на новые базовые технологии, обеспечивающие выпуск конкурентоспособной продукции и ориентированные на высокие технологии. А именно комплексно-автоматизированное производство создает условия для одновременного достижения высокой производительности, сопоставимой с возможностями автоматических поточных линий и технологической гибкости, обеспечиваемой в основном участием человека в производственном процессе. Это является особенно важным фактором в крупносерийном производстве. [1–3]

Цель исследования и постановка задачи. Основной целью исследования является повышение производительности участка механической обработки резанием детали «Корпус редуктора» на основе применения групповых методов обработки в условиях крупносерийного производства на ГПМ МА2765М3Ф4. Для достижения поставленной цели решались следующие задачи: выполнялся анализ информационных источников по данной тематике; разрабатывалась технологическая документация для обработки детали «Корпус редуктора» в условиях крупносерийного автоматизированного производства; была выбрана технологическая оснастка для базирования и транспортирования объекта обработки; осуществлен выбор основное и вспомогательное технологическое оборудование; выполнялось моделирование системы изготовления детали «Корпус редуктора»; нормировался процесс обработки изделия «Корпус редуктора» на ГПМ МА2765М3Ф4.

Материалы исследований. В качестве материалов исследования используются деталь «Корпус редуктора» (рис.1), универсальный вертикально-фрезерный станок модели 6Н12ПБ, а также ГПМ МА2765М3Ф4.

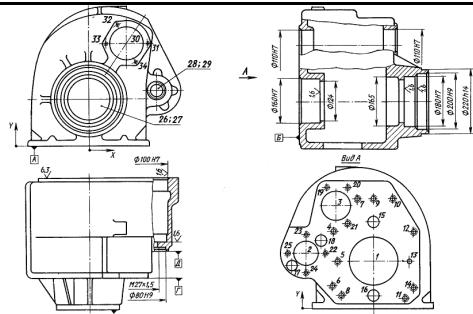


Рис. 1 – Деталь «Корпус редуктора»

Результаты исследований. На базе подготовленных исходных данных в системе «Pro edit» были разработаны имитационные модели гибких обрабатывающих модулей. В результате в системе «GPS» была разработана имитационная 2D модель гибкой производственной системы. Это дало возможность провести анализ эффективности обработки ГПС – оценить уровень загрузки технологического оборудования, оценить энергетические затраты ГПС и эффективность использования ГПС по коэффициенту полезного действия, провести анализ процесса синтеза маршрута обработки детали «Корпус редуктора» (рис.2 – 3).

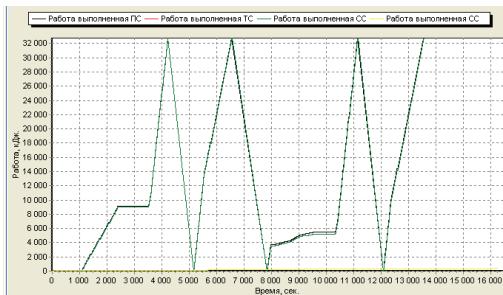


Рис.2 – График затрат энергии в ПС

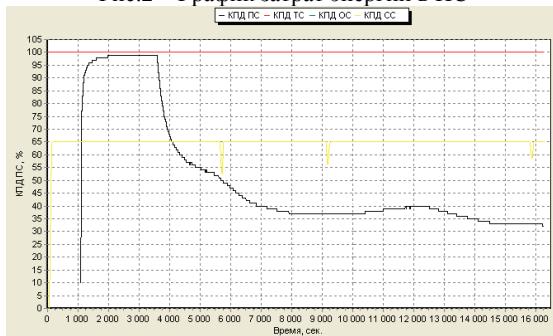


Рис.3 – График КПД ПС

Выводы. В результате исследований был проведен выбор основного и вспомогательного инструмента для обработки детали «Корпус редуктора» на ГПС МА2765М3Ф4, рассчитаны режимные характеристики для выбранного инструмента, разработана размерная цепь обработки детали, получена технологическая документация процесса обработки, создана управляющая программа обработки детали, создано трехмерное имитационное моделирование процесса обработки детали «Корпус редуктора», проведен анализ эффективности работы ГПС. Все это было выполнено при помощи специальных инженерных программ, что позволило сократить время для расчетов, более точно представить сам процесс обработки, получить более точные результаты исследований, и эти факторы являются серьезным стимулом для дальнейшего развития полной автоматизации машиностроения.

