

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,  
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ  
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ  
«Харьковский Политехнический Институт»

Ministry of Education & Science, Youth & Sport of Ukraine  
National Technical University  
«Kharkiv Polytechnic Institute»

**РЕЗАНИЕ  
И  
ИНСТРУМЕНТ  
В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ**

---

**CUTTING & TOOL  
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

**Международный научно-технический сборник  
International Scientific-Technical Collection**

**Основан в 1966 г. М. Ф. Семко  
Found by M. F. Semko in 1966**

**ВЫПУСК 80  
Edition № 80**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2011 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63  
УДК 621.91

Державне видання  
Свідоцтво Державного комітету телебачення і радіомовлення України  
КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року

Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПИ",  
протокол №7 від 05.07.2011 р.

Редакционная коллегия:

*А. И. Грабченко, д.т.н. (отв. ред.), М. Д. Узунян, д.т.н. (зам. отв. ред.),  
Б. М. Арпентьев, д.т.н., Н. В. Везуб, д.т.н., Ю. Н. Внуков, д.т.н.,  
В. Л. Доброскок, д.т.н., М. Кавалец, проф., Я. Кундрак, д.т.н.,  
П. П. Мельничук, д.т.н., В. К. Старков, д.т.н., Ю. В. Тимофеев, д.т.н.,  
Р. С. Турманидзе, д.т.н., В. А. Фадеев, проф.,  
В. А. Федорович, д.т.н., Ф. Я. Якубов, д.т.н. Е. В. Балака (отв. секр.)*

В сборнике представлены научные статьи, в которых затрагиваются актуальные вопросы в области механической обработки различных современных материалов с применением высокопроизводительных технологий, новых методик, измерительных приборов для контроля качества обработанных поверхностей и высокоэффективных режущих инструментов. Затронуты аспекты оптимизации и математического моделирования на различных этапах технологического процесса.

Для инженеров и научных сотрудников, работающих в области резания материалов, проектирования режущих инструментов в технологических системах.

**Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. – Вып. 80. – 280 с.**

**Адрес редакционной коллегии:** 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21,  
Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения»  
им. М.Ф. Семко, тел. 706-41-43.

**ББК 34.63**

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов

© НТУ «ХПИ», 2011

В.С. Антонюк, д-р техн. наук, Ю.Г. Мережаний, канд. техн. наук,  
А.І. Пономаренко, Київ, Україна

## **АВТОМАТИЗОВАНИЙ МОНІТОРИНГ ТА КЕРУВАННЯ МІКРОКЛІМАТОМ ВИРОБНИЧОГО ПРИМІЩЕННЯ СКЛАДАННЯ ПРЕЦИЗІЙНИХ ПРИЛАДІВ**

*Розглянуто забезпечення спеціальних умов технологічного процесу складання та регулювання приладів та систем орієнтації і навігації. Запропоновано математичну модель параметрів мікроклімату виробничого приміщення. Розроблено автоматизовану систему контролю та керування параметрами мікроклімату приміщення для прецизійного складання приладів.*

*Рассмотрены вопросы обеспечения специальных условий технологического процесса сборки и регулирования приборов и систем ориентации и навигации. Предложена математическая модель параметров микроклимата производственного помещения. Разработана автоматизированная система контроля и управления параметрами микроклимата помещения для прецизионной сборки приборов.*

V.S. ANTONJUK, JU.G. MEREZHANIJ, A.I. PONOMARENKO  
THE AUTOMATED MONITORING AND MANAGEMENT OF A MICROCLIMATE OF AN  
INDUSTRIAL PREMISE OF ASSEMBLY OF PRECISION DEVICES

*Questions of assemblage technological process special conditions maintenance and devices regulation and orientation and navigation systems are considered. The mathematical model of industrial premise microclimate parameters are offered. It is developed the monitoring system and premise microclimate parameters management for precision assemblage of devices.*

### **Вступ**

Сучасне приладобудівне виробництво висуває досить високі вимоги, щодо забезпечення спеціальних умов технологічного процесу виготовлення, складання та регулювання, як окремих деталей та елементів приладів, так і самих приладів в цілому. Для забезпечення умов технологічного процесу дуже важливим етапом є створення певного технологічного середовища, параметри якого чітко контролюються та регулюються відповідно до технічних вимог. До основних параметрів такого технологічного середовища відносяться: концентрація аерозольних часток в повітрі, швидкість руху повітря, тиск, температура і вологість повітря.

Для створення спеціальних умов мікроклімату технологічного середовища використовуються так звані «чисті приміщення». Згідно стандарту ISO 14644-1, чисте приміщення – це приміщення, в якому контролюється рахункова концентрація аерозольних часток й яке побудовано і використовується таким чином, щоб звести до мінімуму надходження, генерацію та нагромадження часток в середині приміщення, і в якому, при необхідності, контролюються інші параметри, наприклад, температура, вологість й тиск [1]. Чисті приміщення класифікуються по ступеню чистоти повітря в них відповідними

класами чистоти, від класу 9 ISO (найнижчий) до класу 1 ISO (найвищий) Для галузі приладобудування найчастіше використовуються класи чистоти від 8 ISO до 5 ISO класу [2].

З практичного досвіду відомо, що збільшення концентрації часток пилу в повітрі негативно впливає на якість роботи гіроскопічних приладів, зменшує вибіг гіромоторів, призводить до зниження точності за рахунок зміщення мас рухомих частин, збільшує моменти тертя в опорах. Останнє є особливо важливим, оскільки інші елементи гіроскопічного приладу не дають такого впливу на зниження точності, як порушення в роботі головних опор, що може впливати на зміщення центра мас гіромотору, збільшувати динамічну нерівновагу і вібрацію ротора, збільшувати потужність яку споживає гіромотор [3].

При складанні деяких прецизійних гіромоторів використовують керамічні підшипники з робочими зазорами близько 4 мкм. В якості мастила використовується гелій-воднева суміш, що збільшує свою густину при робочих обертах, на яких працюють підшипники. При наявності часток бруду в робочих парах тертя підшипників їх нормальна робота стає практично неможливою. В таких умовах відповідальні елементи підшипників починають працювати в критичних режимах, що не дає змоги досягти необхідної точності та дуже сильно зменшує якість та ресурс кінцевого виробу. Тобто перевищення допустимої концентрації часток бруду в повітрі технологічного середовища, під час виконання прецизійних операцій складання та регулювання, фактично призводить до браку продукції.

Ще одним досить важливим параметром мікроклімату технологічного середовища є температура. Зміна температури приладу впливає на лінійні розміри деталей, жорсткість окремих елементів конструкції. При зміні температури можуть деформуватись окремі деталі конструкцій приладів із-за нерівномірних внутрішніх напружень. При низьких температурах, в наслідок зменшення зазорів в зчленуваннях і підвищення в'язкості змазки, можуть значно підвищуватись моменти тертя в опорах і навіть може відбутись заклинення механізму [3]. Також необхідним є підтримка та розподілення температури повітря по об'єму виробничого приміщення, оскільки при відсутності системи стабілізації параметрів мікроклімату, коливання температури можуть досягати 1,5 - 2 °С/м, що призводить до коливання номінальних розмірів деталей від 2 - 3 мкм [4].

**Метою роботи** є створення спеціальної автоматизованої системи моніторингу ТА керування параметрами мікроклімату виробничого приміщення, призначеного для складання прецизійних приладів, що використовуються в системах орієнтації і навігації.

Сучасний підхід до «чистого» складального виробництва прецизійних приладів полягає у створенні окремих чистих ділянок (зон), в межах виробничого комплексу, за рахунок використання боксів, або мікробоксів. Повітря в такі бокси подається не з вулиці, а з інших приміщень виробництва, попередньо очищене, певної температури та вологості, що дає значну економію коштів

за рахунок меншої потужності спеціалізованих вентиляційно-опалювальних систем та більш довготривалого терміну служби HEPA і ULPA фільтрів тонкої очистки повітря.

При складанні приладів і систем орієнтації та навігації, згідно вимог технологічного процесу, в виробничому приміщенні слід підтримувати концентрацію аерозольних часток в повітрі на рівні 8 часток на 1 літр повітря, які за своїм розміром повинні бути рівними або перевищувати 1 мкм. Згідно стандарту [1], щодо чистоти повітря для кожного з класів чистоти при складанні гіроскопічних приладів такі вимоги практично відповідають класу чистоти 6 ISO (Таблиця 1).

Таблиця 1 – Класи чистоти по зваженим у повітрі часткам для чистих приміщень і чистих зон

Клас ISO	Межі максимальних концентрацій (частки/м <sup>3</sup> повітря) часток розміром, рівним і більшим наведеного нижче, мкм					
	0,1	0,2	0,3	0,5	1,0	5,0
Клас 1 ISO	10	2				
Клас 2 ISO	100	24	10	4		
Клас 3 ISO	1 000	237	102	35	8	
Клас 4 ISO	10 000	2 370	1 020	352	83	
Клас 5 ISO	100 000	23 700	10 200	3 520	832	29
Клас 6 ISO	1 000 000	237 000	102 000	35 200	8 320	293
Клас 7 ISO				352 000	83 200	2 930
Клас 8 ISO				3 520 000	832 000	29 300
Клас 9 ISO				35 200 000	8 320 000	293 000

Для забезпечення умов технологічного процесу зі створення відповідного технологічного середовища, параметри якого чітко контролюються та регулюються запропоновано використання математичної моделі для моделювання мікроклімату.

При розробці математичної моделі, призначеної для чисельного моделювання мікроклімату виробничих приміщень, слід було виходити з таких задач: розрахунок потоку повітря всередині приміщення з розміщеним у ньому обладнанням, перегородок, джерел тепла, вологи і забруднень; розрахунок розподілення температури в приміщенні; розрахунок розподілення вологості в приміщенні; розрахунок потоків розповсюдження та концентрації забруднень в приміщенні.

В основу математичної моделі покладено систему нестационарних рівнянь Нав'є-Стокса, рівнянь переносу тепла, вологи та концентрації забруднень [5]:

$$\frac{du_1}{dt} = \frac{\partial p / \rho}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{12}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{13}}{\partial x_3},$$

$$\begin{aligned} \frac{du_2}{dt} &= \frac{\partial p / \rho}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{22}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{23}}{\partial x_3}, \\ \frac{du_3}{dt} &= \frac{\partial p / \rho}{\partial x_3} + \frac{\partial \tau_{31}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tau_{32}}{\partial x_2} + \frac{\partial \tau_{33}}{\partial x_3} + g\beta\theta, \\ \frac{du_1}{\partial x_1} + \frac{du_2}{\partial x_2} + \frac{du_3}{\partial x_3} &= 0, \\ \frac{d\theta}{dt} &= \frac{L}{C_p} \Phi + \frac{\partial H_1}{\partial x_1} + \frac{\partial H_2}{\partial x_2} + \frac{\partial H_3}{\partial x_3} + J_\theta, \\ \frac{dq}{dt} &= -\Phi + \frac{\partial P_1}{\partial x_1} + \frac{\partial P_2}{\partial x_2} + \frac{\partial P_3}{\partial x_3} + J_q, \\ \frac{dc}{dt} &= \frac{\partial C_1}{\partial x_1} + \frac{\partial C_2}{\partial x_2} + \frac{\partial C_3}{\partial x_3} + J_c, \end{aligned}$$

де  $x_i$  ( $i = 1, 2, 3$ ) – декартові координати;  $u_i$  – компоненти швидкості;  $t$  – час;  $p$  – тиск;  $\rho$  – густина повітря;  $\theta$  – температура, що відрховується від середнього значення  $\bar{\theta}$ ;  $T$  – абсолютна температура повітря;  $q$  – питома вологість;  $c$  – об'ємна концентрація домішок;  $J_\theta, J_q, J_c$  – штучні джерела тепла, вологи і забруднюючих домішок;  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера;  $\nu_u, \nu_\theta, \nu_q, \nu_c$  – коефіцієнти кінематичної в'язкості, температуропровідності, дифузії вологи і домішок;  $\Phi$  – швидкість формування рідкої фази;  $L$  – прихована теплота конденсації (або сублимації);  $q_n$  – питома вологість насичення;  $g$  – прискорення вільного падіння;  $\beta$  – коефіцієнт об'ємного теплового розширення.

При чому вважаємо, що  $\frac{d}{dt} = \frac{\partial}{\partial t} + u_j \frac{\partial}{\partial x_j}$ .

Враховуючи відносно малі розміри розрахункової області, при проведенні числових експериментів можна враховувати, що  $u_1 = u_2 = u_3 = \theta = q = c = 0$  при  $t = t_0$ .

Граничні умови при цьому будуть мати наступний вигляд:

$$u_n = 0, \quad u_\tau = 0, \tag{8}$$

$$\theta = \theta_n \quad \text{або} \quad (v_\theta + k_H) \frac{\partial \theta}{\partial n} = \tau_0, \quad \frac{\partial q}{\partial n} = 0, \quad \frac{\partial c}{\partial n} = 0, \tag{9}$$

для твердої поверхні;

$$u_\tau = 0, \quad u_n = u_m, \quad v = \theta_m, \quad q = q_m, \quad c = c_m,$$

на вході потоку в розрахункову область;

$$u_{\tau} = 0, u_n = u_{out}, \frac{\partial \theta}{\partial n} = \frac{\partial q}{\partial n} = \frac{\partial c}{\partial n} = 0,$$

на виході потоку з розрахункової області.

де  $u_{\tau}$ ,  $u_n$  – нормальна і дотична складові швидкості;  $\theta_n$  – температура на поверхні;  $\tau_{\theta}$  – тепловий потік; нижніми індексами *in* або *out* супроводжуються параметри на вході потоку в розрахункову область або виходу з неї.

На основі запропонованої математичної моделі розроблено систему автоматизованого моніторингу та керування мікрокліматом виробничого приміщення для прецизійного складання приладів.

### **Система автоматизованого моніторингу та керування мікрокліматом**

Застосування спеціалізованих систем вентиляції «прецизійного» типу регламентується технологічними умовами виробництва та вимогами стандартів ISO 9001, ISO 14644 та інших.

Основні задачі спеціалізованої системи вентиляції полягають у контролі та забезпеченні:

- заданих класів чистоти (таблиця 1);
- параметрів мікроклімату (температури й відносної вологості повітря, швидкості руху повітря тощо);
- необхідного обсягу зовнішнього повітря по санітарно-гігієнічних нормах;
- перепадів тиску між чистими приміщеннями й допоміжними зонами;
- необхідної швидкості повітряного потоку в зонах з ламінарним потоком повітря;
- часу відновлення класу чистоти після внесення забруднення в приміщення;
- видаленні шкідливих речовин, що можуть утворюватись в ході технологічного процесу.

Ці вимоги повинні виконуватися для кожного приміщення з підвищеним класом чистоти за рахунок забезпечення необхідних кратностей повітрообміну, швидкості потоку повітря, тощо. Система керування вентиляцією, в свою чергу, повинна стежити за роботою вентиляційної системи і в процесі роботи керувати вузлами вентиляційного устаткування, корегувати роботу вентиляції відповідно до заданих параметрів, а також сигналізувати про збої в роботі системи.

Система керування вентиляцією повинна забезпечувати в автоматизованому режимі виконання наступних основних функцій:

- керування процесом нагнітання та очищення приточного повітря;
- сигналізація про засмічення повітряних фільтрів вентиляції;
- контроль і сигналізація про несправності устаткування й аварійні ситуації.

Розробка автоматизованої системи управління тепловим режимом приміщення (АСУ ТРП) проводилась у відповідності з нормативними документами [7].

АСУ ТРП повинна забезпечувати:

- необхідні для нормального протікання технологічних процесів режими температури, вологості і повітряний режим у зоні розташування технологічного устаткування;
- задані значення температури, вологості й рухливості внутрішнього повітря в робочій зоні відповідно до санітарно-гігієнічних вимог;
- економію витрат паливно-енергетичних ресурсів на експлуатацію приміщення.

В основу розробки системи АСУ ТРП закладені наступні принципи:

- можливість стадійного створення системи й поетапного введення її в експлуатацію;
- термодинамічний підхід до створення математичної моделі і її ідентифікації за даними натурних досліджень;
- виявлення необхідних параметрів й особливостей теплового поведіння експлуатованого приміщення й системи опалення за допомогою експериментальних натурних досліджень і настроювання (ідентифікації) математичної моделі;
- можливість звичайного функціонування системи опалення при виході АСУ ТРП із ладу;
- відкритість системи до подальшого вдосконалення й розвитку.

Конструктивно вентиляційно-опалювальні можуть бути реалізовані по-різному, але в малих промислових приміщеннях (боксах), де необхідне і опалення, і вентиляція, в основному застосовується повітряне опалення, сполучене з вентиляцією. Важливою особливістю такої вентиляційно-опалювальної системи є відсутність великого числа громіздкого і металоємкісного опалювального обладнання, тому що гаряче повітря передає акумульоване йому тепло безпосередньо приміщенню, що опалюється, змішуючись із внутрішнім повітрям, що є особливо актуальним для приміщень невеликої кубатури.

Відповідно до СНіП 2.04.05-86 температура, відносна вологість і швидкість руху повітря у виробничому приміщенні повинні відповідати їх допустимим значенням, і залежать від характеристики приміщення та категорій робіт, що в ньому виконуються [7].

Для повітряного опалення характерно забезпечення санітарно-гігієнічних показників повітряного середовища приміщення на високому рівні, що є важливим у випадку виконання прецизійних операцій складання та регулювання, оскільки ці операції вимагають від працівників підвищеного напруження та уваги. Також вентиляційно-опалювальна система забезпечує рухливість повітря, що є сприятливим для нормального самопочуття людей, рівномірності температури в приміщенні, а також для зміни, зволоження та очищення повітря, що також відіграє особливу роль для приміщень з підвищеним класом чистоти, до яких відносяться виробничі бокси для складання прецизійних гіроскопічних приладів [8].



## Практична реалізація автоматизованої системи моніторингу та керування мікрокліматом

Блок-схему розробленої автоматизованої системи моніторингу та керування мікрокліматом виробничого приміщення, призначеного для складання прецизійних приладів представлено на рис. 1.

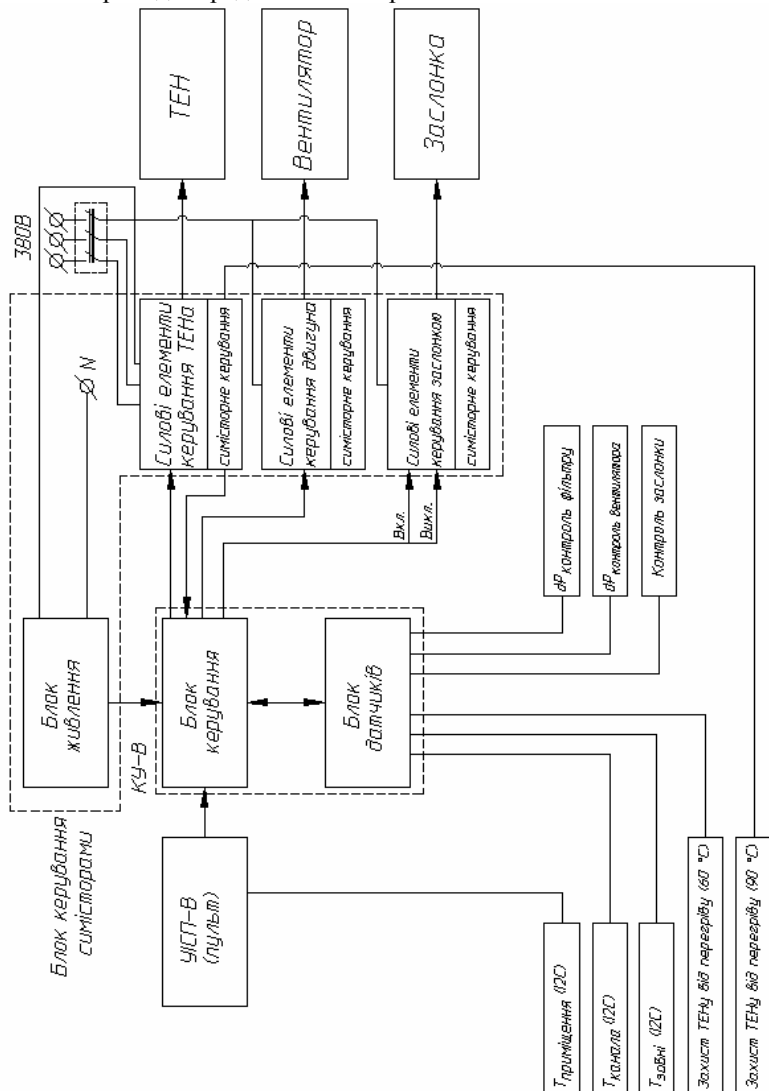


Рисунок 1 – Блок-схема системи моніторингу та керування мікрокліматом виробничого приміщення

Конструктивно система моніторингу та керування мікрокліматом виробничого приміщення складається з контролера управління вентиляцією (КУ-В), пульта управління вентиляцією (УІСП-В) та блоку керування силовими елементами вентиляційної системи (блок керування семісторами). Додатково в систему включено датчик температури приміщення, датчик температури каналу, датчик зовнішньої температури, датчики температури для захисту теплового електронагівача (ТЕН) від перегріву на 60°C і 90°C. Для контролю стану роботи приточного вентилятора та контролю ступеня засміченості фільтра тонкої очистки повітря використовуються датчики вимірювання перепаду тиску ( $dP$ ), та контроль роботи заслонки зовнішнього повітря.