Список литературы: 1. Промышленные роботы в машиностроении. Альбом схем и чертежей: Учеб. пособие для технич. ВУЗов/ Под общ. ред. Ю.М. Соломенцева. -М.: Машиностроение, 1986. - 140 с. . 2. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т.1/Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова.-4-е изд., перераб. и доп.-М.:Машиностроение, 1985. 656 с., ил 3. Общетехнический справочник/Под ред. Е.А. Скороходова — 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Машиностроение, 1982, — 415 с.

Поступила в редколлегию 29.10.12

УДК 519.2

Исследование продуктивности и надежности обработки корпусных деталей в ГПС крупносерийного производства / А. Н. Шелковой, В. С. Грушко // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Технології в машинобудуванні. – Х. : НТУ «ХПІ», 2012. – № 53(959). – С.175-177. – Бібліogr.: 3 назв.

Пропонується метод дослідження продуктивності та надійності обробки деталі «Корпус редуктора» у гнучкій виробничій системі багатосерійного виробництва на базі верстата 6Н12ПБ і гнучкого виробничого модуля МА2765М3Ф4 з використанням спеціальних інженерних програм.

Ключові слова: гнучке автоматизоване виробництво, електронно-обчислювальна техніка, числове програмне керування, роботизований технологічний комплекс, гнучкий виробничий модуль, виробничий модуль, виробнича система, технологічний процес, керуюча програма.

Propose a method of research productivity and reliability of the parts "Gear box" in a flexible manufacturing system based on mass production and machine 6N12PB Flexible Manufacturing System MA2765M3F4 using special engineering programs.

Keywords: flexible manufacturing , computer technology, computer numerical control, a robotic processing facility, a flexible manufacturing cell, a manufacturing module, a production system, process, the control program.

УДК 621.923.

В.В. КОЛОМИЕЦь, докт. техн. наук, проф., Харків;

В.А. ФАДЕЕВ, докт. техн. наук, проф., Харків;

О.С. КЛЕНОВ, Харків.

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССОВ ТРЕНИЯ И ДИНАМИКИ ПРИ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ ВТ-22 И ОТ4

Організаційна оцінка оброблюваності різанням титанових сплавів ВТ-22 і ОТ4, значення коефіцієнта тертя і сил різання.

Organizational assessment of machinability of titanium alloys VT-22 and OT4, coefficient of friction and cutting forces.

Организационная оценка обрабатываемости резанием титановых сплавов ВТ-22 и ОТ4, значение коэффициента трения и сил резания.

Проведенные рядом авторов исследования по обрабатываемости титановых сплавов [1, 2, 3] инструментами из различных материалов показывают, что наиболее эффективны при их обработке синтетические поликристаллические алмазы типа карбонадо (АСПК) и баллас (АСБ). Установлено, что их работоспособность во многом зависит от геометрии инструментов, режимов резания и выбранной СОЖ. При обработке титановых сплавов ВТ6 и ВТ22 [3] рекомендуют применять увеличенные задние углы α (16-200), при небольших отрицательных передних углах α (-5÷-80), малых главных углах в плане ϕ (30-400) и зачистных кромках $l_f=0,1÷0,15\text{мм}$. При этом рекомендуется скорость резания 1,5-2,0 м/с, подача 0,02-0,04 мм/об и глубина резания 0,15-0,35 мм с применением маловязкого неактивного масла МР-4. При этих условиях обработки стойкость резцов из карбонадо составляет 600-800 мин.

Однако проведенные исследования в основном констатируют обрабатываемость титановых сплавов без научного обоснования процессов происходящих в контакте инструмента с деталью. Поэтому в данной работе ставилась задача исследовать вопросы трения и динамики при обработке титановых сплавов и установить их влияние на обрабатываемость сплавов ВТ-22 и ОТ4. Исследовалась зависимость коэффициентов трения от скорости трения-скольжения и контактного давления инденторов из АСПК-2 и титанового сплава ВТ-22 $\sigma_b=1100-1150\text{МПа}$.

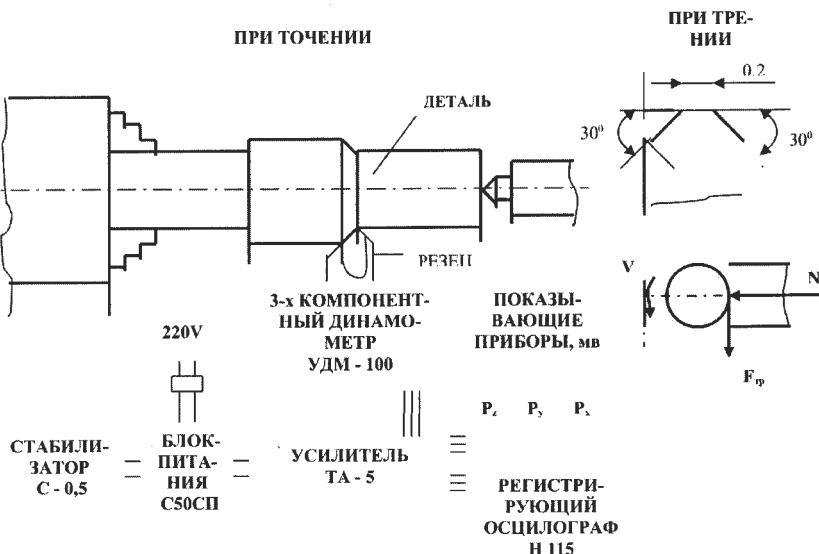


Рис. 1. Схема моделирующей установки для определения коэффициентов трения и измерения сил резания.

На рис.1 приведена схема моделирующей установки, которая применялась при определении коэффициентов трения и сил резания. Инденторы и резцы из АСПК-2 изготавливались на заточном станке с помощью кругов из синтетических алмазов и доводились на чугунном диске, маркированном алмазной пастой.

На рис.2 приведены зависимости коэффициента трения μ от скорости трения-скольжения V и от контактного давления q пары АСПК-2-ВТ-22. Из приведенных зависимостей видно, что с увеличением скорости трения-скольжения от 0,7 до 5м/с величина коэффициента трения имеет экстремальный характер зависимости. Сначала с увеличением скорости до 1,2м/с коэффициент трения возрастает до 0,65, а затем с увеличением скорости до 2,5м/с его величина уменьшается до 0,4, что можно объяснить влиянием нароста, с увеличением скорости который исчезает. Дальнейшее увеличение скорости трения-скольжения приводит к увеличению температуры в зоне контакта и образованию условий схватывания трущихся пар, т.е. на величину коэффициента трения оказывают мгновенный адгезионный износ, который и приводит к росту коэффициента трения от 0,4 до 0,7.

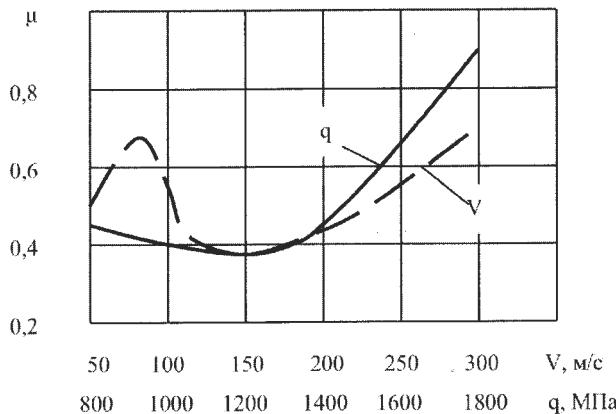


Рис. 2. Влияние скорости резания V м/с и контактного давления q Мпа на коэффициент трения μ .

Приведенная зависимость величины коэффициента трения от контактного давления также носит экстремальный характер с минимумом при контактном давлении 1000-1200МПа, которое наблюдается при скоростях трения-скольжения, при которых были минимальным и коэффициент трения в зависимости $\mu=f(v)$. Опытами установлено, что именно такие контактные давления 1000-1200МПа возникают при чистовом точении, следовательно, они и приводят к малым коэффициентам трения и, следовательно, к малым силам резания, от которых и зависит обрабатываемость титановых сплавов.

На рис.3 приведены зависимости составляющих сил резания от подачи и глубины резания, при чистовом точении титанового сплава ВТ-22 резцами из АСПК-2. Из расположения графиков видно, что увеличение и подачи и глубины резания приводит к увеличению всех составляющих сил резания. Однако, увеличение подачи в большей степени приводит к увеличению составляющих сил резания, что можно объяснить большими контактными давлениями, которые возникают с увеличением подачи и приводят к большим коэффициентам трения и силам резания. Поэтому при чистовом точении титановых сплавов резцами из АСПК-2 весь припуск желательно снимать за один проход с малой величиной подачи.