В загальному випадку система фільтрації повітря працює наступним чином. Приточний вентилятор нагнітає зовнішнє повітря у систему вентиляції через фільтр, що очищає повітря від пилу. Мікропроцесорний блок, що знаходиться в блоці керування, опитує датчик тиску контролю вентилятора, що порівнює різницю тиску до приточного вентилятора і після нього, та датчик тиску контролю фільтра, що порівнює різницю тиску до повітряного фільтра і після нього, й видається сигнал на керування приточного вентилятора. Якщо порівнювана датчиками різниця тиску більше заданої, то мікропроцесорний блок видає сигнал на зупинку роботи приточного вентилятора. Якщо порівнювана датчиками різниця тиску менше заданої, то мікропроцесорний блок продовжує опитування датчиків тиску. Таким чином контролюється потік повітря, що нагнітає приточним вентилятором, а також контролюється ступінь засміченості повітряного фільтра, і в разі потреби подається сигнал про необхідність заміни фільтра. Блок живлення подає живлення на блок керування і приточний вентилятор [6].

Система очищення приточного повітря забезпечує постійний автоматичний контроль процесу вентиляції та ступінь засміченості повітряних фільтрів. Засміченість повітряного фільтра впливає на ступінь чистоти виробничого приміщення. У випадку одержання сигналу з датчиків тиску про падіння тиску повітря після приточного вентилятора або після повітряного фільтра нижче заданої межі – здійснюється зупинка роботи системи вентиляції і виконується відповідна сигналізація.

Для того щоб виключити інфільтрацію повітря в чисте приміщення із суміжних, менш чистих приміщень, системою вентиляції передбачається створення надлишкового тиску чистого повітря відносно сусідніх приміщень з меншим класом чистоти. Це досягається шляхом подачі в приміщення великої кількості повітря з необхідною швидкістю. Системою передбачається контроль ступеня перепаду тиску між чистим приміщенням та допоміжними приміщеннями. Можливе використання системи і в тому випадку, коли необхідно створювати різний тиск в декількох різних чистих приміщеннях. Наприклад, в основному виробничому приміщенні, де виконується прецизійне складання та регулювання гіроскопічних приладів, необхідно встановити та контролювати

клас чистоти 6 ISO. В той же час, технологічним процесом передбачається використання ще одного приміщення, з меншим класом чистоти – 8 ISO, для виконання доводочних операцій. Також додатково передбачається використання шлюзу (тамбуру) між основним приміщенням класу чистоти ISO 6 та допоміжним приміщенням класу ISO 8, в якому теж необхідно підтримувати клас чистоти на рівні ISO 9. В такому випадку система забезпечує необхідні каскадні перепади тиску (повітряні підпори) в кожному з приміщень.

Система підігріву приточного повітря працює наступним чином. Блок живлення забезпечує живленням всі елементи системи. Блок керування керує роботою вентилятора приточного повітря. Вентилятор нагнітає зовнішнє повітря у приміщення через ТЕН, призначений для підігріву повітря. Протягом певного часового інтервалу блок керування опитує датчик температури, встановлений до вентилятора, датчик температури, встановлений після вентилятора, та датчик температури, встановлений в приміщенні. Якщо температура на датчику температури зовнішнього повітря менше температури на датчику температури в приміщенні, блок керування включає ТЕН, якщо температура більше або дорівнює, то блок керування припиняє роботу ТЕНа. Таким чином досягається необхідне значення температури приточного повітря в приміщенні. Датчик температури в каналі додатково виконує функцію захисту нагрівача повітря від перегріву. Якщо температура на цьому датчику більше значення температури заданої блоком керування, то блок керування примусово припиняє роботу ТЕНа, не даючи йому перегрітися і вийти з ладу; якщо температура менше або дорівнює – блок керування продовжує роботу ТЕНа.

В ході виконання роботи, для підтвердження теоретичних розрахунків було розроблено експериментальну установку, що представляє собою цифрову інформаційно-вимірювальну систему моніторингу та керування мікрокліматичними параметрами складального виробничого приміщення, побудовану на базі мікроконтролера AT89C55 фірми ATMEL, що представлена на рисунку 2.

Для виробничого приміщення об'ємом 50 м<sup>3</sup> класу вентиляційна система нагнітання приточного повітря забезпечує наступні параметри:

- перепад тиску між чистим і іншими приміщеннями 20 Па;
- кратність повітряного обміну 20 год<sup>-1</sup>;
- приток повітря – інфільтрація 0 м<sup>3</sup>/год і примусовий потік 1100 м<sup>3</sup>/год;
- витяжка повітря – ексільтрація 100 м<sup>3</sup>/год і загальобмінна 1000 м<sup>3</sup>/год;
- загальний баланс повітрообміну складає 1100 м<sup>3</sup>/год;
- швидкість потоку повітря 0,2-0,5 м/с.

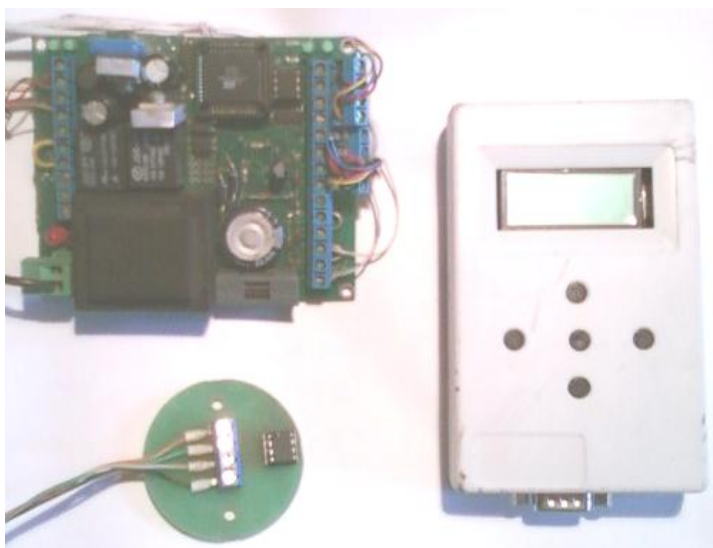


Рисунок 2 – Зовнішній вигляд системи керування мікрокліматом виробничого приміщення

Контролер управління (КУ-В) системи можна встановлювати прямо в приточній вентиляції. Розроблена система забезпечує виконання наступних основних функцій:

- вимірювання температури зовнішнього середовища, температури в вентиляційному каналі й температури в приміщенні;
- контроль і сигналізація про виниклі несправності в керованому устаткуванні й при аварійних ситуаціях;
- сигналізація про засмічення фільтрів повітря;
- підтримка заданої температури в вентиляційному каналі або в приміщенні в автоматичному режимі за рахунок керування зовнішнім устаткуванням;
- обігрів виробничого приміщень у холодний та перехідний періоди року, за рахунок підігріву приточного повітря зовнішнім електронагрівачем;

В основу роботи системи керування закладений принцип неперервного контролю вентиляційного процесу, шляхом керування відповідного устаткування. Через спеціальні колодки система керування з'єднується з вентиляційним устаткуванням, а саме: заслонкою, вентилятором, електронагрівачем з аварійними датчиками та датчиками температури (рис. 3), датчиками тиску (рис. 4).



Рисунок 3 – Електронагівач повітря (ТЕН) з аварійними датчиками температури та датчиком температури повітря в каналі



Рисунок 4 – Датчики тиску розміщені в системі приточної вентиляції

Система керування може працювати як у ручному, так і в автоматичному режимі:

- автоматичний режим – після подачі живлення система керування автоматично запускає процес вентиляції згідно з встановленими параметрами;
- ручний режим – після подачі живлення система керування перебуває в режимі очікування дозволу на початок роботи.

Контролер керування стежить за процесом вентиляції, управляючи в процесі роботи вузлами вентиляційного устаткування, корегуючи роботу вентиляції відповідно до заданих параметрів, а також сигналізує про збої, передаючи відповідну інформацію на пульт керування. Пульт керування, в свою чергу, забезпечує зв'язок користувача з системою керування та дає можливість контролювати і управляти процесом вентиляції.

### **Висновки**

Розроблена прямоточна вентиляційно-опалювальна система з рециркуляцією повітря забезпечує з великою точністю параметри мікроклімату виробничого боксу, а саме: температуру повітря, перепад тиску між чистим і іншими приміщеннями, кратність повітряного обміну, баланс повітрообміну, швидкість потоку повітря.

Забезпечення параметрів мікроклімату виробничого боксу дає можливість створити в виробничому приміщенні спеціальне технологічне середовище, необхідне для проведення прецизійних операцій складання та регулювання гіроскопічних приладів згідно класу чистоти 6 ISO, що гарантує випуск якісної та надійної продукції.

**Перелік використаної літератури:** 1. Cleanrooms and associated controlled environments – Part 1: Classification of air cleanliness. (ISO 14644-1, IDT): ISO 14644-1:1999. – [Чинний від 1999-05-01]. – USAINFO.COM.: COPYRIGHTED MATERIAL LICENSED TO NASA, 1999. – I, 24 с. – (Міжнародний стандарт). 2. Чистые помещения / [Абрамов А.А., Федотов А.Е., Шихт Г.Г. и др.]; под ред. А.Е. Федотова. – [2-е изд.]. – М.: АСИНКОМ, 2003 г. – 576 с. 3. Гироскопические системы, ч. III. Элементы гироскопических приборов. / [Никитин А.Е., Шестов С.А., Матвеев В.А.]; под ред. Д.С. Пельпора. – М.: «Высш. школа», 1972. – 472 с. с илл. 4. Заярный В.П., Волков И.В., Шилин А.Н. Автоматизированная стабилизация температуры на измерительных участках сборочных цехов. // Научно-технический и производственный журнал «Сборка в машиностроении, приборостроении». – 2010. – №6. – С. 3-6. 5. Сарманаев С.Р., Десятков Б.М., Бородулин А.И., Ярыгин А.А. Описание пакета прикладных программ для моделирования микроклимата внутри помещений. // Сибирский журнал индустриальной математики. – 2003. – Том VI, №4(16). – С. 94-110. 6. Пат. №55401 Україна, МПК Антонюк В.С., Мережаній Ю.Г., Демченко М.О., Матвієнко С.М. Спосіб очищення приточного повітря в системах вентиляції / Заявка №201007542 від 16.06.2010, Опубл.10.12.2011. – Бюл. 23. 7. Государственный таможенный комитет РФ ВНИИ ВОДГЕО Госстроя СССР. Пособие по проектированию автоматизированных систем управления микроклиматом производственных зданий. – М.: Стройиздат, 1989. – 216 с. 8. Проектирование чистых помещений. / Под. ред. В. Уайта, пер. с англ. [Алексашин О.Ф., Балаханов М.В., Власенко В.И. и др.]; под ред. В.И. Калечица. – М.: изд. «Клирум», 2004. – 360 с.

*Надійшла до редколегії 15.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Cleanrooms and associated controlled environments – Part 1: Classification of air cleanliness. (ISO 14644-1, IDT): ISO 14644-1:1999. – [Chinnij vid 1999-05-01]. – USAINFO.COM.: COPYRIGHTED MATERIAL LICENSED TO NASA, 1999. – I, 24 с. – (Mizhnarodnij standart). 2. Chistye pomewenija / [Abramov A.A., Fedotov A.E., Shiht G.G. i dr.]; pod red. A.E. Fedotova. – [2-e izd.]. – M.: ASINKOM, 2003 g. – 576 s. 3. Giroskopicheskie sistemy, ch. III. Jelementy giroskopicheskikh priborov. / [Nikitin A.E., Shestov S.A., Matveev V.A.]; pod red. D.S. Pel'pora. – M.: «Vyssh. shkola», 1972. – 472 s. s ill. 4. Zajarnyj V.P., Volkov I.V., Shi-lin A.N. Avtomatizirovan-naja stabilizacija temperatury na izmeritel'nyh uchastkah sborochnyh cehov. // Nauchno-tehnicheskij i proizvodstvennyj zhurnal «Sborka v mashinostroenii, priboro-stroenii». – 2010. – №6. – S. 3-6. 5. Sarmanaev S.R., Desjatkov B.M., Borodulin A.I., Jarygin A.A. Opisaniye paketa prikladnyh programm dlja modelirovaniya mikroklimate vnutri pomewenij. // Sibirskij zhurnal industrial'noj matematiki. – 2003. – Tom VI, №4(16). – S. 94-110. 6. Pat. №55401 Ukraina, MPK Antonjuk V.S., Merezhanij Ju.G., Demchenko M.O., Matvienko S.M. Sposib ochiwennja pritochnogo povitrtja v sistemah ventiljacji / Zajavka №201007542 vid 16.06.2010, Opubl.10.12.2011. – Bjul. 23. 7. Gosudarstvennyj tamozhennyj komitet RF VNII VODGEO Gos-stroja SSSR. Posobie po proektirovaniyu avtomatizirovannyh sistem upravlenija mikroklimate-tom proizvodstvennyh zdaniy. – M.: Strojizdat, 1989. – 216 s. 8. Proektirovanie chistyh pome-wenij. / Pod. red. V. Uajta, per. s angl. [Aleksashin O.F., Balahanov M.V., Vlasenko V.I. i dr.]; pod red. V.I. Kalechica. – M.: izd. «Klinrum», 2004. – 360 s.

Е. А. Бабенко, В.А. Фадеев, д-р техн. наук,  
В. А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина,  
Ф. Фидлер, Магдебург, Германия

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗНОСА РЕЖУЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ПУТЕМ ИССЛЕДОВАНИЯ ЕГО 3D ТОПОГРАФИИ

*У статті розглянуто сучасні способи визначення рельєфу ріжучої поверхні алмазних шліфувальних кругів і наведені дані про лабораторних дослідженнях топографії алмазних кругів на металічній та органічній зв'язці.*

*В статье рассмотрены современные способы определения рельефа режущей поверхности алмазных шлифовальных кругов и приведены данные о лабораторных исследованиях топографии алмазных кругов на металлической и органической связке.*

*E. A. BABENKO, V.A. FADEEV, V. A. FEDOROVICH, F. FIDLER  
DEFINITION OF A DIAMOND GRINDING WHEEL CUTTING SURFACE DETERIORATION  
BY RESEARCH 3D TOPOGRAPHY*

*The article deals with modern methods of determining the relief cutting surface of diamond grinding wheels and the data on laboratory studies of the topography of diamond wheels for metal and organic binder.*

**Введение:** Алмазное шлифование является сложным дорогостоящим процессом, требующим грамотного применения алмазного инструмента и понимания природы износа шлифовальных кругов. Для предотвращения несвоевременного разрушения режущей поверхности алмазного круга необходимы сведения о топографии активной поверхности, интенсивности износа абразива и связки, отклонения геометрии круга и его пористости. Макро и микро топография рабочей поверхности алмазного круга является весомым фактором, определяющим чистоту обработанной поверхности детали [1]. Сегодня исследование геометрии рельефа режущей поверхности алмазного шлифовального инструмента относится к актуальным направлениям в теории резания материалов.

Абразивная поверхность шлифовального круга всегда является шероховатой поверхностью, представляющей собой совокупность абразивных зерен, соединенных посредством связующего. Для обеспечения требуемых эксплуатационных свойств абразивного инструмента в конкретных условиях его использования необходимо оценивать геометрию рельефа не только качественно по косвенным параметрам, но и количественно путем непосредственных измерений. Накопление известного опыта и понимание основных закономерностей, связывающих геометрические и физические параметры рельефа режущей поверхности с параметрами процесса резания и критериями качества

поверхности обрабатываемых деталей, в дальнейшем позволят сделать следующей необходимым шаг: перейти к нормированию и контролю основных характеристик рельефа режущей поверхности [2].

Для экспериментальной оценки геометрии рельефа режущей поверхности инструментов можно использовать различные методы. В зависимости от целей и поставленных задач исследования их можно разделить на два основных класса. Методы первого класса позволяют оценить рельеф с помощью геометрических характеристик, а второй класс методов позволяет исследовать рельеф с помощью интегральных методов характеристик, которые по косвенным параметрам дают определенное представление о состоянии рельефа рабочей поверхности инструмента [2]. К интегральным характеристикам можно отнести режущие свойства абразивной поверхности, шероховатость поверхности детали, тепловой режим в зоне обработки, силы резания при шлифования и т.п. В свою очередь, геометрические характеристики рельефа можно также разделить на две группы:

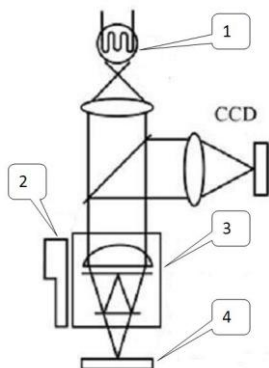
- 1) методы исследования топографии участков поверхности инструмента;
- 2) методы исследования профиля поверхности в нормальном сечении.

Методы второй группы уже получили широкое распространение, ввиду того, что они удобны в использовании и позволяют оценивать рельеф поверхности по достаточно известным параметрам, используемыми при контроле качества поверхности готовой детали [2]. К таким методам относятся метод профилографирования алмазной иглой, метод тепловой проекции, метод светового сечения, фотоэлектрический метод, метод теневой проекции и т.п. Наряду с достоинствами подобных методов, существуют и недостатки, которые зачастую приводят к погрешностям измерений. Так, при профилографировании абразивных поверхностей иногда возникают определенные трудности, вызванные большой поверхностной пористостью и значительными углами наклона граней на зернах. При непрерывном ощупывании таких поверхностей относительное перемещение происходит с большими углами давления, которые даже при малой массе подвижных элементов датчика могут вызвать значительные силы, вызывающие перекося измерительной системы, а иногда и поломки иглы [2]. Для устранения подобных трудностей разрабатываются необходимые методики, но все же не удастся полностью избежать дефектов получаемой профилограммы.

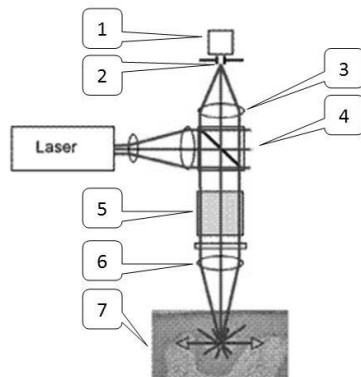
На сегодняшний день, уровень развития техники позволяет все чаще прибегать к более сложным методам первой группы геометрических характеристик рабочей поверхности. При изучении таких развитых поверхностей, как алмазноносный слой шлифовального круга, прибегают к исследованию комплексной топографии определенной площади поверхности, что позволяет получить полные сведения о ее состоянии и рельефе. Основываясь на параметрах, используемых при описании двухмерных профилограмм поверхности в нормальном сечении, в 2007 году техническим комитетом ТС213 были ут-



верждены параметры (ISO-25178), с помощью которых трехмерная(3D) поверхность инструмента либо детали может быть описана стандартными параметрами шероховатости [3].



Принцип работы интерферометрического микроскопа 1) подсветка белым светом; 2) пьезоэлектрический датчик; 3) интерферометрический объектив; 4) исследуемая поверхность.



Принцип работы конфокального микроскопа 1) датчик; 2) точечное отверстие; 3) фокусирующая линза; 4) светодетектор; 5) сканирующая оптика; 6) объектив; 7) исследуемая поверхность.

Рисунок 1 – Принципиальная схема работы оптических приборов используемых для исследования топографии поверхности алмазных шлифовальных кругов

Существует ряд приборов, основанных на различных принципах измерения, которые позволяют исследовать топографию определенной площади круга с помощью получения 3D-поверхности в виртуальном пространстве [4]. Наиболее часто используются контактные и оптические измерительные системы. Контактное исследование производят с использованием координатных измерительных систем и щупа, подобно двумерному профилографированию. Отличие заключается в используемой трехмерной системе координат, а также в используемом пошаговом параллельном перемещении щупа. Оптические измерительные системы имеют преимущество в скорости измерений при сопоставимой точности результата. Существуют различия в используемых оптических системах, работающих по принципу микроскопии, интерферометрии или оптической триангуляции. В таких оптических приборах могут использоваться как простые однокоординатные, так и более сложные трехкоординатные датчики расстояния. Используемые принципы оптического измерения позволяют с высокой точностью определить геометрические параметры режущей поверхности алмазного круга (длину, профиль, форму либо общую топографию поверхности). К широко применяемым оптическим приборам для исследования топографии поверхности шлифкругов относятся:

- 1) интерферометр белого света;
- 2) конфокальный микроскоп;
- 3) растровый электронный микроскоп;
- 4) приборы лазерной триангуляции.

Необходимо подчеркнуть, что наноразмерные трехмерные изображения поверхности могут быть получены лишь при работе с конфокальным микроскопом и интерферометром белого света, что неоспоримо относится к преимуществам данной измерительной техники (рис. 1).

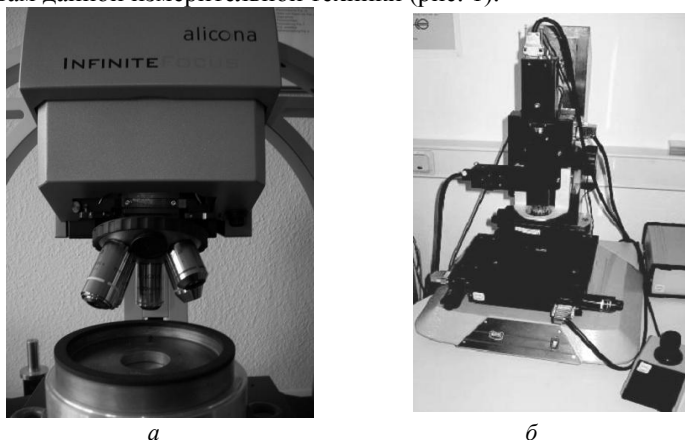


Рисунок 2 – Оптический измерительный прибор

**Объект исследования:** Используя современные измерительные приборы проведен эксперимент по определению величины износа рабочей поверхности шлифовального круга путем визуализации поверхности и измерения топографии. Эксперимент проводился для кругов на металлической и органической связке в несколько этапов. На первом этапе производилось топографическое измерение и 3D-визуализация рабочей поверхности круга до его использования. Просчитывались параметры, характеризующие профиль поверхности. На втором этапе проводилась интенсивная заточка твердосплавных сменных многогранных пластин на станке LACH-Diamant Werkzeuge GmbH модели PCD100. На завершающем этапе вновь производилось исследование поверхности на площади  $4 \text{ см}^2$  ( $2 \text{ см} \times 2 \text{ см}$ ), причем путем маркировки и базирования круга удалось достигнуть совпадения исследуемой площади до и после шлифования.

Известно, что работоспособность трущихся поверхностей инструментов функционально связана с величиной несущей или опорной поверхности. Именно величина опорной и относительной опорной длины профиля служила параметром характеристики исследуемой поверхности (ГОСТ 2789-73/ DIN EN ISO 4287). Сумма длин отрезков  $M_1, M_2, \dots, M_n$ , отсекаемых на данном

уровне  $C$  в материале выступов измеряемого профиля линией, эквидистантой средней линии в пределах базовой длины, называется опорной длиной профиля  $Ml(C)$ . Отношение опорной длины профиля  $Ml(C)$  к базовой длине  $L$  называется относительной опорной длиной профиля  $Rmr(C)$  на уровне  $C$  сечения профиля. В основном, в зарубежных работах, величина  $Rmr(C)$  приводится в процентах (формула 1.1).

$$Rmr(C) = \frac{1}{L} (Ml_1 + Ml_2 + \dots + Ml_n) \cdot 100 = \frac{1}{L} \cdot Ml(C) \cdot 100 [\%] \quad (1.1)$$

Кроме того, для характеристики относительной опорной кривой длины профиля использовались параметры  $Rk$ ,  $Rpk$  и  $Rvk$ , значения которых находили с помощью стандартного программного обеспечения. Параметр  $Rpk$  дает представление о среднем значении высоты вершин профиля, а  $Rvk$  – о среднем значении глубины впадин. Для наглядности используют относительную опорную кривую длины профиля, которая отображает зависимость значения относительной опорной длины  $Rmr(C)$  от уровня сечения  $C$  (рис. 3).

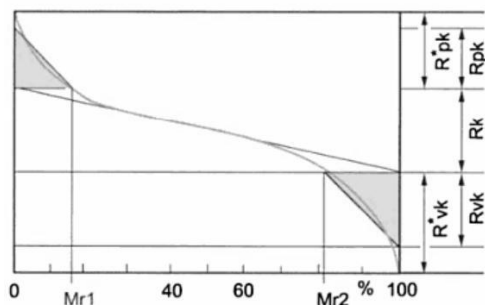


Рисунок 3 – Относительная опорная кривая длины профиля алмазного круга, параметры кривой  $Rk$ ,  $Rpk$ ,  $Rvk$

На базе кафедры Технологии изготовления и обеспечения качества (Institut für Fertigungstechnik und Qualitätssicherung), кафедры Деталей машин и трибологии (Institut für Maschinenkonstruktion Maschinenelemente und Tribologie) Магдебургского университета, а также Шмалькальденского института менеджмента качества (IWQ) проведен ряд опытов по исследованию топографии участка рабочей поверхности алмазных кругов марок ПМ12×АС6×100×200/160 и В201×АС4×100×125/100. В ходе исследований получено трехмерное изображение режущей поверхности круга до шлифования, а также этой же поверхности после интенсивной работы. Для исследования топографии и создания 3D-изображения активной поверхности использовался измерительный прибор Alicona InfiniteFocus и OMG3 (рис. 2). В основе измерительных приборов заложен принцип интерферометра белого света, а в случае InfiniteFocus используется доработанная оригинальная оптика “Focus Variation”. Измерительный прибор InfiniteFocus имеет 6 сменных объективов (от 2,5 до 100-кратного увеличения) со скоростью сканирования до 112 мкм/сек. С помощью данного измерительного прибора могут быть получены

общепринятые параметры шероховатости поверхности, вплоть до наноразмерных величин. Кроме того, прибор поставляется со стандартным программным обеспечением и позволяет визуализировать в двухмерном либо трехмерном пространстве исследуемую поверхность.

Полученное трехмерное изображение топографии рабочей поверхности алмазных кругов до и после шлифования позволило определить степень износа рабочей поверхности не только визуально, но и основываясь на значениях параметров  $Rmr(C)$ ,  $Rk$ ,  $Rpk$  и  $Rvk$ . К примеру, значения параметров для алмазного круга на металлической связке марки ПМ12×АС6×100×200/160 до и после шлифования составили  $Rk=20,4$  мкм,  $Rpk=9,4$  мкм,  $Rvk=7,2$  мкм и  $Rk=18,5$  мкм,  $Rpk=5,8$  мкм,  $Rvk=7,6$  мкм (рис. 4). Такие значения свидетельствуют об интенсивном износе рабочей поверхности и появлении площадок износа на алмазных зернах.

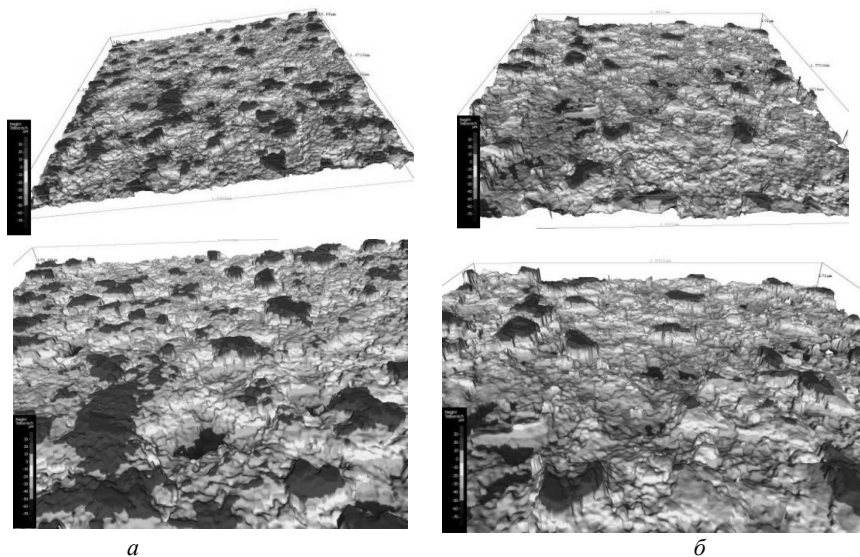


Рисунок 4 – Топография поверхности алмазного круга на металлической связке до (а) и после (б) шлифования. Шкала: 30 мкм (max) — -70 мкм (min)

Используя ранее разработанную методологию топографической приспособляемости [5], представляется возможным совместить экспериментальный этап получения сведений об износе рабочей поверхности и теоретический этап моделирования напряженно-деформируемого состояния зоны шлифования. Можно предположить, что на различных этапах шлифования приспособляемость может играть различную роль.

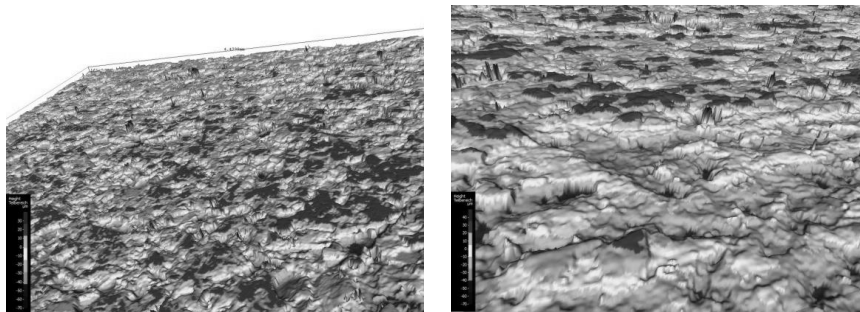


Рисунок 5 – Топография поверхности алмазного круга на органической связке до (а) и после (б) шлифования. Шкала: 30 мкм (max) — -70 мкм (min)

Управляя степенью интенсивности приспособляемости, можно один и тот же процесс алмазного шлифования трансформировать из высокопроизводительного в прецизионный и наоборот. Трехмерная визуализация топографии кругов позволяет оценивать не только величину, но и характер износа, так для кругов на металлической связке наблюдалось интенсивное изнашивание алмазных зерен и образование площадок износа. При изучении поверхности кругов на органической связке отмечен иной характер износа (рис. 5), связанный со слабыми удерживающими свойствами связки. Наблюдались характерные области «вырывания» зерен из связывающего.

**Общие выводы:** Использование современных измерительных систем позволяет быстро экспериментально получить сведения о степени износа алмазного круга и величине образовавшихся площадок на алмазных зернах. Используя 3D-визуализацию рабочей поверхности шлифовального круга, можно количественно и качественно оценить характер износа. Предложенный подход измерения степени износа совместно с ранее разработанной методологией топографической приспособляемости позволит оптимизировать сложный процесс алмазного шлифования и увеличить его производительность, что в конечном итоге отразится на себестоимости алмазной обработки.

**Список использованных источников:** 1. Friemuth T.: Herstellung spanender Werkzeuge; Dr.-Ing. habil., Fachbereich Maschinenbau der Universität Hannover/IFW; Fortschritt-Berichte. VDI Reihe 2 Nr. 615, VDI Verlag, 2002, S. 24–26 2. Попов С. А., Малевский Н. П., Терещенко Л. М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов, М.- «Машиностроение», 1977, с. 15–18 3. Hübert Ch., Mauren F. Charakterisierung von Schleifscheibentopographien aus fertigungstechnischer Sicht, dihw IV, 2009, S. 40–47 4. Hocken R.J., Chakraborty N., Brown C.: Optical Metrology of Surfaces. Annals of the CIRP, Vol. 54/2/2005, pp. 705-719 5. Грабченко А. И., Федорович В. А. 3D моделирование процессов алмазно-абразивной обработки. Монография. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008, с. 144–146.

*Поступила в редколлегию 13.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Friemuth T.: Herstellung spanender Werkzeuge; Dr.-Ing. habil., Fachbereich Maschinenbau der Universität Hannover/IFW; Fortschritt-Berichte. VDI Reihe 2 Nr. 615, VDI Verlag, 2002, S. 24–26 2. Popov S. A., Malevskij N. P., Terewenko L. M. Almazno-abrazivnaja obrabotka metallov i tverdyh spлавov, М.- «Mashinostroenie», 1977, s. 15–18 3. Hübert Ch., Mauren F. Charakterisierung von Schleifscheibentopographien aus fertigungstechnischer Sicht, dihw IV, 2009, S. 40–47 4. Hocken R.J., Chakraborty N., Brown C.: Optical Metrology of Surfaces. Annals of the CIRP, Vol. 54/2/2005, pp. 705-719 5. Grabchenko A. I., Fedorovich V. A. 3D modelirovanie processov almazno-abrazivnoj obrabotki. Monografija. – Har'kov: NTU «HPI», 2008, s. 144–146.

## ANALYSIS OF THE EFFECT OF TOOL GEOMETRY ON THE SHEAR ANGLE IN METAL CUTTING

Д. ВАРГА

*АНАЛІЗ ВПЛИВУ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТУ НА КУТ ЗСУВУ ПРИ ОБРОБЦІ*

*Аналіз, що базується на методі скінчених елементів, дозволив моделювати процес різання, і має деякі переваги для прогнозування розподілу зусиль і температур, оцінки зношування інструмента й залишкових напруг в обробленій деталі, також допомагає оптимізувати геометрію різального інструменту й режими різання. Однак, напруга пластичного плинуну матеріалу оброблюваної деталі й характеристики тертя в зоні різання не завжди можливо спрогнозувати. У цій роботі використовується проста модель різання, показані результати. Модель тертя заснована на оцінці нормального розподілу напруги по передній поверхні. Зміна кута зсуву й різальних сил для різних матеріалів заготовок в процесі відбиті в даній роботі.*

*Анализ, базирующийся на методе конечных элементов, позволил моделировать процесс резания, и имеет некоторые преимущества для прогнозирования распределения усилий и температур, оценки износа инструмента и остаточных напряжений в обработанной детали, также помогает оптимизировать геометрию режущего инструмента и режимы резания. Однако, напряжение пластического течения материала обрабатываемой детали и характеристики трения в зоне резания не всегда возможно спрогнозировать. В этой работе используется простая модель резания, показаны результаты. Модель трения основана на оценке нормального распределения напряжения по передней поверхности. Изменение угла сдвига и режущих сил для различных материалов заготовки в процессе отражены в данной работе.*

*Finite element analysis based techniques are available to simulate cutting processes and offer several advantages including prediction of tool forces, distribution of stresses and temperatures, estimation of tool wear and residual stresses on machined surfaces, optimization of cutting tool geometry and cutting conditions. However, workpiece material flow stress and friction characteristics at cutting zones are not always available. This paper utilizes a simple metal cutting model and shows running results. The friction model is based on estimation of the normal stress distribution over the rake face. The changing of shear angle and cutting forces in cutting of different workpiece material in the beginning of cutting is shown in this paper.*

### INTRODUCTION

The Finite Element examinations are applied for the simulation of metal cutting processes. More than a century ago the modelling of chip formation was based on the shear model [1] or the slip-line theory [2]. At that time these models were very effective, but later they could not support of studying the non-linear behaviour of workpiece material. Nowadays, the Finite Element Method has particularly become the main tool for simulation of the metal cutting process, and there is software that provides simulation function of the orthogonal cutting [3], [4]. The finite element method provides possibility for solving non-linear problems. Simulations of FEM are very time consuming and the accuracy of results always need to be improved.

For simulation of cutting process, both the Lagrangian approach and the Eulerian approach [5] have been used extensively. These models provide information about stresses and strain fields, shear zones, and temperature field when the model includes thermo-mechanical coupling [6], [19].

As the real cutting process is very sophisticated and influenced by many parameters, it is very difficult to create an almost real model for the primary shear zone. The engineering approach to the description the character of plastic deformation in the shear zone is based on some simplifications. The most commonly used models for the primary shear zone are [7]:

- Merchant's single-shear plane model;
- Oxley's parallel-sided shear-zone model;
- Zorev's pie-shaped shear-zone model [8], as shown in Fig. 1 [9].

According to Astakhov et al. [10] the shear zone can be divided into two regions:

- wide region where the velocity change takes places at a low rate, and
- narrow region where this change takes place at a high rate.

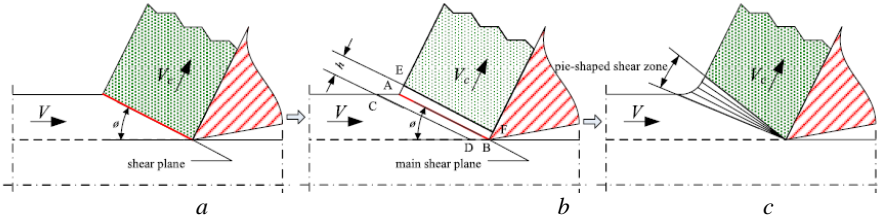


Figure 1 – Shear zone models: a – single-shear plane model, b – parallel-sided shear plain model, c – pie-shaped shear plain model

In this paper, the aim is to concentrate the initial steps of cutting. The aim is to analyse how the tool geometry effects on the angle of the shear plane.

## 1. BACKGROUNDS OF FINITE ELEMENT EXAMINATIONS

For dynamic equilibrium of a body, the equation (1) at time  $t_n$  irrespective of material behaviour can be constructed based on the Principle of Virtual Work [11] :

$$\int_{\Omega} [\delta \epsilon_n]^T \sigma_n d\Omega - \int_{\Omega} [\delta u_n]^T [b_n - \rho_n \ddot{u}_n - \dot{c}_n \dot{u}_n] d\Omega - \int_{\Gamma_t} [\delta u_n]^T t_n d\Gamma = 0 \quad (1)$$

Where  $\delta \mathbf{u}_n$  is the vector of virtual displacements,  $\delta \boldsymbol{\varepsilon}_n$  is the associated virtual strains,  $\mathbf{b}_n$  is the vector of applied body forces,  $\mathbf{t}_n$  is the vector of surface tractions,  $\boldsymbol{\sigma}_n$  is the vector of stresses,  $\rho_n$  is the mass density,  $\mathbf{c}_n$  is the damping parameter and refers to differentiation with respect to time.  $\Omega_n$  is the domain of interest, has two boundaries:  $\Gamma_t$  boundary on which boundary conditions  $\mathbf{t}_n$  are specified and  $\Gamma_u$  boundary on which displacements  $\mathbf{u}_n$  are specified.

For a finite-element representation, the displacements and strains and their virtual counterparts are given by the expressions as [15]

$$\mathbf{u}_n = \sum_{i=1}^m \mathbf{N}_i [\mathbf{d}_i]_n, \quad \delta \mathbf{u}_n = \sum_{i=1}^m \mathbf{N}_i [\delta \mathbf{d}_i]_n \quad (2)$$

$$\boldsymbol{\varepsilon}_n = \sum_{i=1}^m \mathbf{B}_i [\mathbf{d}_i]_n, \quad \delta \boldsymbol{\varepsilon}_n = \sum_{i=1}^m \mathbf{B}_i [\delta \mathbf{d}_i]_n \quad (3)$$

where at the time  $t_n$  for node  $i$  vector of nodal displacement is  $[\mathbf{d}_i]_n$ , and the vector of virtual nodal variables is  $[\delta \mathbf{d}_i]_n$ ,  $\mathbf{N}_i$  is the global shape functions matrix and  $\mathbf{B}_i$  is the global stain-displacement matrix. The total number of nodes is  $m$ . After substituting these equations into Eqn. (1), the resulting equation is true for any set of virtual displacements, then we can obtain for each node  $i$  the equations [11] as,

$$[\mathbf{p}_i]_n - [\mathbf{f}_{Bi}]_n + [\mathbf{f}_{fi}]_n + [\mathbf{f}_{Di}]_n - [\mathbf{f}_{Ti}]_n = 0 \quad (4)$$

where the internal resisting forces are

$$[\mathbf{p}_i]_n = \int_{\Omega} [\mathbf{B}_i]^T \boldsymbol{\sigma}_n d\Omega \quad (5)$$

the consistent forces for the applied body forces are

$$[\mathbf{f}_{Bi}]_n = \int_{\Omega} [\mathbf{N}_i]^T \mathbf{b}_n d\Omega \quad (6)$$

the inertial forces are

$$[\mathbf{f}_{fi}]_n = \int_{\Omega} [\mathbf{N}_i]^T \rho_n [\mathbf{N}_1, \mathbf{N}_2, \dots, \mathbf{N}_m] d\Omega \begin{bmatrix} [\ddot{\mathbf{d}}_1]_n \\ [\ddot{\mathbf{d}}_2]_n \\ \vdots \\ \vdots \\ [\ddot{\mathbf{d}}_m]_n \end{bmatrix} \quad (7)$$



the damping forces are

$$[\mathbf{f}_{Di}]_n = \int_{\Omega} [\mathbf{N}_i]^T \mathbf{c}_n [\mathbf{N}_1, \mathbf{N}_2, \dots, \mathbf{N}_m] d\Omega \begin{bmatrix} [\dot{\mathbf{d}}_1]_n \\ [\dot{\mathbf{d}}_2]_n \\ \vdots \\ [\dot{\mathbf{d}}_m]_n \end{bmatrix} = \sum_{j=1}^m [\mathbf{C}_{ij}]_n [\dot{\mathbf{d}}_j]_n \quad (8)$$

and the consistent forces for the boundary forces are

$$[\mathbf{f}_{Ti}]_n = \int_{\Gamma_i} [\mathbf{N}_i]^T \mathbf{t}_n d\Omega \quad (9)$$

The displacements can be expressed in the usual form [11] as

$$[\mathbf{u}^{(e)}]_n = \sum_{i=1}^r \mathbf{N}_i^{(e)} [\mathbf{d}_i^{(e)}]_n \quad (10)$$

where  $r$  is 8 for 8-noded isoparametric elements. Similarly, for the each element the strain displacement relationships can also be written.

## 2. JOHNSON-COOK FORMULATION

### 2.1. Constitutive equation

Flow stress models are considered to represent work material constitutive behaviour under machining conditions. A lot of empirical and semi-empirical constitutive models have been developed to model flow stress with certain accuracy in machining [12]. Most of these constitutive models are based on different assumptions to avoid the prevailing complexities of stress state exist in machining. The strain rate and temperature coupling effect is especially important at high cutting speeds where thermal softening becomes more dominant due to increased heat generation. A detailed discussion about work material considerations is given in Asstakhov [13]. Numeric simulation of chip formation requires a thermo-visco-plastic law. Among other material constitutive models, model by Johnson and Cook [14] is widely used for high-strain rate applications. This constitutive model describes the flow stress of a material with the product of strain, strain rate and temperature effects that are individually determined as given in Eq. 3.1.

$$\sigma_{eq} = (A + B\varepsilon^n) \left[ 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \left[ 1 - \left( \frac{T - T_{room}}{T_{melt} - T_{room}} \right)^m \right] \quad (11)$$

Where  $\sigma_{eq}$  the flow stress,  $\varepsilon$  effective plastic strain,  $\dot{\varepsilon}$  effective plastic strain rate,  $T$  temperature,  $\dot{\varepsilon}_0$  reference plastic strain rate,  $T_{room}$  room temperature,  $T_{melt}$  melting temperature,  $A$ ,  $B$ ,  $C$ ,  $n$ ,  $m$  rheological parameters.