При исследовании обрабатываемости титанового сплава ОТ4 сравнительно невысокой прочности ($\sigma_b=600-900$ МПа) применялась такая же аппаратура и методика измерения сил резания как и при точении сплава ВТ-22. Однако в данном случае опыты проводились

резцами из алмазов ДАП, АСПК-2 и АСБ и для сравнения резцами из твердого сплава ВК8 [4]. Геометрические параметры всех резцов были одинаковы: $\gamma=-50$; $a=a_1=160$; $\varphi=400$; $\varphi_1=200$; $\varphi_0=00$; $l_f=0,2\div0,3$ мм.

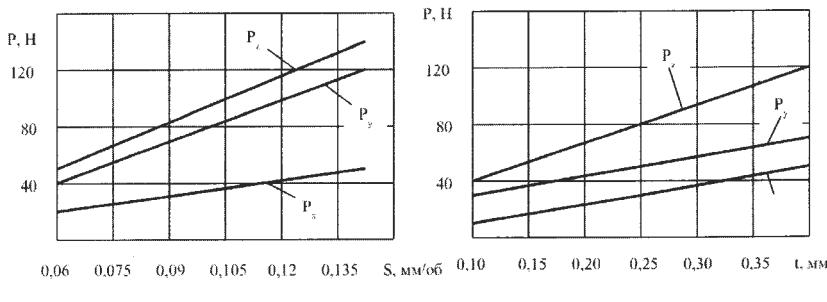


Рис. 3. Влияние: а) подачи S , мм/об; б) глубины резания t , мм, на силы резания P_z , R_y , R_x .

Одной из особенностей динамики при обработке титанового сплава ОТ-22 резцами из АСПК-2 является то, что сила резания, из-за мало площади контакта стружки с передней поверхностью резца, сосредотачивается на узкой кромке резца. При этом, резко в 2-3 раза возрастает удельная сила на единицу длины режущего лезвия.

Малая площадь контакта стружки, сочетаясь с достаточно высокой прочностью титанового сплава ВТ-22, приводит к большим нормальным контактным давлениям. Повышенная твердость стружки, которая увеличивается в процессе ее деформации, приводит к повышенному износу режущей кромки, которая еще больше увеличивает удельную силу резания. Поэтому при обработке таких титановых сплавов как ВТ-22, которые имеют сравнительно низкую теплопроводность, в зоне резания возникают высокие температуры резания, вызывающие явления скватывания, т.е. адгезийный износ режущих кромок.

Из приведенных данных видно, что при обработке такого высокопрочного титанового сплава наблюдаются увеличенные значения составляющих R_y и R_x силы резания, что приводит к сосредоточению силы резания в основном на режущей кромке, что и вызывает ее быстрый износ. Кроме того, проведенными ранее опытами установлено, что увеличенные удельные силы резания вызывают увеличенные температуры в зоне резания, которые сильно снижают прочность срезаемого слоя, что в некотором смысле приводит к улучшению обрабатываемости высокопрочных титановых сплавов.

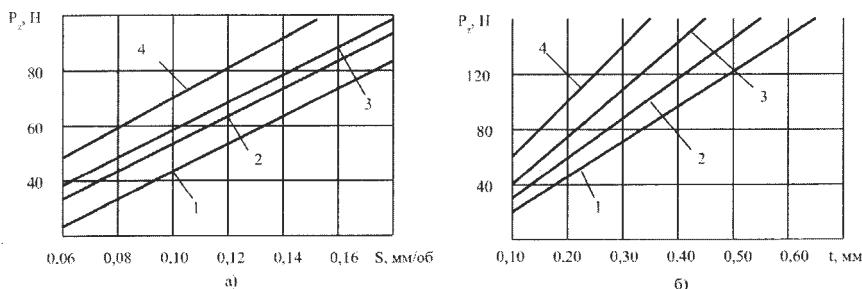


Рис. 4. Влияние: а) подачи S , мм/об; б) глубины резания t , мм, на вертикальную силу резания P_z при точении OT4 резцами из: 1 – ДАП; 2 – АСПК-2; 3 – АСБ; 4 – ВК8 при $V_{1,2,3}=1,5$ м/с; $V_4=0,7$ м/с; $t=0,2$ мм и $S=0,10$ мм/об.