The first part of Eq. (11) defines the strain rate hardening, the middle part of the strain rate sensitivity and the last one of the thermal softening of the material.

The constants of the Johnson-Cook material for A45 steel and EN GJL 200 cast iron are given in Table 1. [15]

Table 1 – Constants of Johnson-Cook material model [15]

Material	$A, MPa$	$B, MPa$	$n$	$C$	$m$	$T_{melt}, ^\circ C$
AISI 1045	553.1	600.8	0.234	0.013	1.00	1460

### 2.2 Friction at the tool-chip interface

Astakhov summarised a lot of studies in his book [13] about stress distributions at the tool-chip interface. Zorev proposed [8] and utilised others e.g. Dirikolu et al., [16] and Özel and Altan, [17] how the normal  $\sigma_n$  and shear stress distributions can be assumed on the tool rake face. According to Zorev’s model, a sticking region forms in the tool-chip contact area near the cutting edge. The assumed formula for frictional shear stress distribution ( $\tau_f$ ) on the tool rake face can be represented in two distinct regions, at the sticking region by (Eq. 12) and at the sliding region by (Eq. 13) [8]:

$$\tau_f(y) = k_{chip} \quad \text{and when} \quad \mu\sigma_n(y) \geq k_{chip} \quad A < y \leq B \quad (12)$$

$$\tau_f(y) = \mu\sigma_n(y) \quad \text{and when} \quad \mu\sigma_n(y) < k_{chip} \quad B < y \leq C \quad (13)$$

where:

$k_{chip}$  average shear flow stress at tool-chip interface,

$y$  co-ordinate on main cutting edge of cutting tool (Fig. 2),

$A, B, C$  points along the main cutting edge (Fig. 2).

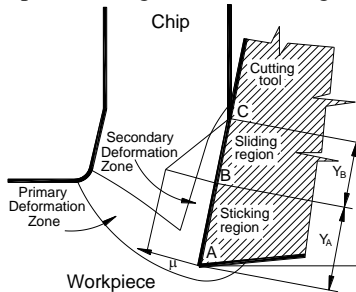


Figure 2 – Deformation zones and the distortion of friction coefficient along the contact line on the cutting tool chip interface

### 3. THE USE OF FINITE ELEMENT METHOD FOR SIMULATION OF ORTHOGONAL METAL CUTTING PROCESS

The modelling of cutting process requires sub tasks, as modelling of cutting tool, chip formation modelling - element separation, adaptive meshing, and determination of parameters of the analysis. The most important parameters of finite

element simulation of metal cutting can be demonstrated in Fig. 3 [18]. In this paper we examined material qualities: steel AISI 1045 and cast iron EN-GJL-200. Calculated depth of cut  $a = 1.0\text{mm}$  and feed rate  $f = 0.5\text{mm/rev}$ . From the calculated parameters we only show the results of Mises stress ones in Fig. 3 after the machined length ( $x=0,3\text{mm}$  and  $x=3\text{mm}$ ).

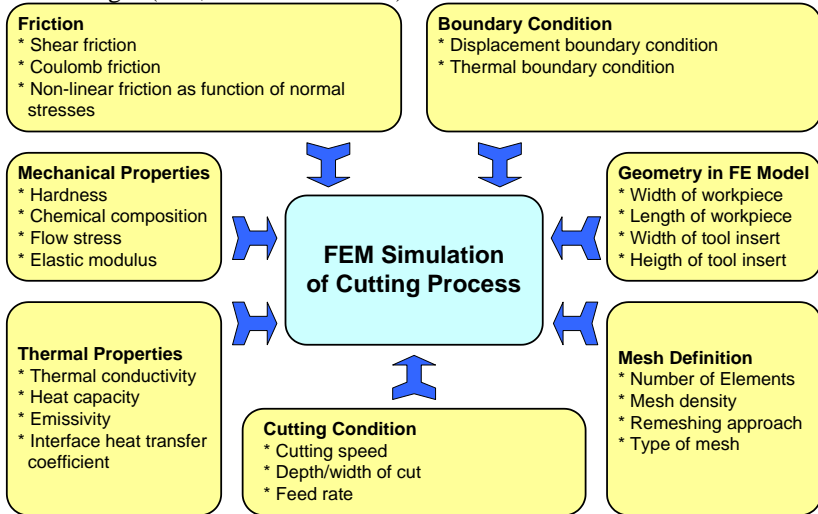


Figure 3 – Input parameters for simulation of cutting process [18]

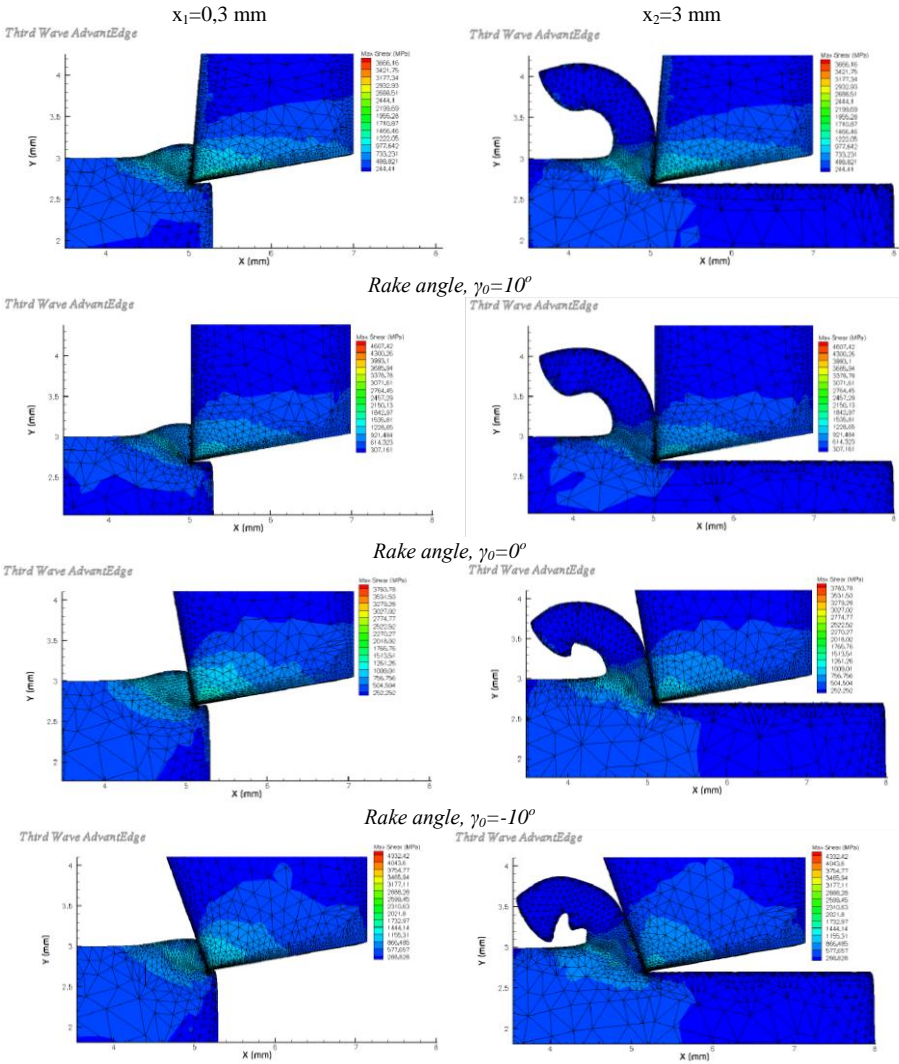
Earlier models of metal cutting were based on only basic shear plane assumption or slip line field analysis[20]. Iwata [21] incorporated the frictional stress as a function of normal stress at the boundary conditions with an empirical relationship based on a coefficient of friction obtained from friction tests. Capabilities in generating a very dense mesh near the tool tip and remeshing adaptively makes this software applicable to simulate the cutting process. In order to cope with the geometrical and material non-linearity and the contact conditions between the cutting tool and boundary nodes of the workpiece, the finite element simulation is conducted incrementally [22]

### 3.1 Cutting tool modelling

The cutting tool is assumed as rigid and subjected to translation movement only, i.e. the effects of the tool deformation and the vibration of the machine tool are not considered in this study. Displacement increments are applied as the cutting tool moves ahead, and the element stresses and the cutting forces are obtained as a result of the contact deformations between the deformable workpiece and the rigid cutting tool.

### 3.2 Chip formation modelling - element separation

Great efforts have been made for understanding the mechanisms of chip formation and the role of effective parameters. The continuous separation of the workpiece to form a chip can be modelled using the finite element method as a sequence of separations between elements along a prescribed line in front of the tool tip and parallel to the cutting direction [23].



*Rake angle,  $\gamma_0=-10^\circ$*

Figure 4 – Illustration of chip formation and creation of Max Shear Stress for cutting tools having different rake angles.

### 3.3 Adaptive meshing.

At cutting large plastic strains occurs due to high deformations in the elements. Severe distortion in the elements can be controlled by adaptive meshing. Adaptive meshing can be done by using moving nodes, splitting elements or re-

meshing the model. This can be used to reduce element distortion or refine meshing areas where error estimates are highest [24]. During the metal cutting process, the finite element mesh is adaptively modified when the coarse mesh ahead of the cutting tool is close to the primary deformation zone. Four types of mesh rezoning techniques are used. The elemental and nodal data, such as stresses, strains, temperatures, etc., are interpolated, deleted, added or translated during the mesh rezoning [25].

### 3.4 Parameters of the analysis

In the examined case: material quality: A45  
depth of cut:  $a = 0.1 \text{ mm}$ .  
feedrate:  $f = 0.3 \text{ mm/rev}$ .

Coating of carbide cutting tool was TiAlN. Fig. 4 illustrates the shear angles using the result of maximum values of shear stresses. On the left hand side column shows the situation almost in the beginning ( $x=0.3\text{mm}$ ) of the metal cutting, while on the right hand side column demonstrates the situations of metal cutting after machining 3mm by the cutting tool. In the first row the value of the rake angle is 10 degrees, while in the second row is zero, in the third row is minus 10, and in the fourth row is minus twenty. Fig. 5 demonstrates the values of shear angles for four different rake angles. Although the Shear Plane Angles vary in the function of the machined length, results show good agreement with theory. As the value of rake angle is reducing, the shear plane angle is reducing too.

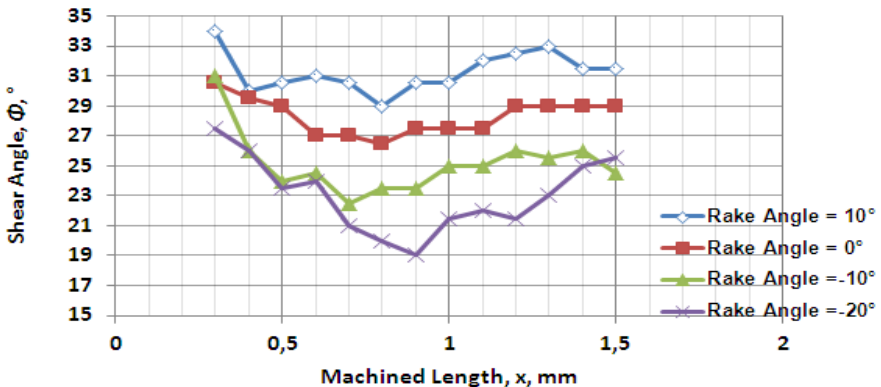


Figure 5 – Shear angles in the function of machined length of Steel AISI-1045

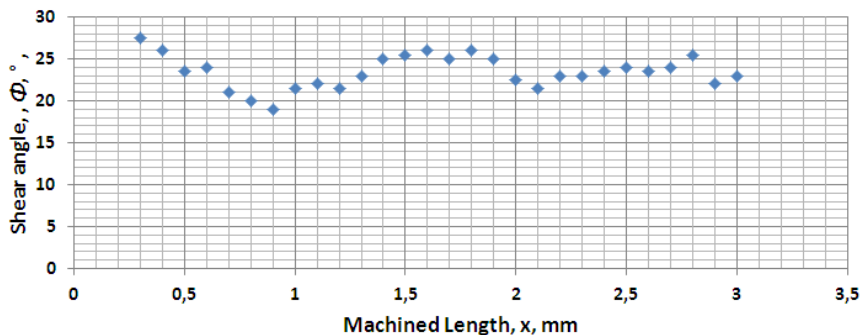


Figure 6 – Shear angles in the function of machined length of Steel AISI-1045 with the rake angle minus 20 degree.

Figure 6 Shows only that case when the rake angle is minus 20 degrees. As the chip formation is fluctuating, the shear plane angle is fluctuating as well.

## CONCLUSIONS

This paper contains a brief summary about the development of Finite Element Simulation of metal cutting and shows our results. The simulation results show the shear angles occurring in case of Steel AISI-1045 material. At the beginning of cutting, shear angle is decreasing at work material steel AISI-1045. Stress distributions and temperature on tool-chip interface were studied, which parameters are very difficult to measure by experiment. In addition to this the FE model can be used to choose optimal cutting parameters. It can be used to design for cutting tool profile as well, so in this way the very expensive experiments can be avoided.

## ACKNOWLEDGEMENT

“The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

**References** 1 Merchant, E.: **Basic mechanics of metal-cutting processes**, Journal of Applied Mechanics, Vol.: 66, 1944, p. 168-175. 2 Lee, E., Shaffer, B.: **The theory of plasticity applied to a problem of machining**, Journal of Applied Mechanics, Vol.: 73, 1951, p. 404-413. 3 Third Wave AdvantEdgeTM (2006) Third Wave system Inc., Minneapolis, USA. 4 Mamalis AG, Kundrak J, Markopoulos A, Manolakos DE: **On the finite element modelling of high speed hard turning**, International Journal of Adv. Manuf. Technol (2008) 38: (5-6) pp. 441-446. 5 Movahhedy M., Gadala M.S., Altintas Y.: **Simulation of the orthogonal metal cutting process using an arbitrary Lagrangian-Eulerian Finite-element**

**method**, Journal of Materials Processing Technology 103 (2000) 267-275, **6** Pantalé O., Bacaria J.-L., Dalverny O., Rakotomalala R., Caperaa S.: **2D and 3D numerical models of metal cutting with damage effects**, Computational Methods Appl. Mech. Engineering 193 (2004) 4383–4399, **7** Grzesik W (2008) **Advanced machining processes of metallic materials**. Elsevier, London **8** Zorev, N. N.: **Metal Cutting Mechanics**, Oxford, UK: Pergamon Press. 1966 **9** Binglin Li, Xuelin Wang, Yujin Hu, Chenggang Li: **Analytical prediction of cutting forces in orthogonal cutting using unequal division shear-zone model**, Int J Adv Manuf Technol (2011) 54:431–443 **10** Astakhov VP, Osman MOM, Hayajneh MT (2001) Re-evaluation of the basic mechanics of orthogonal metal cutting: velocity diagram, virtual work equation, and upper bound theorem. Int J Mach Tools Manuf 41:393–418 **11** Ramesh MV., Chan KC, Lee WB, Cheung CF: **Finite-element analysis of diamond turning of aluminium matrix composites**, Composites Science and Technology 61 (2001) pp.: 1449–1456 **12** Özel, T., Zeren, E. **Numerical modelling of meso-scale finish machining with finite edge radius tools**, International Journal of Machining and Machinability of Materials, Vol. 2, No. 3, 2007, Publisher's website: [www.inderscience.com](http://www.inderscience.com), ISSN (Print) 1748-5711, ISSN (Online) 1748-572X, pp.: 451-477 **13** Astakhov, V. P.: **Metal Cutting Mechanics**, Boca Raton, FL, USA: CRC Press. 1999 **14** Johnson, G., Cook, W.: **A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures**, 7th International Symposium on Ballistics, 1983, pp.: 541-547 **15** Jaspers, S.P.F.C., Dautzenberg, J.H.: **Material behavior in conditions similar to metal cutting: flow stress in the primary shear zone**, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 122, 2002, pp.322–330. **16** Dirikolu, M.H., Childs, T.H.C., Maekawa, K.: Finite element simulation of chip flow in metal machining, International Journal of Mechanical Sciences, Vol. 43, 2001, pp.2699–2713. **17** Özel, T., Altan, M. T.: **Determination of workpiece flow stress and friction at thechip–tool contact for high-speed cutting**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 40, 2000, pp.: 133–152. **18** Sartkulvanich, P., Altan, T., Göcmen, A.: **Effects of Flow stress and Friction Models in Finite Element Simulation of Orthogonal Cutting – a Sensitivity Analysis**, Machine Science and Technology, (2005) 9, pp.: 1–26. **19** Čep, R., Neslušan, M.; Barišič, B.: **Chip Formation Analysis during Hard Turning**. Strojarstvo, 2008, vol 50, No. 6, pp.: 337 – 345, ISSN 0562 – 1887. **20** Lee, E., Shaffer, B.: **The theory of plasticity applied to a problem of machining**, Journal of Applied Mechanics, Vol.: 73, 1951, p. 404-413. **21** Iwata, K., Osakada, K., Terasaka, Y.: **Process modeling of orthogonal cutting by the rigid-plastic finite element method**, ASME Journal of Engineering for Industry 106, 1984, pp.: 132–138. **22** Özel, T., Altan, M. T.: **Determination of workpiece flow stress and friction at thechip–tool contact for high-speed cutting**, International Journal of Machine Tools & Manufacture 40, 2000, pp.: 133–152. **23** Shaw, M. C.: **Metal Cutting Principles**, Oxford University Press, Oxford, 1984. **24** Ambati, R.: **Simulation and Analysis of Orthogonal Cutting and Drilling Processes using LS-DYNA**, Master of Science Thesis at University of Stuttgart, University of Stuttgart, Germany, December 2007-June 2008, p.: 71 **5** Nyiro, J.: **Results of analysis of cutting**, FMTU, Cluj Napoca, Romania, March 22-23, 2002, pp.: 109-112

*Поступила в редколлегию 15.04.2011*

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, В. А. Логоминов,  
П.А. Каморкин, канд. техн. наук, Запорожье, Украина

## **СТЕНД ДЛЯ ИЗУЧЕНИЯ МЕХАНИЧЕСКИХ КОЛЕБАНИЙ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ МАЛОЖЕСТКИХ ДЕТАЛЕЙ КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ**

*У статті описаний стенд для вивчення механічних коливань при фрезеруванні маложорстких деталей кінцевими фрезами. Стенд дозволяє вимірювати сили, що змушують коливання, відновлювальні сили та сили, що дисипують енергію.*

*В статье описан стенд для изучения механических колебаний при фрезеровании маложорстких деталей концевыми фрезами. Стенд позволяет измерять силы, которые составляют колебание, восстанавливающие силы и силы диссипирующие энергию.*

*JU.N. VNUKOV, V. A. LOGOMINOV, P.A. KAMORKIN  
STAND FOR RESEARCH MECHANICAL OSCILLATIONS IN END MILLING OF FLEXIBLE  
WORKPIECES BY END MILL*

*The article describes a stand for research mechanical oscillations in end milling of flexible workpieces. The stand allows to measure exciting force, restoring force and dissipating force.*

Появление и широкое внедрение в практику многокоординатных фрезерных станков с высокоскоростными шпинделями и CNC системами управления движением детали относительно инструмента, открывают новые возможности получения сложных поверхностей концевыми фрезами. Примером тому служат значительное по многообразию типоразмеров и форм количество моноколес авиационных газотурбинных двигателей (ГТД), получаемых по этой технологии. Механическая обработка маложесткого элемента моноколеса – лопатки, сопровождается рядом негативных явлений приводящих к отклонению размеров и формы, а также ухудшению качества обработанной поверхности. Причиной этому являются появление недопустимых механических колебаний, которые возбуждаются в упругой системе маложесткой детали под действием вынуждающей силы.

Вынуждающая сила при концевом фрезеровании является сила отталкивания маложесткой детали от фрезы, которая появляется в процессе срезания припуска.

Моноколесо авиационного ГТД является чрезвычайно дорогой деталью, поэтому для установления основных закономерностей концевой фрезерования маложестких деталей разработан стенд, позволяющий всесторонне исследовать этот специфический вид обработки.

Принципиальная схема стенда приведена на рис.1. Стенд состоит из следующих элементов. К массивному основанию 1, которое может быть установлено на рабочий стол любого фрезерного станка, прижимом 3 крепится



прямоугольная пластина 2. Эта пластина моделирует упругую систему мало- жесткой детали. Так как у пластины толщина  $H$  является наименьшим раз- мером, механические колебания будут возбуждаться в направлении  $X$ . В этом случае можно считать, что рассматриваемая система обладает одной степенью свободы.

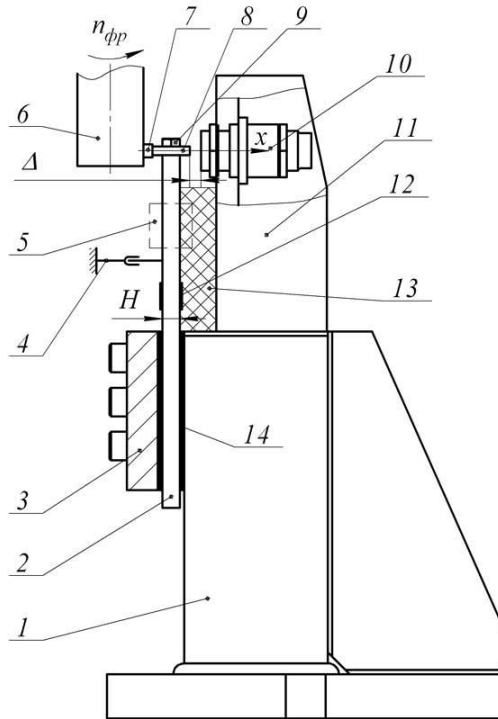


Рисунок 1 – Принципиальная схема стенда для исследования механических колебаний при фрезеровании мало- жестких деталей

В верхней части упругой пластины 2 закрепляется образец 8 из обрабатываемого материала. Разделение упругой системы и обрабатываемого образца, т.е. зоны резания (фрезерования), позволяет отдельно изучать все типы сил, действующих на механическую систему: вынуждающую, восстанавливающую (силу упругости) и диссипирующую (силу трения) [1]. В качестве концевой фрезы используют жесткую оправку 6, в которой закреплен режущий элемент 7. Однозубая фреза при исследовании динамики процесса фрезерования имеет ряд преимуществ перед многозубой. Постоянные характеристики среза (из-за отсутствия биения и неточности заточки разных зубьев),

однозначный размер  $\rho$  – радиуса округления режущей кромки и  $\delta_{\zeta}$  – площадки износа на задней поверхности, позволяет избежать дополнительных неточностей в быстропротекающих процессах контактирования инструмента с обрабатываемым образцом.

Силы, возникающие в механической системе, измеряют датчиками 10 и 12. Индуктивный проксиметр XS1 M18AB120 фирмы IFM Electronic 10, закрепляют на стойке 11, жестко связанной с основанием 1. Этим датчиком фиксируется изменение зазора  $\Delta$  между торцом датчика и обрабатываемым образцом. В отличие от акселерометра проксиметр не крепится на упругой пластинке и не изменяет ее динамические характеристики. Амплитудно-частотная характеристика индуктивного датчика XS1 M18AB120 определялась в работе [4]. В ней установлено, что амплитуда выходного сигнала практически не изменяется в диапазоне частот 0-1300 Гц, и начинает снижаться при частотах более 1300 Гц. Ослабление сигнала в диапазоне частот 0-3500 Гц не превышает 14%.

Проволочные тензодатчики 12 наклеены непосредственно на упругую пластинку 2. Они позволяют оценивать все силы, возникающие в упругом элементе, по деформации его поверхности.

Сигнал с тензодатчиков 12 усиливается усилителем и оцифровывается с помощью аналого-цифрового преобразователя E-140 E-140 фирмы L-Graph. Результаты измерений записываются и запоминаются на компьютере. Частота дискретизации составляет 50 кГц при использовании двух каналов. Такой частоты вполне достаточно для измерений колебаний упругого элемента, частота собственных колебаний которого, при толщине  $H = 8$  мм и вылете  $L = 80$  мм составляет 750 Гц.

Тарировка датчиков производится в два этапа. На первом этапе определяется зависимость выходного сигнала датчиков в зависимости от прилагаемой к упругому элементу статической нагрузки. Нагружение осуществляется образцовым динамометром ДОСМ-3-0,2. На втором этапе определяется жесткость упругого элемента. Отклонение измеряется с помощью микронного индикатора часового типа.

Для изучения роли *восстанавливающих упругих сил* в стенде предусмотрено 3 сменных упругих элемента 2 с различными толщинами  $H_1 = 4$  мм,  $H_2 = 6$  мм,  $H_3 = 8$  мм. Восстанавливающая сила упругости пропорциональна отклонению системы, при этом упругие свойства системы характеризуются коэффициентом жесткости –  $C$ , который представляет собой коэффициент пропорциональности между внешней силой  $P$ , статически нагружающей систему, и вызываемой этой силой перемещением  $X$ . При этом восстанавливающая сила противоположна по направлению внешней

силе  $P$ . На рис. 2 приведены результаты измерения коэффициента жесткости упругих пластин разной толщины и шпинделя станка модели FWD-32J с концевой фрезой (оправки с одним зубом).

Из рис.2 можно видеть, что система позволяет изучать механические колебания при коэффициенте жесткости упругой системы  $C_1 = 0,237$  Н/мкм (пластина  $H_1 = 4$  мм),  $C_2 = 0,899$  Н/мкм (пластина  $H_2 = 6$  мм),  $C_3 = 2,240$  Н/мкм (пластина  $H_3 = 8$  мм). Коэффициент жесткости шпинделя с однозубой фрезой равен  $C_{\delta\delta} = 202$  Н/мкм. Таким образом жесткость инструмента значительно превышает жесткости упругих элементов, что является необходимым условием при изучении колебаний в системе, где доминирующими являются колебания мало жесткой детали.

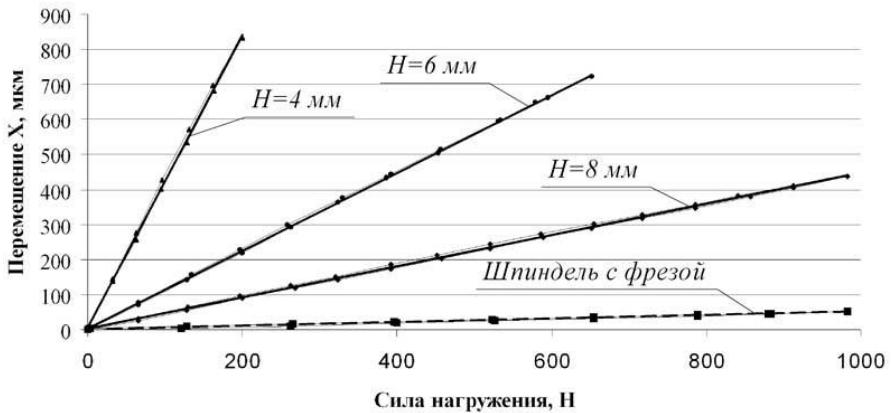


Рисунок 2 – Зависимость перемещения упругой системы от нагрузки при вылете пластины  $H = 80$  мм

Для изучения роли **диссипативных сил трения** приводящих к рассеиванию механической энергии, в стенде предусмотрена возможность установки демпфирующих прокладок 14 между упругим элементом и массивным основанием 1, вязкоупругой среды 13, в которой может рассеиваться энергия, и возможность подключения различных демпферов 4.

Для изучения колебаний, когда упругая система способна изменять массу, момент инерции и жесткость, предусмотрена возможность присоединять дополнительную массу 5 к упругому элементу 2, а также изменять его вылет  $L$ .

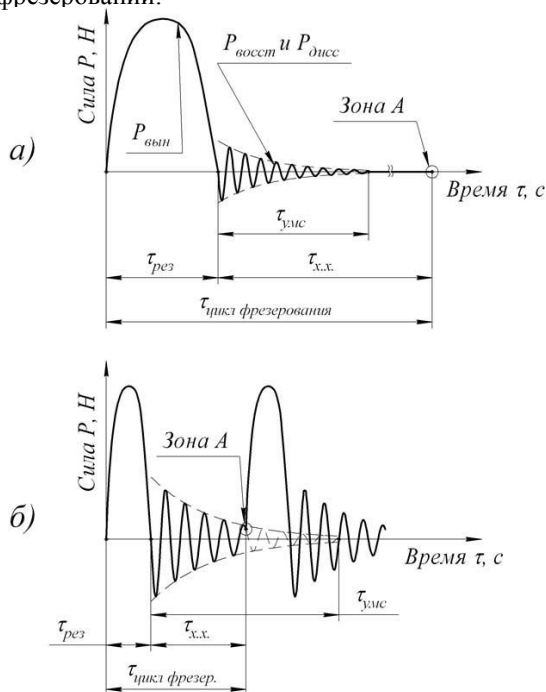
Для изучения роли **вынуждающих сил** имеется возможность изменять режимы резания в соответствии с паспортом станка мод. FWD-32J на котором

числа оборотов  $n_{фр}$  могут изменяться от 56 до 1800 об/мин. Для однозубой фрезы диаметром  $D_{фр} = 35$  мм, скорость резания изменяется от 6,2 до 197,9 м/мин, минутная подача  $s_{мин}$  – от 11,2 до 1120 мм/мин.

Сменный режущий элемент позволяет изменять геометрию режущего зуба, а также  $R$  – радиус округления режущей кромки,  $\delta_{\zeta}$  – площадку износа по задней поверхности.

Возможность быстрой смены обрабатываемого образца без изменения упругих и диссипатирующих свойств механической системы позволяет по новому рассмотреть роль обрабатываемого материала на формирование вынуждающей силы.

Измерительные возможности стенда приведены на рис.3, где в координатах *сила-время*, можно изучать динамику поведения механической системы при концевом фрезеровании.



а – Фрезерование в условиях, когда время успокоения механической системы  $\tau_{умс}$  меньше, чем время холостого хода  $\tau_{х.х.}$  (т.е. время между выходом предыдущего зуба и входа следующего)  $\tau_{умс} < \tau_{х.х.}$ . б – Фрезерование в условиях когда  $\tau_{умс} > \tau_{х.х.}$ .

Рисунок 3 – Изменение сил в механической системе при концевом фрезеровании

Циклом фрезерования считаем время между началом фрезерования соседних зубьев. Для однозубой фрезы это время одного оборота. Цикл фрезерования состоит из времени резания  $\tau_{рез}$  – когда зуб снимает припуск с переменной толщиной среза и времени холостого хода –  $\tau_{х.х.}$  между точкой выхода из зоны резания предыдущего зуба и точкой входа в зону резания последующего зуба.

Во время резания  $\tau_{рез}$  на механическую систему действует переменная вынуждающая сила, представляющая собой составляющую силы резания по направлению действия –  $X$  (см. рис.1).

После выхода зуба фрезы из зоны обработки, на механическую систему действуют упругие силы восстановления, причем направление их действия при колебании меняет знак. Время успокоения механической системы –  $\tau_{умс}$  зависит от сил трения, приводящих к диссипации (рассеиванию) энергии вызывающих ее свободных колебаний. Обычно способность системы к диссипации оценивают логарифмическим декрементом колебаний.

Если время успокоения механической системы  $\tau_{умс}$ , меньше времени холостого хода  $\tau_{х.х.}$  – то можно считать, что механическая система не оказывает или мало оказывает влияние на условия начала резания очередного зуба фрезы, рис. 3а. Если же  $\tau_{умс} > \tau_{х.х.}$ , то каждый новый зуб начинает контактировать с деталью, которая продолжает находиться в колебательном процессе, рис. 3б. В этом случае становится чрезвычайно важным, в какой момент колебательного цикла детали начинает резать зуб (зона А, рис. 3) и как согласуются место начала нового толчка вынуждающей силы для каждого последующего режущего зуба.

Разработанный стенд и возможности современной системы цифровой обработки и запоминания результатов измерения открывают новые возможности установления наиболее эффективных путей повышения виброустойчивости при концевом фрезеровании маложестких деталей.

**Список использованных источников:** 1. Пановко Я.Г. Основы прикладной теории колебаний и удара / Я.Г. Пановко. – М.: Машиностроение, 1976. – 320 с. 2. Емельяненко С.С. Повышение эффективности концевого фрезерования путем обеспечения динамической устойчивости технологической системы: дис. канд. техн. наук : 05.03.01 / Сергей Сергеевич Емельяненко. – Сумы, 2008. – 205 с.

*Поступила в редколлегию 11.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Panovko Ja.G. Osnovy prikladnoj teorii kolebanij i udara / Ja.G. Panovko. – M.: Mashinostroenie, 1976. – 320 s. 2. Emel'janenko S.S. Povyshenie jeffektivnosti koncevogo frezerovanija putem obespechenija dinamicheskoj ustojchivosti tehnologicheskoj sistemy: dis. kand. tehn. nauk : 05.03.01 / Sergej Sergeevich Emel'janenko. – Sumy, 2008. – 205 s.

В.М. Волкогон, д-р техн. наук, В.С. Антонюк, д-р техн. наук,  
Аврамчук С.К., канд. техн. наук, Кравчук А.В., канд. техн. наук,  
Д.А. Котляр, канд. техн. наук, Ю.А. Федоран, Киев, Украина

## **ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ ОБРАБОТКИ ГЕКСАНИТОМ-R НА ВЫНОСЛИВОСТЬ СТАЛИ ХВСГ**

*Приведені результати досліджень впливу виду механічної обробки і інструментального матеріалу на границю міцності сталі ХВСГ при механічній обробці. Показані переваги токарної обробки різцями з гексаніту-R порівняно з процесом шліфування. Збільшення швидкості інструментом від 50 до 200 м/хв при обробці інструментом із гексаніту-R не приводить до суттєвої зміни опору втомлення.*

*Приведены результаты исследований влияния вида механической обработки инструментального материала на предел выносливости стали ХВСГ при механической обработке. Показаны преимущества токарной обработки резцами с гексанита-R в сравнении с процессом шлифования. Увеличение скорости резания от 50 до 200 м/мин при обробка інструментом із гексаніту-R не приводит к существенному изменению сопротивления усталости.*

V.M. VOLKOGON, V.S. ANTONJUK, AVRAMCHUK S.K., KRAVCHUK A.V.,  
D.A. KOTLIJAR, JU.A. FEDORAN

*INFLUENCE OF PROCESSING SPEED BY GEKSANIT-R ON ENDURANCE OF STEEL  
KHVSG*

*The results of researches of influence of type of tooling of instrumental material are resulted on the limit of endurance KHVSG became at tooling. Retuned advantage of lathe treatment the chisels of geksanita-R by comparison to the process of polishing. Increase of cutting speed from 50 to 200 m/minutes at treatment instrument by geksanit-R does not cause the substantial change of resistance a fatigue.*

**Вступлення.** Механическая обработка деталей машин режущим инструментом оказывает существенное влияние на сопротивление обрабатываемых деталей циклическим нагрузкам [1, 2]. Это объясняется развитием усталостного разрушения, как правило, с поверхности и в малом объеме; при этом всякое локальное ослабление материала вызывает появление сдвигов с надрывами и на их основе усталостных трещин. Наибольшие циклические напряжения в поверхностных слоях металла действуют при циклическом изгибе и кручении. В то же время механическая обработка слабо влияет на прочность и пластичность как мягких, так и закаленных сталей при испытании на кратковременную статическую прочность в связи с тем, что статические прочностные характеристики ответственны за работу всего объема образца и состояние его поверхностного слоя оказывает на них малое влияние [3].

Токарная обработка, по сравнению с полированием и шлифованием, снижает сопротивление усталости конструкционных и инструментальных сталей из-за худшей микрогеометрии поверхности [4]. При этом разные виды токарной обработки оказывают различное влияние на выносливость, и чем

грубее токарная обработка, тем ниже выносливость сталей. В ряде случаев преимущественное значение приобретают прочность и напряженное состояние поверхностного слоя металла. Наиболее существенное влияние на выносливость оказывают радиус закругления резца, передний угол, величина подачи и скорость резания. Точение с большими передними отрицательными углами, увеличение радиуса закругления вершины резца повышают долговечность работы деталей. Увеличение подачи и уменьшение скорости резания приводит к снижению сопротивления усталости деталей. С увеличением скорости резания предел выносливости стали возрастает из-за уменьшения числа дефектных участков на обрабатываемой поверхности и наличием упрочняющего эффекта [5]. Изменение глубины резания мало влияет на сопротивление усталости стали, поскольку микрогеометрия обработанной поверхности не зависит от указанного параметра; некоторое возрастание наклепа при увеличении глубины резания компенсируется ростом остаточных напряжений растяжения [6].

На прочностные свойства деталей оказывает влияние изменения физико-механического состояния поверхностного слоя, обусловленные интенсивным выделением тепла в процессе резания, поверхностный наклеп, глубина залегания и величина остаточных напряжений [7]. Поверхностный наклеп повышает сопротивление усталости металла. С увеличением глубины и степени наклепа предел выносливости повышается [6]. Остаточные напряжения сжатия – повышают, а растяжения – понижают сопротивление усталости стали [3]. Шлифование, как правило, приводит к снижению сопротивления усталости, обусловленному возникновению при обработке растягивающих напряжений.

Обработка резцами из Гексанита-Р, имеющего высокую теплопроводность [8], должна способствовать смещению уровня остаточных напряжений и как следствие повышению прочностных свойств обработанных материалов [2]. Однако этот вопрос исследован недостаточно.

**Цель работы.** Исследование особенностей влияния режимов механической обработки на сопротивление обработанных деталей из стали ХВСГ (ГОСТ 5950 - 73) циклическим нагрузкам.

**Методика исследования.** Образцы из стали ХВСГ (HRC 54...56) для исследования процесса обработки точением и шлифованием изготавливали в виде цилиндров высотой 10 мм диаметром 50 мм и длиной 250 мм, которые затем закаливали от температуры 850 °С (с охлаждением в масле) и отпускали при температуре 200 °С на воздухе. Технологически процесс изготовления образцов состоял из резки круглого проката на заготовки, предварительной токарной, полустачевой и чистовой обработки:

- 1) точения резцами из гексанита-Р при скорости резания 20, 40, 80, 160 и 250 мм/мин с подачей 0,07мм/об и глубиной резания 0,25мм.
- 2) шлифования абразивными кругами:

- а) ПП 250x16x76 63С 6 СМ1К на круглошлифовальном станке 3Б12;
- б) ПП 300x20x127 63С 40 СМ1К на плоскошлифовальном станке модели 3171М;
- 3) шлифования кругом из гексанита – А: ПП 250x16x5x76 ГА 125/100 100% БСТ

Образец для испытания на циклическую прочность и параметры, размеры и шероховатость образцов приведены на рис. 1.

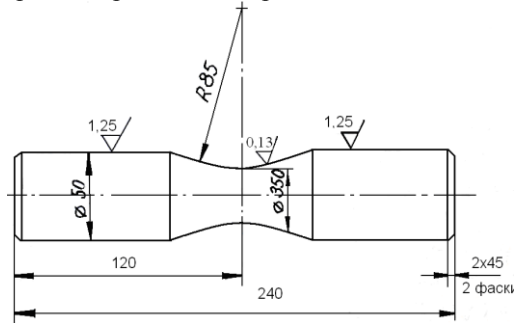


Рисунок 1 – Образец для испытания на циклическую прочность

Усталостные испытания образцов проводились в условиях консольного изгиба с вращением. Частота изменения нагрузки составляла – 15,0 Гц, база испытаний – 10 млн. циклов. Для построения кривой усталости испытывалось не менее 15 образцов, обработанных по принятому режиму резания. Полученные в результате расчета средние значения  $\ln \bar{\sigma}$ ,  $\ln \bar{N}$ , среднеквадратичные отклонения значений  $\sigma_i$  и  $\ln N_{pi}$ , коэффициент корреляции и другие являются исходными для получения корреляционного уравнения – уравнения кривой усталости:

$$\ln N_p = A + M \ln \sigma$$

где  $N_p$ - среднее вероятное число циклов до разрушения образца при напряжении  $\sigma$ ;  $A, M$  – коэффициенты.

**Обсуждение результатов.** Для испытаний на усталость было изготовлено четыре партии образцов. Первая – обрабатывалась шлифовальным кругом; вторая, третья и четвертая – гексанитом-Р при скорости резания  $V = 50, 100$  и  $200$  м/мин. соответственно; глубина резания и подача для последних трех партий оставались постоянными и равными  $t = 0,25$  мм  $S = 0,07$  мм/об. Результаты испытаний на усталость указанных выше партий образцов стали ХВСГ представлены на рис. 2.

Параметры кривых усталости, значения коэффициентов корреляции и ограниченных пределов усталости приведены в таблице.

Анализ результатов испытаний показывает, что на принятой базе испытаний сопротивление усталости исследуемого материала характеризуется лишь наклонным участком кривой усталости – перелом кривой усталости



смещен в область больших долговечностей. Кривая усталости образцов четвертой партии (200 м/мин.) расположена ниже кривых 2-й и 3-й партий и ограниченный предел выносливости ниже на 10 %, чем для 2-й партии.

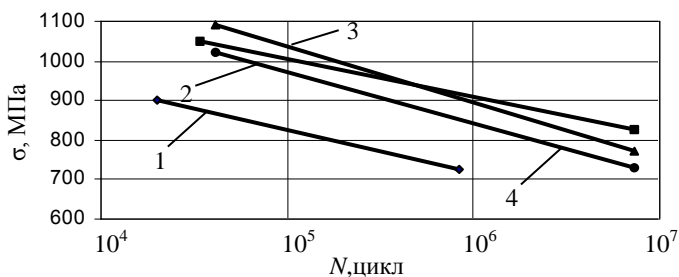


Рисунок 2 – Кривые усталости образцов из стали ХВСГ: шлифование абразивным кругом - (1); точение гексанитом – Р со скоростью 50 (2), 100 (3) и 200 (4) м/мин.

Таблица – Результаты усталостных испытаний образцов стали ХВСГ в условиях консольного изгиба

№ партии	Вид чистовой обработки	Коэффициенты уравнений кривой усталости		Коэффициент корреляции r	предел выносливости на базе $10^7$ циклов, $\sigma_{-1}$ , МПа
		A	M		
1	Шлифование абразивным кругом	28,56	12,33	-0,9251	559
2	Точение, резец из гексанита-Р V = 50 м/мин.	53,31	24,15	-0,7795	827
3	Точение, резец из гексанита-Р при V = 100 м/мин.	36,97	15,88	-0,8018	769
4	Точение резец из гексанита-Р V = 200 м/мин.	36,73	17,00	-0,8036	735

Выносливость шлифованных образцов существенно ниже выносливости образцов после точения гексанитом-Р. Ограниченный предел выносливости для первой партии (559 МПа) на 32% ниже, чем для 2-й партии. Это связано с тем что в процессе резания гексанитом – Р в поверхностных слоях стали проходит скоростной отпуск под напряжением, при котором возникают сжимающие остаточные напряжения 1-го рода в  $\alpha$ - и  $\gamma$ -фазах, замедляется распад остаточного аустенита. Сочетание равномерно распределенных хрупких и вязких структурных составляющих в поверхностном слое способствует повышению выносливости стали ХВСГ. При шлифовании абразивным кругом

возникают растягивающие напряжения 1-го рода в  $\gamma$ -фазе, частично распадается остаточный аустенит и повышается степень его наклепа.