При исследовании зависимости $P=f(S)$ величина глубины резания была постоянной $t=0,2$ мм, а при исследовании зависимости $P=f(t)$ величина подачи была постоянной $S=0,1$ мм/об при скорости резания $V=1,5$ м/с при точении резцами из СТМ и $V=0,7$ м/с при точении резцами из ВК8.

Результаты исследования представлены на рис.4. Из расположения графиков видно, что наименьшие величины силы P_z наблюдаются при точении двухслойными алмазными пластинами ДАП, а наибольшие величины сил резания наблюдаются при точении резцами из твердого сплава ВК8. Это можно объяснить тем, что ДАП имеют наименьшую величину коэффициента трения и наименьшую величину радиуса округления режущих кромок, что и приводит к меньшим (на 50-60% по сравнению с ВК8) силам резания. При этом эти силы по величине значительно меньше, чем при таком же точении ВТ-22.

Проведенными опытами установлено, что характер зависимости силы резания от подачи и глубины резания одинаков для всех исследуемых инструментальных материалов, а величина из различная, что можно объяснить различными коэффициентами трения радиусами округления режущих кромок и характером контактного взаимодействия трущихся пар. При износе резцов из СТМ при точении титановых сплавов наблюдается превышение радиальной силы РУ над тангенциальной силой РZ, что отрицательно влияет на точность обработки. Этую особенность процесса необходимо учитывать при окончательных операциях изготовления деталей.

Таким образом, в результате проведенных исследований выявлены особенности обрабатываемости титановых сплавов ВТ-22 и

ОТ4 и установлено, что обрабатываемость ВТ-22 оцениваемая силами резания трудная, а ОТ4 – легкая.

Список литературы:

1. Лоладзе Т.Н., Бокучава Г.В. О рациональных областях применения инструментов из синтетического алмаза и кубического нитрида бора. // Синтетические алмазы, вып.3. – К., 1975.
2. Обработка резанием жаропрочных, высокопрочных и титановых сплавов. // Под ред. Н.И. Резникова. – М.: Машиностроение, 1972.
3. Аранзон М.А. Точение сталей и сплавов резцами из синтетических сверхтвердых материалов. – Куйбышев: КПИ, 1977.
4. Коломиец В.В. Новые инструментальные материалы и области их применения. – К.: УМКВО, 1990. – 64с.

ЗМІСТ

М.М. ПІДГАЄЦЬКИЙ, К.К. ЩЕРБИНА Гідростатичний хон для обробки отворів малих діаметрів	3
О. В. КОТЛЯР Дослідження точності багатоінструментної обробки	11
А.В. ФЕСЕНКО, Ю.Н. ЛЮБИМЫЙ, М.И. ГАСАНОВ Особенности обработки жидкостей в роторных активаторах	19
Ф.В. НОВИКОВ, И.Е. ИВАНОВ Определение условий уменьшения силовой напряженности процесса шлифования	31
И. В. ГЕРШИКОВ Оценка технологических возможностей глубинного шлифования конусным кругом по температурному критерию	36
А. А. АНДИЛАХАЙ Условия повышения производительности абразивной обработки	42
Ф. В. НОВИКОВ, В. И. ПОЛЯНСКИЙ, И. А. РЯБЕНКОВ Повышение производительности шлифования при низкой жесткости технологической системы	48
Г.А. КРУТИКОВ, М.Г. СТРИЖАК Розробка пневматичної системи керування на основі електропневматичного перетворювача з пропорційним електрокеруванням	54
Г.Л. ХАВИН Разрушение и изнашивание режущих кромок инструмента при механической обработке полимерных композиционных материалов	66
А. Н. УШАКОВ Исследование влияния параметров процесса шлифования на толщину слоя, снимаемого единичным зерном абразивного круга	72
Е.В. НАБОКА, О.Ю. ПРИХОДЬКО Системы контроля металлорежущего оборудования	81
В. С. ГАПОНОВ, Ю. Д. МУЗЫКИН, В.В. ТАТЬКОВ, Г.Г. КУЛИК Особенности прогнозирования усталостной прочности болтового соединения, установленного в роторной системе	88
В. С. ГАПОНОВ, Ю. Д. МУЗЫКИН, В.В. ТАТЬКОВ, Г.Г. КУЛИК Анализ технических решений, обеспечивающих контролируемую предварительную затяжку резьбовых соединений	92
А.Н. ШЕЛКОВОЙ, Ю.К. НОВОСЁЛОВ, Л.Б. ШРОН, В.Б. БОГУЦКИЙ Расчет параметров шероховатости поверхности при круглом наружном шлифовании	98
А .А. ПЕРМЯКОВ, Е. В. НАБОКА, О. Ю. ПРИХОДЬКО, С. Е. СЛИПЧЕНКО Сети Петри как моделирования компоновок сложноструктурного агрегированного технологического оборудования ..	110