**Выводы.** Таким образом, обработка резцами из гексанита-Р стали ХВСГ повышает ограниченный предел выносливости по сравнению со шлифованном абразивным кругом на 30%. Увеличение скорости резания от 50 до 200 м/мин. не приводит к существенному изменению сопротивления усталости, что свидетельствует о возможности повышения производительности обработки инструментом из гексанита-Р путем увеличения скорости резания.

**Список использованных источников:** 1. *Постнов, В. В.* Процессы на контактных поверхностях, износ режущего инструмента и свойства обработанной поверхности Текст. / *В. В. Постнов, Б.У. Шарипов, Л. Ш. Шустер.* Свердловск: Изд-во Уральского ун-та, 1988.-224 с. 2. Обработка инструментом сталей резцами из Гексанита-Р / *Г.Г. Карюк, М.С. Пивоваров, В.П. Барабан и др.* // Гексанит и Гексанит-Р и изделия на их основе инструментального назначения.– Киев. ин-тут пробл. материал. АН УССР, 1975.– С. 14-17. 3. *Кагаев В.П., Дроздов Ю.Н.* Прочность и износостойкость деталей машин.- М: Высшая школа, 1991, 320 с 4. Суслов, А. Г. Качество поверхностного слоя деталей машин Текст. / А. Г. Суслов. М.: Машиностроение, 2000.-318 с. 5. *Сулима, А.М.* Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин Текст. / *А.М. Сулима, В.А. Шулов, Ю. П. Ягодкин.* М.: Машиностроение, 1988. - 238 с. 6. *Терентьев В.Ф.* Усталость металлических материалов, Изд-во: *Наука*, 2003, 257 с. 7. *Яцерицин П. И.* Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / *П.И. Яцерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн.* Минск: Высшейшая школа, 1990, 512 с. 8. *Приймачук В.Л., Божко А.В. Овенесян А.О.* Теплофизические свойства разных модификаций нитрида бора // Порошковая металлургия.– 1983.–№ 8.– . 80-82.

*Поступила в редколлегию 12.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Postnov, V. V. Processy na kontaknykh poverhnostyakh, iznos rezhuyego instrumenta i svojstva obrabotannoy poverhnosti Tekst. / *V. V. Postnov, B.U. Sharipov, L. Sh. Shuster.* Sverdlovsk: Izd-vo Ural'skogo un-ta, 1988.-224 s. 2. Obrabotka instrumentom staley rezcami iz Geksanita-R / *G.G. Karjuk, M.S. Pivovarov, V.P. Baraban i dr.* // Geksanit i Geksanit-R i izdelija na ih osnove instrumental'nogo naznachenija.– Kiev. in-tut probl. material. AN USSR, 1975.– S. 14-17. 3. *Kagaev V.P., Drozdov Ju.N.* Prochnost' i iznoso-stojkost' detalej mashin.- M: Vysshaja shkola, 1991, 320 s 4. Suslov, A. G. Kachestvo poverhnost-nogo sloja detalej mashin Tekst. / *A. G. Suslov. M.: Mashinostroenie, 2000.-318 s. 5. Sulima, A.M. Poverhnostnyj sloj i jekspluatacionnye svojstva detalej mashin Tekst. / *A.M. Sulima, V.A. Shulov, Ju. P. Jagodkin. M.: Mashinostroenie, 1988. - 238 s. 6. Terent'ev V.F. Ustalost' metallicheskih materialov, Izd-vo: Nauka, 2003, 257 s. 7. Jawericin P. I. Teorija rezanija. Fizi-cheskie i teplovyje processy v tehnologicheskikh sistemah / *P.I. Jawericyn, M.L. Eremenko, E.Je. Fel'dshtejn. Minsk: Vyshejsnjaja shkola, 1990, 512 s. 8. Prijmachuk V.L., Bozhko A.V. Ovenesjan A.O.* Teplofizicheskie svojstva raznyh modifikacij nitrida bora // Poroshkovaja metallurgija.–1983.–№ 8.– . 80-82.**

А. И. Грабченко, д-р техн. наук, Л. Г. Дюбнер, проф.,  
И. Н. Пыжов, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ПСТМ НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ЯВЛЕНИЯ ПЕРИОДИЧНОСТИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ

*Розглянуті деякі питання, пов'язані з можливістю підвищення ефективності процесу формоутворення лезових інструментів з полікристалічних надтвердих матеріалів алмазним шліфуванням.*

*Рассмотрены некоторые вопросы, связанные с возможностью повышения эффективности процесса формообразования лезвийных инструментов из поликристаллических сверхтвердых материалов алмазным шлифованием.*

A. I. GRABCHENKO, L. G. DUBNER, I. N. PYZHOV  
INCREASE OF PROCESSING EFFICIENCY OF POLYCRYSTALLINE SUPERHARD  
MATERIAL ON THE BASIS OF THE PHENOMENON USE OF GRINDING PROCESS PERIODICITY

*Some questions related to possibility of increase the efficiency of the formation process of lathe instruments made of polycrystalline superhard materials by means of diamond grinding are considered.*

1. **Постановка проблемы.** На настоящий момент одним из наиболее используемых методов формообразования лезвийных инструментов и др. изделий из поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) остается шлифование кругами на основе шлифпорошков алмаза. Этот метод имеет широкие технологические возможности и может быть применен для обработки практически любых конструкционных и инструментальных материалов (от сверхмягких до сверхтвердых [1], [2], [3]). В связи с этим изыскание дополнительных возможностей для повышения эффективности этого процесса является актуальной проблемой.

2. **Анализ последних исследований и публикаций.** Известно, что при шлифовании (ПСТМ) режущий рельеф алмазных кругов аномально быстро изнашивается, что влечет за собой изменение значений выходных показателей обработки [1]. При работе по «жесткой» схеме это может привести к росту силовой и тепловой напряженности процесса до недопустимых величин, а, следовательно, к возникновению брака при обработке. Одним из подходов, способствующих исключению этого недостатка, является использование «упругой» схемы, при которой усилие прижима образца к рабочей поверхности круга (номинальное давление в контакте) не зависит от явлений, протекающих как в зоне шлифования [1]. При этом следует отметить, что удовлетворительные значения основных выходных показателей процесса обработки при относительно малых величинах давления в контакте ( $P_H \leq 5\text{МПа}$ ), дающих возможность получения минимума брака ПСТМ, могут быть обеспечены

только в условиях управления режущим рельефом кругов на токопроводящих связках [1], [2].

Установлено, что при работе как по жесткой ([3], [4]), так и упругой ([5], [6]) схемам шлифования ПСТМ наблюдается ярко выраженная скачкообразность износа кругов, заключающаяся в периодичности съема припуска с обрабатываемого материала, а, следовательно, и периодичности изменения практически всех выходных показателей обработки. Это позволило сделать вывод о том, что периодичность процесса шлифования ПСТМ является не только его особенностью, но и закономерностью. Анализ этого явления показывает, что с одной стороны периодичность износа круга не дает возможности обеспечения стабильности значений размерной точности и шероховатости при обработке, а с другой стороны свидетельствует о недостаточно полном использовании режущего ресурса алмазных зерен. Известно, что для обеспечения постоянства во времени показателей качества процесса формообразования лезвийных инструментов из ПСТМ необходимо в максимальной степени реализовать на практике условия устойчивого протекания процессов их шлифования [10], причем нужно стремиться к обеспечению полной устойчивости или, в крайнем случае, устойчивости по рассеиванию [11].

**3. Цель исследования.** Целью настоящей работы является нахождение условий повышения эффективности управляемого процесса обработки ПСТМ по упругой схеме путем использования явления периодичности процесса шлифования.

#### **4. Основные материалы исследования.**

Установлено, что отмеченная периодичность наблюдается при шлифовании как алмазных поликристаллов (рис. 1,а), так и поликристаллов на основе нитридов бора (рис. 1,б) и особенно при использовании электрохимического способа управления режущим рельефом кругов в автономной зоне [1]. Отличительной ее особенностью при «упругой» схеме шлифования является то, что она, реализуясь при постоянной величине нормальной силы, требует строго определенного сочетания значений параметров режущего рельефа круга (высоты выступания зерен, числа зерен в контакте, размеров площадок износа на них) для самозатачивания алмазных зерен (путем микро и макро разрушения). Другими словами, режущий рельеф круга приводится в соответствие значению нормальной нагрузки, в то время как при использовании «жесткой» схемы, наоборот, нормальная сила приводится в соответствие состоянию режущего рельефа, что и порождает различные значения выходных показателей обработки. Однако, несмотря на такие отличия, в обоих случаях периодичность процесса свидетельствует о недоиспользовании потенциально высокой режущей способности алмазных кругов.

Представление о физических явлениях, одновременно происходящих как в зоне шлифования, так и в зоне управления режущим рельефом круга подробно рассмотрены в работе [6]. Постоянство усилия прижима обрабатываемого ПСТМ к рабочей поверхности алмазного круга в сочетании с непрерывным автономным удалением его связки с постоянной интенсивностью во

многим определяет специфику процесса. В этих условиях режущий рельеф круга, не оказывая влияния на величину брака ПСТМ, предопределяет значения таких выходных показателей обработки, как производительность, удельный расход алмазов, себестоимость и др. (рис. 1). В начальный момент обработки режущий рельеф вскрытого (например, электрохимическим способом) круга находится в хорошо развитом состоянии и при этом высота выступания зерен имеет максимально возможное значение и на них практически отсутствуют площадки износа. Поэтому в начале обработки, когда в контакте с ПСТМ находится минимальное количество зерен, скорость их износа значительно превышает интенсивность удаления связки круга, которая в процессе обработки, как правило, остается постоянной.

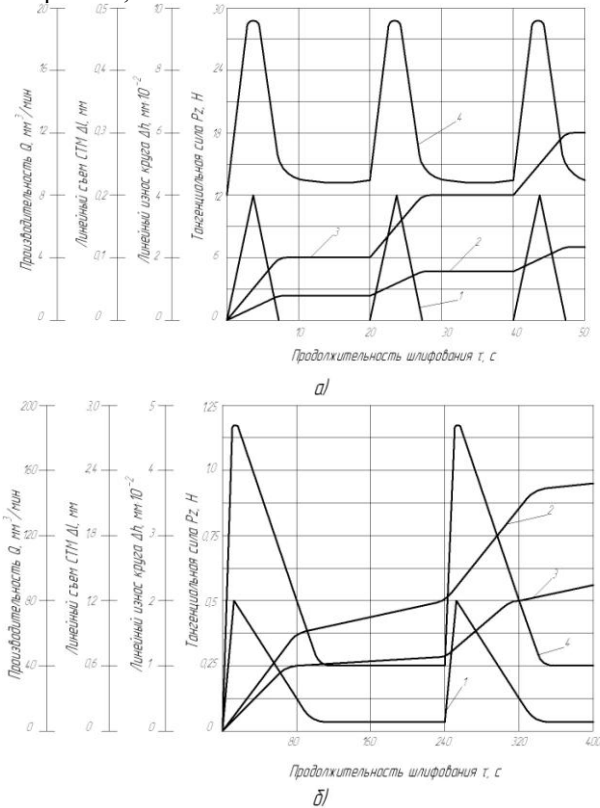


Рисунок 1 – Периодичность изменения показателей процесса шлифования (1 –  $Q$ ; 2 –  $\Delta l$ ; 3 –  $\Delta h$ ; 4 –  $P_z$ ) во времени при обработке СКМ (а) и К10Д (б) с электрохимическим управлением режущим рельефом круга  
 Условия обработки: круг 12А2-45 150х10х3х32 АС6 125/100 А1 ПМ12 100 %;  
 $V_k = 30$  м/с;  $S_{np} = 1$  м/мин; а– $P_n = 2,5$  МПа;  $I = 30$  А; б– $P_n = 1$  МПа;  $I = 30$  А

По мере протекания процесса шлифования высота выступления зерен резко падает, и на них образуются площадки износа. Как известно [1], способность зерен самозатачиваться в значительной степени зависит от высоты их выступления. Поэтому по мере ее уменьшения процесс самозатачивания зерен затухает, чему в значительной степени способствуют такие явления, как рост площадок износа на зернах и увеличение числа зерен в контакте с ПСТМ по мере его приближения к связке (а, следовательно, к уменьшению нагрузки на зерна). Это приводит к снижению способности зерен к самозатачиванию, а, следовательно, и к соответствующему изменению значений выходных физических и технологических показателей процесса шлифования — линейный съем ПСТМ ( $\Delta l$ ), а, следовательно, производительность обработки ( $Q$ ) и тангенциальная составляющая силы резания ( $P_z$ ) уменьшаются (рис. 1).

Снижение высоты выступления зерен прекращается в момент наступления равенства скоростей износа зерен ( $V_z$ ) и связки ( $V_{св}$ ). Поскольку скорость износа алмазных зерен, по всей видимости, продолжает уменьшаться и становится меньше, чем интенсивность удаления связки круга - высота выступления зерен начинает расти. Процесс интенсивного самозатачивания алмазных зерен возобновляется в тот момент, когда их высота выступления достигнет определенного значения. Эту высоту назовем критической ( $H_k$ ). Ей соответствует конкретное число зерен в контакте и конкретная величина площадок износа на них, что определяется условиями обработки (усилием прижима ПСТМ к кругу, скоростью вращения круга, прочностью зерен и т.д.). Поскольку такой периодический процесс продолжается при неизменных условиях обработки до полного износа круга, то вполне естественно предположить, что главным его условием является равенство средней за период скорости износа зерен и скорости удаления связки, несмотря на то, что в пределах одного периода скорость износа зерен колеблется значительно. Другими словами она в определенный момент превышает скорость удаления связки, затем становится равной или меньше ее.

Равенство среднего значения скорости износа алмазных зерен  $V_{z.cp}$  и интенсивности удаления связки круга свидетельствует о макростабильности процесса в том смысле, что он не затухает до полного износа круга, поскольку на протяжении всего периода его работы происходят чередующиеся с определенным установившимся периодом акты лавинообразного износа круга и съема припуска с ПСТМ.

Непостоянство же скорости  $V_z$  в пределах времени, равного одному периоду, свидетельствует о существовании некой внутренней неоднородности стабильного в целом процесса шлифования. Это позволяет сделать вывод о том, что равенство  $V_{z.cp} = V_{св}$  является необходимым, но не достаточным условием для обеспечения стабильности процесса в строгом смысле. Достаточным условием, очевидно, будет являться равенство скоростей  $V_z$  и  $V_{св}$  в каждый момент времени обработки.

Поскольку критическая величина высоты их выступания, а, следовательно, и скорость износа зерен зависят от условий обработки, то вполне понятно, что изменением этих условий можно в определенных пределах регулировать параметры периодичности. В связи с этим представляет значительный интерес оценка степени влияния отдельно взятых составляющих условий обработки на периодичность процесса с целью определения наиболее рационального способа управления ею.

Анализ роль силы тока в цепи управления режущим рельефом алмазного круга на токопроводящей связке, определяющая интенсивность ее удаления вне зоны шлифования, является важнейшим параметром процесса обработки, поскольку именно она обеспечивает необходимую развитость режущего рельефа круга [1], [2], [6]. Остальные составляющие условий обработки начинают играть активную роль в процессе шлифования ПСТМ только в условиях непрерывного управления режущей способностью круга, поэтому сила тока, несомненно, должна оказывать решающее влияние на периодичность изменения режущего рельефа, а, следовательно, и выходных показателей процесса.

Можно предположить, что увеличивая силу тока в цепи управления, можно обеспечить рост времени высокопроизводительного съема ПСТМ и соответственно уменьшить время малопроизводительного съема, что, несомненно, должно привести к росту производительности процесса шлифования в целом. В связи с этим был предложен способ шлифования ПСТМ, основанный на исключении непроизводительного периода шлифования за счет обеспечения требуемой интенсивности удаления связки круга в автономной зоне (*способ 1*).

Практическая проверка показала правильность изложенных выше суждений. Так, при шлифовании синтетического алмаза СКМ-Р осуществляли изменения силы тока в цепи управления в диапазоне 30-150А при неизменных остальных условиях обработки (рис. 2). Как видно из рисунка, увеличение силы тока с 30 до 110А уменьшает период следования всплесков выходных показателей с 20 до 10 с, а при  $I=150А$  процесс шлифования практически можно считать стабильным. При этом съем припуска осуществляется непрерывно, благодаря чему производительность обработки возросла более чем в два раза.

Следует обратить внимание на то, что верхнее (пиковое) значение тангенциальной составляющей силы резания  $Pz_{max} = 28Н$  в указанном диапазоне силы тока изменений не претерпевает, в то время как ее минимальное значение все время возрастает ( $Pz_{min} = 18 Н$  при  $I = 30А$ ;  $Pz_{min} = 16Н$  при  $I = 50А$ ;  $Pz_{min} = 24Н$  при  $I = 110А$ ), увеличивая тем самым среднюю величину силы (которая косвенно свидетельствует о съеме обрабатываемого материала). При достижении силой тока своего критического для данных условия значения ( $I_k \approx 150А$ )  $Pz_{min} = Pz_{max} = 28Н$ , что свидетельствует о стабилизации процесса шлифования в целом.

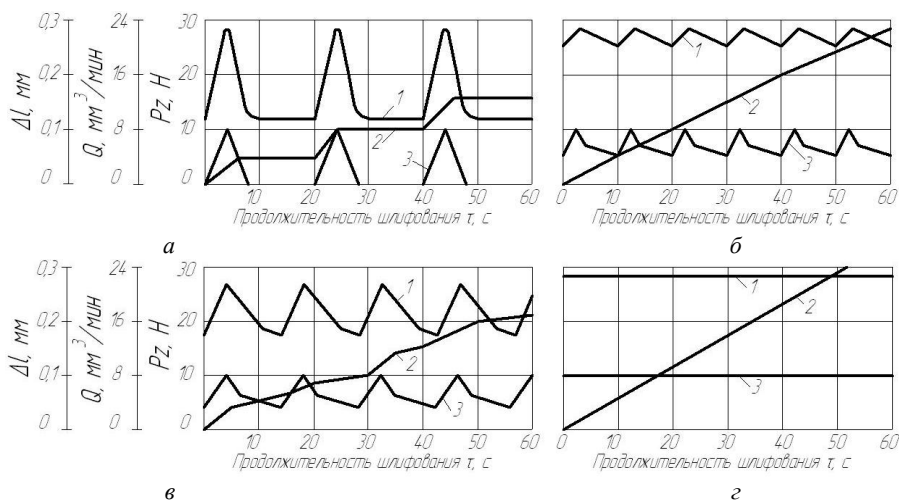


Рисунок 2 – Осциллограммы, отражающие влияние силы тока в цепи управления и продолжительности шлифования на изменение выходных показателей обработки

СКМ: 1 – Pz; 2 –  $\Delta l$ ; 3 – Q; а – I = 30 А; б – I = 50 А;

в – I = 110 А; г – I = 150 А.

Условия обработки: круг 12A2-45 150x10x3x32 AC6 125/100 A1 ПМ12 100 %;

$V_k = 20$  м/с;  $S_{пр} = 1$  м/мин;  $P_n = 2,5$  МПа; ( $P_y = 50$  Н)

Недостатком отмеченного способа стабилизации процесса шлифования является несколько повышенный расход алмазов круга, что связано с выпадением из связки значительного количества зерен не полностью использовавших свои режущие свойства.

В связи с этим были проведены исследования по изысканию путей совершенствования процесса формообразования лезвийных инструментов из ПСТМ, основанного на использовании процесса шлифования токопроводящими кругами на основе шлифпорошков алмаза с управлением РПК.

Известно, что на выходные показатели процесса шлифования ПСТМ особое влияние оказывает концентрация алмазного круга [8, 9]. Это в первую очередь связано с числом зерен в контакте с ПСТМ, а, следовательно, с уровнем силовой напряженности в зоне обработки. В настоящее время для установления оптимального значения концентрации алмазного круга при шлифовании ПСТМ на основе алмаза и нитрида бора проводятся трудоемкие испытания. Их суть в конечном итоге заключается в построении зависимостей  $Y = f(K)$  для достаточно большого числа сочетаний других параметров, характеризующих алмазоносный слой круга и режимы обработки. Здесь «Y» – выходной показатель обработки, например, производительность, удельный расход алмазов, себестоимость и т.д.



В связи с этим была высказана идея о том, что, используя явление периодичности процесса (в основе которой лежит ярко выраженное явление приспособляемости [1], [2] процесса шлифования ПСТМ) можно установить оптимальное количество зерен в контакте с обрабатываемым материалом. Если затем изготовить круг с такой же характеристикой, то устойчивость процесса шлифования (для данных конкретных условий обработки) будет максимально обеспечена. Разница будет в том, что при использовании такого круга в работе будет участвовать подавляющее количество зерен, находящихся на РПК. Естественно, что при этом высота выступания зерен над связкой будет значительно меньше, нежели в предыдущем способе. Все это должно положительно сказаться на устойчивости процесса обработки и привести к существенному снижению удельного расхода алмазов круга.

На базе этих рассуждений был предложен экспресс-способ определения оптимальной концентрации алмазного круга на токопроводящей связке путем шлифования (*способ 2*). Его достоинством является простота реализации и высокая точность результата, поскольку речь идет о концентрации круга, оптимальной для конкретных условий обработки. Оптимальная концентрация круга в данном случае определяется следующим образом. Шлифуют сверхтвердый материал кругом с концентрацией не менее 100% на металлической связке, которую подвергают электрохимическому растворению, при этом поддерживают постоянное давление круга на обрабатываемую поверхность и регистрируют один из выходных показателей процесса обработки, например, мощность шлифования, линейный съем ПСТМ и т.д. При появлении регулярных периодически повторяющихся пульсаций контролируемого показателя прерывают процесс в момент начала очередного всплеска и определяют число зерен  $n_{opt.}$ , находившихся в контакте со сверхтвердым материалом.

Зная  $n_{opt.}$ , можно расчетным путем определить требуемое значение оптимальной концентрации алмазного круга, используя зависимости, изложенные в литературе (например, [7]):

$$K_{opt.} = \frac{n_{opt.} \cdot 200 \cdot \pi \cdot 0.6^{3/2} \cdot (0.96 \cdot Z_{cp.})^2}{3}, \quad (1)$$

где  $K_{opt.}$  – оптимальное значение концентрации, %;  $n_{opt.}$  – число зерен (оптимальное), находившихся в контакте со сверхтвердым материалом, шт/мм<sup>2</sup>;  $Z_{cp.}$  – средний размер алмазного зерна, мм.

Таким образом, предложенный способ определения оптимальной концентрации алмазного круга основан на учете того факта, что число зерен в контакте с ПСТМ зависит от высоты их выступания над уровнем связки.

Естественно, что перед проведением эксперимента круг необходимо приработать в течение некоторого времени. Появление трех-четырех всплесков параметра процесса шлифования (например, мощности  $N$ , линейного

износа круга  $h$  и т.д.) одинаковой амплитуды, следующих через одинаковый период времени  $T$ , свидетельствует о том, что процесс шлифования перешел в установившуюся стадию.

И если условия обработки будут соответствовать условиям испытания, то круг, имеющий оптимальную концентрацию, будет работать в режиме самозатачивания практически непрерывно, т.к. в контакте с обрабатываемым поликристаллом будет находиться оптимальное количество зерен.

Таким образом, рассчитанное по выражению (1) значение  $K_{opt.}$  должно позволить стабильно обеспечивать значения выходных показателей обработки, поскольку периодичность процесса должна вырождаться, а круг работать достаточно устойчиво до полного износа алмазного слоя. Этот тезис нашел свое экспериментальное подтверждение. Установлено, что значения выходных показателей обработки с достаточно высокой точностью совпадают с результатами, предыдущего способа, приведенными на рис. 2,г (условия обработки те же). Однако такой результат достигнут при использовании круга, имеющего оптимальную концентрацию ( $K_{opt.} = 40\%$ ). А это означает, что экономия алмазов (по сравнению с кругом с концентрацией 100%) должна быть как минимум двукратной за счет уменьшения числа зерен, выпавших из связки и не использовавших свой режущий ресурс. Что же касается круга с оптимальной концентрацией, то максимальное число зерен, находящихся на его рабочей поверхности, должны контактировать с обрабатываемым материалом. Рабочая высота зерен круга будет при этом значительно меньше, чем при работе стандартным кругом.

Наличие положительного эффекта при использовании круга с оптимальным значением концентрации подтверждается данными экспериментов. Эти данные свидетельствуют о том, что удельный расход алмазов круга снизился примерно в 2,4 раза.

Исследования по шлифованию ПСТМ предварительно вскрытым кругом, когда практически все зерна на его рабочей поверхности имеют острые микро- и субмикромикромки, показывают что в начальный момент времени ( $\tau=5-10$ с) реализуется очень высокая производительность (для алмаза  $Q = 15-30$ мм<sup>3</sup>/мин и более). Чем больше концентрация (в диапазоне  $K=25-150\%$ ), тем выше начальное значение  $Q$ . Следовательно, путь, направленный на обеспечение возможности непрерывного самозатачивания зерен круга, имеющих концентрацию  $K=100-150\%$ , при одновременном увеличении их числа в контакте с ПСТМ, является более предпочтительным, поскольку должен существенно повысить производительность шлифования при высоком коэффициенте использования режущих свойств алмазных зерен.

Установлено, что если, например, в загужающем процессе шлифования приложить дополнительную нагрузку  $P_{доп}$  то самозатачивание зерен начнется при их высоте, меньшей, чем  $H_k$ , а, следовательно, при большем числе их в контакте (рис. 3, условия обработки: круг 12A2-45 150x10x3x32 AC6 160/125

МВ1 100%;  $V_k = 20$  м/с;  $Snp = 1$  м/мин;  $I = 0$ ;  $S_k = 27$  мм<sup>2</sup>). Контрольные эксперименты показали, что наиболее эффективно этот процесс реализуется в случае приложения дополнительной нагрузки с некоторым ударом: производительность обработки повышается в 1,5-2 раза при одновременном снижении во столько же раз удельного расхода алмазов круга и себестоимости обработки (при  $K=100\%$ ).

Однако в дальнейшем процесс интенсивного съема ПСТМ затухает вновь. Таким образом, при отсутствии управляющего воздействия на рабочую поверхность круга решить проблемы повышения эффективности процесса шлифования ПСТМ нельзя. Однако в условиях непрерывного удаления связки круга периодическое приложение ударной нагрузки в зоне обработки (как свидетельствуют данные должно дать существенный эффект.

На основании установленного предложен и разработан способ шлифования ПСТМ с переменным давлением в контакте, осуществляемый путем целенаправленного периодического изменения усилия прижатия образца к кругу (**третий способ**). Особенностью его является то, что изменение усилия (а, следовательно, и давления в контакте) производится с инфразвуковой частотой.

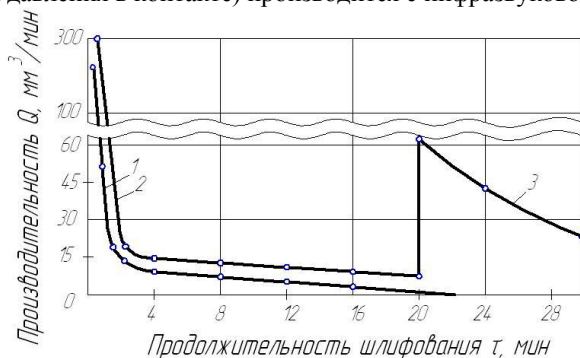


Рисунок 3 – Показатели процесса шлифования К10Д

1 –  $P_n = 0,8$  МПа; 2 –  $P_{n.пост} = 0,8$  МПа;  $P_{дон} = 10$  Н; 3 –  $P_{дон} = 50$  Н;  $f = 5$  Гц.

Суть способа заключается в следующем (рис. 4). Вначале в течение времени  $\tau_1$  производят шлифование с постоянным давлением в контакте  $P_{n.пост}$ , затем прикладывают дополнительную нагрузку таким образом, что в момент ее приложения производят удар, которому соответствует максимальное давление в контакте  $P_{н.уд}$ , после, чего в течение времени  $\tau_2$  осуществляют обработку с суммарным давлением в контакте  $P_{н.сум}$ , которое вызвано действием постоянной и дополнительной нагрузок. По истечении времени дополнительную нагрузку снимают, и процесс вновь повторяют.

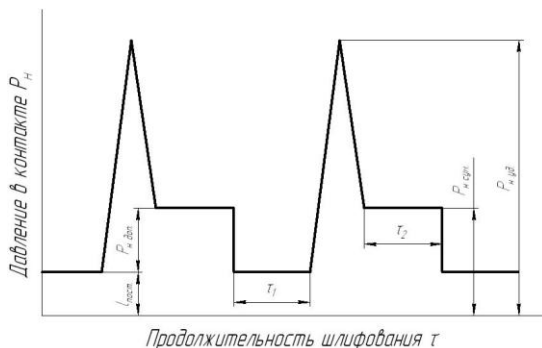


Рисунок 4 – Схема изменения давления в контакте ПСТМ с алмазным кругом в процессе шлифования

Основным назначением ударного приложения дополнительной нагрузки является создание в зоне шлифования условий, обеспечивающих постоянство микроразрушения зерен и исключающих образование на зернах площадок износа или существенно уменьшающих период времени, в течение которого они существуют. Регулировка величины давления в контакте в момент удара может осуществляться как путем подбора соответствующего веса дополнительного груза, так и амплитудой его падения.

Таким образом, основными параметрами условий приложения дополнительной нагрузки являются: величина нагрузки  $P_{дон}$ ; амплитуда  $A$  и частота ударов  $f$ . Поскольку они определяют интенсивность воздействия на алмазные зерна- круга, то их роль в процессе шлифования в сочетании со скоростью удаления связки круга в автономной зоне должна быть определяющей. Можно предположить, что увеличение значений названных выше показателей будет приводить к повышению эффективности процесса. Это подтверждается экспериментально. Рост величины дополнительной нагрузки с 0 до 100 Н приводит к повышению производительности шлифования с 1,5 до 10,5 мм<sup>3</sup>/мин, т.е. в 7 раз, при одновременном снижении удельного расхода алмазов круга с 45 до 9 мг/мм<sup>3</sup>, т.е. в 5 раз. В результате этого удельная себестоимость процесса падает с 10,5 до 1,5 коп/мм<sup>3</sup>.

Аналогичные результаты получены и при увеличении амплитуды  $A$ , что вполне закономерно, поскольку с ее ростом изменяется мгновенное давление в контакте  $P_{н.уд}$  аналогично изменению  $P_{дон}$  при  $A = const$ .

Исследования показали, что величины  $P_{дон} = 100$  Н при  $A = 6$  мм и  $A = 10$  мм при  $P_{дон} = 50-70$  Н являются предельными ( $Sk = 37$  мм<sup>2</sup>), поскольку их дальнейшее увеличение может вызвать появление брака ПСТМ из-за растрескивания и расслаивания.

Существенное влияние на процесс шлифования оказывает частота  $f$  изменения дополнительной нагрузки. Увеличение  $f$  с 0 до 10 Гц обеспечивает рост производительности с 1,5 до 12,75 мм<sup>3</sup>/мин. Это можно объяснить более

стабильным микроразрушением алмазных зерен, что подтверждается исследованиями периодичности изменения физических и технологических показателей обработки во времени, которая наиболее быстро вырождается с увеличением частоты приложения нагрузки. Необходимо отметить, что, хотя периодичность и имеет место в данном процессе, она носит значительно менее выраженный характер, что свидетельствует о повышении интенсивности микро- и макроразрушения алмазных зерен.

Особое внимание в процессе шлифования с переменным давлением в контакте следует уделить силе тока в цепи управления, поскольку, как подчеркивалось выше, эффективность его проявляется только лишь при условии непрерывного удаления связки алмазного круга. Исследования позволили установить особенность предложенного способа шлифования, которая заключается в том, что удельный расход алмазов круга находится в меньшей зависимости от величины силы тока в цепи управления ( $q=9-11$  мг/мм<sup>3</sup>, рис. 5,а), в то время как производительность обработки резко возрастает (с 5 мм<sup>3</sup>/мин при  $I = 25$  А до 25 мм<sup>3</sup>/мин при  $I = 200$  А). Таким образом, можно сказать, что в отличие от результатов обычного шлифования (*способ 1*, рис. 5,б) в данном случае имеет место практическое совпадение оптимальных значений производительности и удельного расхода алмазов круга, а, следовательно, и себестоимости обработки, что позволяет добиться резкого увеличения эффективности процесса.

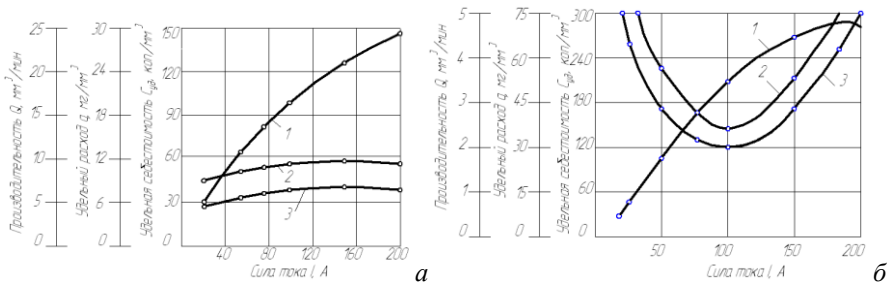


Рисунок 5 – Влияние силы тока в цепи управления на выходные показатели обработки ПСТМ диамет (а -  $P_{дон} = 50$  Н; б -  $P_{дон} = 0$  Н)  
1 - Q; 2 - q; 3 - C<sub>уд</sub>; а - Z = 100/80; б - z = 160/125.

Условия обработки: круг 12A2-45 150x10x3x32 AC6 M1-01 100 %;  
 $V_k = 20$  м/с;  $S_{np} = 1$  м/мин;  $P_{н.пост} = 1,3$  МПа; A = 6 мм; f = 5 Гц; f = 5 Гц

Характеристика алмазного круга при шлифовании с переменным давлением в контакте оказывает такое же влияние на производительность обработки, как и в обычном процессе: с ростом концентрации ее значение увеличивается. Однако уровень производительности при способе 3 существенно выше, нежели при способах 1 и 2 значения при более приемлемых значениях  $q$  и  $S_{уд}$ .

Учитывая полученные выше результаты можно предположить, что повышение эффективности управляемого процесса шлифования ПСТМ будет наблюдаться и при использовании ультразвуковых колебаний. Однако, как известно, такие установки весьма сложные в эксплуатации и обслуживании и небезопасны для организма человека.

Еще одним возможным путем исключения периодичности процесса шлифования является уменьшение зернистости алмазного круга (*способ 4*), что наглядно иллюстрируется данными, приведенными на рис. 6 (обработка композиции «АСПК – сталь»), условия обработки: круг 12А2-45° 150x20x 3x32 4 М2-01  $V_k = 20$  м/с;  $S_{пр.} = 1$  м/мин;  $P_n = 2$  МПа;  $I = 40$ А). Несмотря на существенное снижение производительности и рост удельного расхода алмазов круга этот подход позволяет выйти на принципиально новый уровень обеспечения качественных показателей процесса обработки за счет использования в кругах на металлических связках микропорошков алмаза.

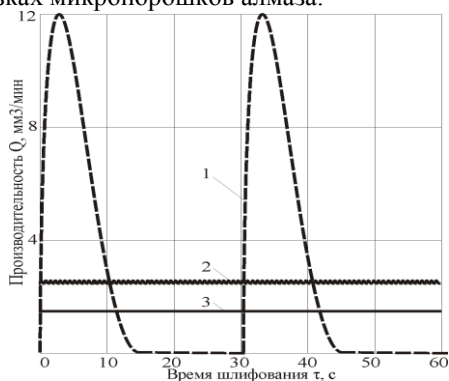


Рисунок 6 – Зависимости  $Q = f(\tau)$  для кругов на основе алмазных шлиф – и микропорошков.  
 1 – АС6, Z=160/125; 2 – АСН, Z=40/28; 3 – АСН, Z=20/14.

**Выводы и перспективы развития.** Выполненные исследования позволили доказать, что используя такую физическую закономерность процесса шлифования как периодичность изменения его выходных показателей во времени можно найти пути возможного повышения эффективного обработки ПСТМ. Предложенные способы шлифования позволяют существенно улучшить значения выходных показателей обработки и могут быть использованы в практике изготовления изделий из ПСТМ.

**Список использованных источников:** 1. Семко М.Ф. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. - Харьков: Вища школа, 1980. - 192 с. 2. Грабченко А.И. Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / Грабченко А.И. - Харьков: Вища шк., 1985. - 184 с. 3. Грабченко А.И. Особенности контактного взаимодействия алмазных кругов с СТМ при шлифовании / Грабченко А. И., Пыжов И. Н. - В кн.: Контактные процессы при больших пластических деформациях. - Харьков: Вища школа, 1982. - С. 33-37. 4. Tiefschleifen von PKD-bestückten Kreissägeblättern. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004\\_3/07\\_art/Art07\\_03\\_04.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_3/07_art/Art07_03_04.htm). 5. Грабченко А.И. Особенности износа и формирования режущего рельефа кругов при шлифовании сверхтвердых поликристаллов совместно со сталью / [Грабченко А.И., Русанов В.В., Федорович В.А., Наконечный Н.Ф.] // Резание и инструмент. - 1980. - Вып. 23. - С. 100-104. 6. Грабченко А.И. Повышение производительности шлифования ПСТМ с управлением режущим рельефом круга / Грабченко А.И., Пыжов И.Н. // Сверхтвердые материалы. - 1982. - № 5. - С. 34-37. 7. Резников А.Н. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / [Резников А.Н., Алексеев Е.И., Барац Я.И. и др.]; под ред. А.Н. Резникова. - М.: Машиностроение, 1977. - 391 с. 8. Грабченко А.И. Роль характеристики алмазного круга в комбинированных процессах алмазного шлифования ПСТМ / Грабченко А. И., Пыжов И. Н., Алексеев Д.М. - Вісник СумДУ. Серія «Технічні науки», №3, т.1, 2010.- с. 38-48. 9. Грабченко А.И. Роль концентрации алмазов в круге при шлифовании поликристаллов сверхтвердых материалов / Грабченко А.И., Федорович В.А., Образков Б.В. // Сверхтвердые материалы.-1984.-Вып.1.-С. 49-52. 10. Грабченко А.И. К использованию потенциала различных методов обработки ПСТМ / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Русанов В.В. - Вісник Національного технічного університету «Харківський політехнічний інститут». Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні - Харків: 2010.-№ 53.-С. 31-38. 11. Гаврилов А.Н. Точность производства в машиностроении и приборостроении / [Гаврилов А.Н., Бородачев Н.А., Абдрашитов Р.М. и др.]; под ред. А.Н. Гаврилова. - М.: Машиностроение, 1973. - 567с.

*Поступила в редколлегию 08.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Semko M.F. Almaznoe shlifovanie sinteticheskikh sverhtverdykh materialov / Semko M.F., Grabchenko A.I., Hodorevskij M.G. - Har'kov: Viwa shkola, 1980. - 192 s. 2. Grabchenko A.I. Rasshirenie tehnologicheskikh vozmozhnostej almaznogo shlifovaniya / Grabchenko A.I. - Har'kov: Viwa shk., 1985. - 184 s. 3. Grabchenko A.I. Osobennosti kontaktnogo vzaimodejstvija almaznykh krugov s STM pri shlifovanii / Grabchenko A. I., Pyzhov I. N. - V kn.: Kontaktnye processy pri bol'shix plasticheskikh deformacijah. - Har'kov: Viwa shkola, 1982. - S. 33-37. 4. Tiefschleifen von PKD-bestückten Kreissägeblättern. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004\\_3/07\\_art/Art07\\_03\\_04.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_3/07_art/Art07_03_04.htm). 5. Grabchenko A.I. Osobennosti iznosa i formirovaniya rezhuwego rel'efu krugov pri shlifovanii sverhtverdykh polikristallov sovместno so stal'ju / [Grabchenko A.I., Rusanov V.V., Fedorovich V.A., Nakonechnyj N.F.] // Rezanie i instrument. - 1980. - Vyp. 23. - S. 100-104. 6. Grabchenko A.I. Povyshenie proizvoditel'nosti shlifovaniya PSTM s upravleniem rezhuwim rel'efom kruga / Grabchenko A.I., Pyzhov I.N. // Sverhtverdye materialy. - 1982. - № 5. - S. 34-37. 7. Reznikov A.N. Abrazivnaja ialmaznaja obrabotka materialov: Spravochnik / [Reznikov A.N., Aleksencev E.I., Barac Ja.I. i dr.]; pod red. A.N. Reznikova. - M.: Mashinostroenie, 1977. - 391 s. 8. Grabchenko A.I. Rol' charakteristiki almaznogo kruga v kombinirovannyh processah almaznogo shlifovaniya PSTM / Grabchenko A. I., Pyzhov I. N., Alekseenko D.M. - Visnik SumDU. Serija «Tehnichni nauki», №3, t.1, 2010.- s. 38-48. 9. Grabchenko A.I. Rol' koncentraciialmazov v krugе pri shlifovanii polikristallov sverhtverdykh materialov / Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Obrazkov B.V. // Sverhtverdye materialy.-1984.-Vyp.1.-С. 49-52. 10. Grabchenko A.I. K ispol'zovaniju potenciala razlichnykh metodov obrabotki PSTM / Grabchenko A.I., Pyzhov I.N., Rusanov V.V. - Visnik Nacional'nogo tehničnogo universitetu «Harkivsk'ij politehničnij institut». Zbirnik naukovih prac'. Tematichnij vi-pusk: Tehnologії v mashinobuduvanni - Harkiv: 2010.-№ 53.-S. 31-38. 11. Gavriloв A.N. Tochnost' proizvodstva v mashinostroenii i priborostroenii / [Gavriloв A.N., Borodachev N.A., Abdrashitov R.M. i dr.]; pod red. A.N. Gavriloвa. - M.: Mashinostroenie, 1973. - 567s.