Г.И. КОСТЮК, С.С. ДОБРОТВОРСКИЙ, В.А. ФАДЕЕВ Эффективные технологические параметры потоков ионов разных сортов, энергий, зарядов и плотностей токов для получения наноструктур	116
Г.И. КОСТЮК, А.Н. КОСТЮК, А.В. ФАДЕЕВ Исследование влияния атомной массы иона на размер зерна и число частиц в нанокластере	121
Г.И. КОСТЮК, Т.А. ПОСТЕЛЬНИК, Р.В. ВОРОПАЙ Исследование влияния скорости резания и подачи на эффективность обработки закаленной стали шх15	127
І.А. ДМИТРУК, Р.Й. КОГУТ, О.М. ПЕЧЕНІК, В.С. ПОХОЛЬЧЕНКО, В.Г. САЛЬНИКОВ, М.Е. ТЕРНЮК Формування та відбір заходів до регіональних програм енерго збереження у машинобудуванні та будівництві	136
В.А. СОРОКИН, А.К. ШАПОШНИКОВ Умови зшивки сплайнової кривої по кривизні та крутінню при автоматизації технологічної підготовки виробництва	140
Г.И. КОСТЮК, А.Н. КОСТЮК, Е.В. ВОЛЯК Влияние сорта, заряда и энергии иона на число частиц в нанокластере	145
Г.И. КОСТЮК, В.Н. ПАВЛЕНКО Температурные напряжения в зоне действия ионов разных сортов, зарядов и энергий и их влияние на образование наноструктур	150
А.В. ЛОСЕВ, А.А. КОРОСТЕЛЕВА, Е.В. СТУЛОВ, В.Л. МАЛАШЕНКО Автоматизация работы оборудования для термоимпульсной обработки на базе компьютерного управления	157
Г.И. КОСТЮК, Е.Г. КОСТЮК, Л.В. ЛОБАНОВА Исследование влияния энергии ионов, их сорта и заряда на величину объема наноструктуры и эффективной плотности тока для получения наноструктур	165
А. Н. ШЕЛКОВОЙ, В. С. ГРУШКО Исследование производительности и надежности обработки корпусных деталей в гпс крупносерийного производства	175
В.В. КОЛОМИЕЦ, В.А. ФАДЕЕВ, О.С. КЛЕНОВ Влияние процессов трения и динамики при обработке резанием титановых сплавов ВТ-22 И ОТ4	178

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**ВІСНИК
НАЦІОНАЛЬНОГО ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ
«ХПІ»**

Збірник наукових праць

Серія:
Технології в машинобудуванні

№ 53 (959) 2012

Наукові редактори д-р техн. наук, проф. Ю.В.Тимофієв,
Технічний редактор канд. техн. наук, доц. В.В.Фролов

Відповідальний за випуск канд. техн. наук Г. Б. Обухова

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЙ: Харків, вул. Фрунзе, 21, НТУ «ХПІ».

Кафедра ТМС.

Тел.: (057) 707-66-25; e-mail: vestms@lenta.ru.

Обл.-вид № 178-12.

Підп. до друку 23.11.2012 р. Формат 60×84 1/16. Папір офсетний.

Друк офсетний. Гарнітура Таймс. Умов. друк. арк. 10,0. Облік.-вид. арк. 9,5.

Тираж 300 пр. (1-й запуск 1–100). Зам. № 1223. Ціна договірна.

Видавець і виготовлювач

Видавничий центр НТУ «ХПІ». Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта
видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р.

61002, Харків, віл. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ «ФЕД»

Свідоцтво про державну реєстрацію №23752352 від 23 жовтня 1995р.

61023, Харків, вул. Сумська, 132, тел. +38 (057) 719-67-82
e-mail: alina@tfed.com.ua