А. М. Гурьев, д-р техн. наук, С. Г. Иванов, канд. техн. наук, Барнаул, Россия

## **МЕХАНИЗМ ДИФФУЗИИ БОРА, ХРОМА И ТИТАНА ПРИ ОДНОВРЕМЕННОМ МНОГОКОМПОНЕНТНОМ ПОВЕРХНОСТНОМ ЛЕГИРОВАНИИ ЖЕЛЕЗОУГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ**

*Рассмотрены механизмы совместной диффузии атомов бора, хрома и титана в поверхность стали при комплексном легировании ее этими элементами. Дано объяснение этим явлениям с точки зрения управления течением процесса и получения диффузионных слоев с требуемыми свойствами.*

*Розглянуто механізми спільної дифузії атомів бора, хрому й титану в поверхню стали при комплексному легуванні її цими елементами. Дано пояснення цим явищам з погляду керування плином процесу й одержання дифузійних шарів з необхідними властивостями.*

A. M. GUREV, S. G. IVANOV

### **THE MECHANISM OF DIFFUSION OF THE PINE FOREST, CHROME AND THE TITAN AT SIMULTANEOUS MULTICOMPONENT SUPERFICIAL ALLOYING IRON-CARBON ALLOYS**

*Mechanisms of joint diffusion of atoms of a pine forest, chrome and the titan in a surface of steel are considered at complex alloying by its these elements. The explanation is given to these phenomena from the point of view of management of current of process and reception diffusion layers with demanded properties.*

На современном этапе развития техники и технологий детали машин работают зачастую в экстремальных условиях, сочетающих в себе множество факторов: повышенные температуры, воздействие абразивных частиц, высокие удельные давления и т.д. Наиболее частой причиной выхода из строя деталей машин и инструмента является деградация геометрических размеров по причине износа. В рамках растущего дефицита многих легирующих элементов и повышения их цены в большинстве случаев целесообразно изготовление деталей машин и инструмента из объемно-легированных сталей, так как это ведет к удорожанию изделия или конструкции в целом. Наиболее приемлемым выходом из данной проблемы является нанесение покрытий.

Одним из достаточно часто используемых методов нанесения покрытий является химико-термическая обработка. Она позволяет упрочнять детали произвольной формы и размеров, получать покрытия с применением некоторых элементов, которыми объемное легирование попросту невозможно. Кроме того, химико-термическая обработка позволяет совместить термическую обработку с процессом нанесения упрочняющего покрытия и таким образом экономить трудовые и энергоресурсы.

Борирование как процесс упрочнения стальных изделий машин и инструмента известен давно, однако применяется недостаточно широко по срав-



нению с цементацией, азотированием и нитроцементацией. Это обусловлено тем, что: поверхностное насыщение бором требует высокой культуры производства, кроме того, боридные слои имеют также существенный недостаток как высокая хрупкость. Не смотря на это, износостойкость боридных слоев в 2–2,5 раза выше износостойкости азотированных и в 3,5–4,5 раза выше – цементованных.

Известно несколько путей снижения хрупкости боридного слоя:

1. Стремиться к получению однофазных покрытий, состоящих из фазы  $\text{FeB}_2$ ;
2. Получать возможно более тонкие покрытия [1]
3. Наносить комплексные покрытия, кроме бора содержащие также такие элементы как хром, медь, никель и др.

На наш взгляд наиболее предпочтительным является третий вариант – получение комплексных многокомпонентных покрытий, однако традиционно получаемые покрытия отличаются высокой стоимостью вследствие того, что процесс насыщения приходится вести в несколько стадий, последовательно насыщая изделие каждым элементом в отдельности [2, 3].

В ГОУ ВПО АлтГТУ им. Ползунова нами разработаны составы и технологии комплексного одновременного насыщения несколькими элементами: борохроммирование, боротитанирование, боросилицирование и т.д. На эти технологии получены патенты РФ на изобретения, составы насыщающих сред и способы их приготовления охраняются в режиме «ноу-хау».

В данной работе выполнены исследования по влиянию различных легирующих добавок в насыщающие смеси для диффузионного борирования. Исследования проводились с использованием следующего оборудования и с применением следующих методик: оптическая микроскопия выполнялась на микроскопах «МИМ-10» и «NEOPHOT-32», электронная микроскопия выполнялась на микроскопе JEOL JSM-7401F со встроенной системой микроанализа INCA X-MAX производства Oxford Instruments, исследование атомной структуры проводилось на атомно-силовом микроскопе «FEMTOSKAN FSB-29». Общий вид микроструктуры диффузионного борохроммированного слоя приведен на рисунках 1 и 2.

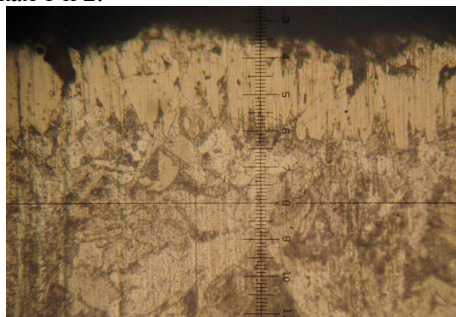


Рисунок 1 – Общий вид боридного слоя

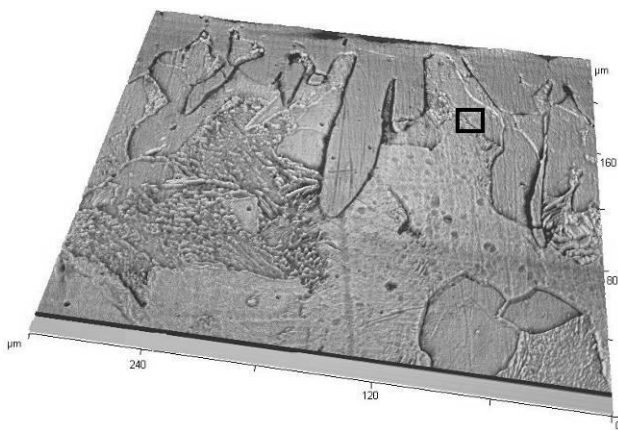


Рисунок 2 – Микроструктура переходной зоны борхромированного слоя (рамкой выделен фрагмент, показанный на рисунке 3)

Как видно из представленного рисунка 1, микроструктура комплексных слоев на основе бора похожа на классическую игольчатую микроструктуру боридного слоя. Данная структура является более выгодной с точки зрения энергетических параметров, характеризующих процесс скалывания покрытия под действием касательных напряжений.

На рисунке 3 представлена микроструктура контакта боридной иглы (левый угол изображения, возле шкалы по оси Z) и переходной зоны с зародышами боридов имеющими глобулярную форму.

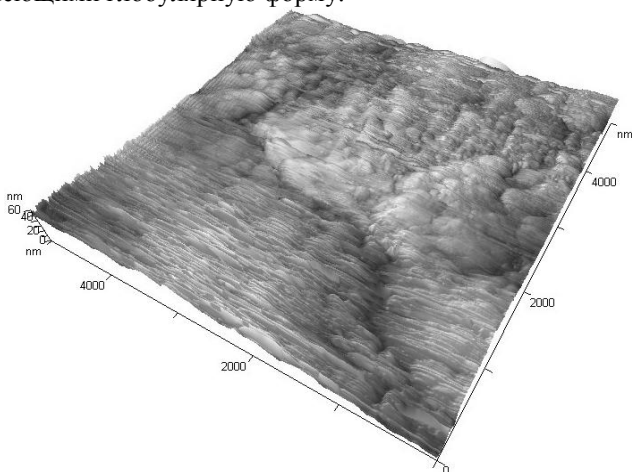


Рисунок 3 – Тонкая микроструктура границы боридной иглы и переходной зоны

Как можно судить по представленному рисунку, механизм диффузии бора имеет несколько стадий и отличается от механизма диффузии других элементов, так как растворимость бора в железе достаточно мала даже при высоких температурах процесса насыщения. Однако, этих температур достаточно для активации атомов бора, приводящей к образованию содинений бора и железа – боридов. Такой механизм называется реакционным и может осуществляться несколькими путями:

1. Непосредственное образование боридов из свободных атомов бора и железа [1];
2. Легирование цементита  $\text{Fe}_3\text{C}$  бором с образованием бороцементита ( $\text{Fe}_3(\text{C},\text{B})$ ), имеющего переменный состав, который по мере легирования приобретает формулу  $\text{Fe}_3\text{B}$ . Но так как данное соединение является неустойчивым, то оно распадается на моно- и гемиборид железа ( $\text{FeB}$  и  $\text{Fe}_2\text{B}$ ). Кроме легирования цементита бор способствует образованию специальных карбидов железа состава  $\text{Fe}_{23}(\text{C},\text{B})_6$ , небольшие количества которых обнаруживаются в подборидной зоне [4]. Могут образовываться и другие бориды, например,  $\text{FeB}_8$ . [3].

По мере подхода к границе раздела все новых атомов бора, фронт реакции смещается в сторону основного материала.

Немаловажное значение на диффузию бора оказывает и наличие и разветвленность межзеренных границ, так как диффузионная активность всех без исключения атомов здесь будет повышена в силу высокой концентрации различных дефектов кристаллического строения и локализации на краях зерен большого количества дислокаций [5, 6, 7].

Субатомная структура подборидной зоны представлена на рисунке 4.

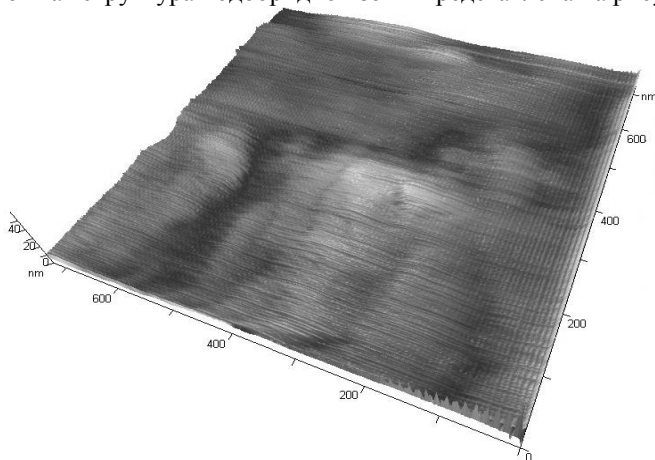


Рисунок 4 – Субатомная структура подборидной зоны

На представленном рисунке показан субатомная структура подборидной зоны. Четко прослеживается наличие дислокационных дефектов кристаллического строения – наличие лишних плоскостей, краевые дислокации. Более мелкие дефекты кристаллического строения, такие как вакансии, лишние атомы и т.п. представлены на рисунке 5.

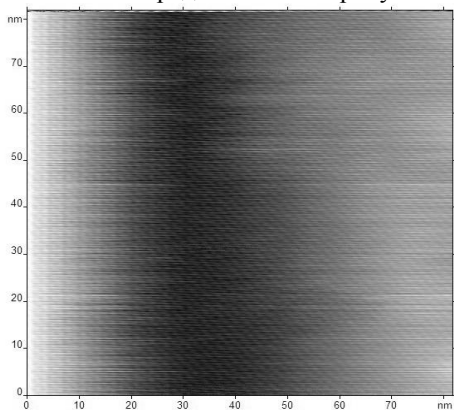


Рисунок 5– Атомная структура подборидной зоны

Диффузия легирующих элементов зависит от их природы. Так, элементы, являющиеся неметаллами (углерод, кремний, азот) конкурируют с атомами бора в местах захвата активированных атомов поверхностью материала в силу одинаковой химической природы. Так как электрохимические потенциалы бора и углерода находятся достаточно близко, то диффузии углерода в поверхность стали не наблюдается в силу того, что атомов углерода значительно меньше, чем бора и активность атомов бора несколько выше активности углерода. Таким образом идет преимущественно процесс борирования [1]. Кроме того, диффундирующий бор вытесняет углерод из поверхностного слоя материала, в результате чего подборидная зона оказывается обогащенной по углероду. По мере нарастания концентрации углерода в подборидной зоне скорость роста боридного слоя замедляется. Диффузия кремния также приводит к перераспределению углерода, кроме того, кремний имеет достаточно большое отличие электрохимического потенциала от бора, поэтому процесс одновременного боросилицирования термодинамически возможен. И более того, реализуем на практике. В случае, когда совместно с бором диффундирует элемент, относящийся к металлам (хром, титан и т.д.), имеющий абсолютное отличный электрохимический потенциал, механизм диффузии имеет некоторые отличия: захват активных атомов бора и легирующего элемента поверхностью материала происходит в разных местах. Таким образом, конкуренции между ними не наблюдается. Кроме того, скорость диффузии карбидообразующих элементов в стали ускоряется за счет встречной диффу-

зии углерода с образованием карбидов и карбоборидов различного состава. Этот процесс повышает твердость подборидной зоны, и, кроме того, преимущественно глобулярные частицы карбидных образований локализуют часть напряжений, возникающих в диффузионном слое, и таким образом повышают пластичность диффузионного слоя [8, 9].

**Список использованной литературы:** 1. *Ворошин Л.Г., Ляхович Л.С.* Борирование стали. -М.: Металлургия, 1978. -239 с. 2. *Гурьев А.М.* Физические основы химико-термоциклической обработки сталей / *А.М. Гурьев, Б.Д. Лыгденов и др.* – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2008. – 250с. 3. Повышение износо- и коррозионной стойкости стальных деталей методами комплексного бороникелирования и борвольфрамирания. – [Фундаментальные проблемы современного материаловедения](#), *С. Г. Иванов, А. М. Гурьев и др.* №7. 2010, С 108–111. 4. *Лякишев Н.П.* Диаграммы состояния двойных металлических систем: Справочник: В 3 т. 1996-2000. – 992+1024+448 с. 5. Влияние параметров борхромирования на структуру стали и физико-механические свойства диффузионного слоя. – *А.М. Гурьев, С.Г. Иванов и др.* – Ползуновский вестник, 2007, №3, С 28–34. 6. Особенности формирования структуры диффузионного слоя на литой стали при химико-термической обработке. [Фундаментальные проблемы современного материаловедения](#). *А.М. Гурьев, С.Г. Иванов и др.* №1. 2005., С 39-41. 7. *Лыгденов Б.Д., Гурьев А.М.* Влияние состава насыщающей среды на структуру и свойства диффузионного слоя при титанировании сталей. [Известия высших учебных заведений. Физика. 2000. Т. 43.](#) № 11. С. 269. 8. [Фазовый состав и механизм образования диффузионного слоя при борировании сталей в условиях циклического теплового воздействия.](#) *Гурьев А.М., Иванов С.Г., и др.* [Упрочняющие технологии и покрытия. 2008. № 1.](#) С. 20-27. 9. [Влияние добавок легирующих элементов в обмазку на процессы комплексного многокомпонентного диффузионного насыщения стали.](#) *Иванов С.Г., Гурьев М.А. и др.* [Современные наукоемкие технологии. 2010. № 7.](#) С. 170-172.

*Поступила в редколлегию 15.03.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. *Voroshnin L.G., Ljahovich L.S.* Borirovanie stali. -M.: Metallurgija, 1978. -239 s. 2. *Gur'ev A.M.* Fizicheskie osnovy himiko-termociklicheskoj obrabotki stalej / *A.M. Gur'ev, B.D. Lygdenov i dr.* – Barnaul: Izd-vo AltGTU, 2008. – 250s. 3. *Povyshenie iznosoi i korrozionnoj stojkosti stal'nyh detalej metodami kompleksnogo boronikelirovanija i borovol'framirovanija.* – [Fundamental'nye problemy sovremennogo materialovedenija](#), *S. G. Ivanov, A. M. Gur'ev i dr.* №7. 2010, S 108–111. 4. *Ljakishev N.P.* Diagrammy sostojanija dvojnyh metallicheskih sistem: Spravochnik: V 3 t. 1996-2000. – 992+1024+448 s. 5. *Vlijanie parametrov borohromirovanija na strukturu stali i fiziko-mehaničeskie svojstva diffuzionnogo sloja.* – *A.M. Gur'ev, S.G. Ivanov i dr.* – *Polzunovskij vestnik*, 2007, №3, S 28–34. 6. *Osobennosti formirovanija struktury diffuzionnogo sloja na litoj stali pri himiko-termičeskoj obrabotke.* [Fundamental'nye problemy sovremennogo materialovedenija](#). *A.M. Gur'ev, S.G. Ivanov i dr.* №1. 2005., S 39-41. 7. *Lygdenov B.D., Gur'ev A.M.* Blijanie sostava nasywajuwej sedy na strukturu i svojstva diffuzionnogo sloja pri titanirovanii stalej. *Izvestija vysših učebynyh zavedenij. Fizika. 2000. T. 43.* № 11. S. 269. 8. [Fazovyj sostav i mehanizm obrazovanija diffuzionnogo sloja pri borirovanii stalej v uslovijah ciklicheskogo teplovogo vozdejstvija.](#) *Gur'ev A.M., Ivanov S.G., i dr.* [Uprochnjajuwe tehnologii i pokrytija. 2008. № 1.](#) S. 20-27. 9. [Vlijanie dobavok legirujuwih jelementov v obmazku na processy kompleksnogo mnogokomponentnogo diffuzionnogo nasywenija stali.](#) *Ivanov S.G., Gur'ev M.A. i dr.* [Sovremennye naukoemkie tehnologii. 2010. № 7.](#) S. 170-172.

Ю.Г. Гуцаленко, В.И. Полянский, Харьков, Украина

## **УМЕНЬШЕНИЕ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ РЕСУРСА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Проведено теоретичний аналіз закономірностей формування силової напруженості процесу шліфування на макрорівні. Визначено шляхи підвищення продуктивності обробки на основі вибору раціональної схеми силового навантаження зони різання алмазними кругами з розвинутим ріжучим рельєфом.*

*Проведен теоретический анализ закономерностей формирования силовой напряженности процесса шлифования на макроуровне. Определены пути повышения производительности обработки на основе выбора рациональной схемы силового нагружения зоны резания алмазными кругами с развитым режущим рельефом.*

*JU.G. GUCALENKO, V.I. POLJANSKIJ  
REDUCTION OF POWER INTENSITY FOR INCREASE OF THE DIAMOND GRINDING  
PRODUCTIVITY RESOURCE*

*Theoretical analysis of regularities of forming of grinding action force tension at macrolevel is done. The ways of higher processing productivity on the base of rational circuit decision for power load of a cutting zone by use of the diamond wheels with developed cutting relief are defined.*

**Введение.** Проблему эффективного применения сверхтвёрдого режущего потенциала алмазных кругов для шлифования труднообрабатываемых твердосплавных и быстрорежущих материалов отличает многоотраслевая актуальность: производство и оперативная реновация режущей способности инструментов из таких материалов востребованы от машино-, авиа-, судо-, приборостроения до полиграфии и сферы жилищно-коммунального хозяйства. Однако в практике многих инструментальных производств, и не только мелко-масштабных, обработка по-прежнему полностью или преимущественно ведется с использованием традиционных абразивных кругов. Это связано с тем, что алмазные круги на металлических связках в условиях высокопроизводительного съема материала работают весьма нестабильно: быстро затупляются, засаливаются и теряют режущую способность. В особой мере это относится к алмазным кругам на высокопрочных металлических связках типа M2-01. Подобные круги обладают чрезвычайно высокой износостойкостью, однако вследствие недостаточно стабильной режущей способности, не поддерживаемой эффективным самозатачиванием, без специальных организационно-технологических мероприятий не позволяют устойчиво обеспечивать требуемую производительность обработки, процесс шлифования протекает с высокой силовой и тепловой напряженностью, что отрицательно сказывается на качестве и точности обработки. Использование же современных технологий высокопроизводительной правки (обработки) круга, в том числе с введением

в зону резания (или автономно) дополнительной электрической энергии, как это широко апробировано алмазно-искровым шлифованием [1], все еще не стало привычным атрибутом массовой технологической культуры инструментальных производств.

В этих реалиях с целью повышения эффективности шлифования предлагается перейти от жесткой схемы к упругой, т.е. осуществляемой с постоянным радиальным усилием. Это позволяет регулировать силовую и тепловую напряженность процесса, улучшает технологические параметры шлифования. Однако проблема обеспечения стабильно высокой производительности обработки при этом на практике все равно полностью не решается. Под этим углом зрения рассмотрим возможности повышения эффективности алмазно-искрового шлифования на основе моделирования и оптимизации процесса с опорой на известные теоретические результаты [2, 3].

**Основное содержание работы.** Проведем теоретический анализ изменения тангенциальной  $P_z$  и радиальной  $P_y$  составляющих силы резания при шлифовании, которые описываются аналитическими зависимостями:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мгн}} = \sigma \cdot \frac{Q}{V_{\text{кр}}}, \quad (1)$$

$$P_y = \frac{P_z}{K_{\text{ш}}}, \quad (2)$$

где:  $\sigma$  – условное напряжение резания при шлифовании, Н/м<sup>2</sup>;  $S_{\text{мгн}}$  – суммарная мгновенная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м<sup>2</sup>;  $Q$  – производительность обработки, м<sup>3</sup>/с;  $V_{\text{кр}}$  – скорость круга, м/с;  $K_{\text{ш}} = P_{z1} / P_{y1}$  – коэффициент шлифования.

Воспользовавшись приведенными в [3] аналитическими зависимостями для определения условного напряжения резания  $\sigma$  и приравняв их правые части, получим:

$$\frac{2 \cdot \sigma_{\text{сж}}}{K_{\text{ш}}} = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot \sigma_{\text{сж}} \cdot HV}{(1 - \eta)}}, \quad (3)$$

где  $\sigma_{\text{сж}}$ ,  $HV$  – соответственно предел прочности обрабатываемого материала на сжатие и твердость по Виккерсу, Н/м<sup>2</sup>;  $\gamma$  – половина угла при вершине конусообразного зерна;  $\eta$  – безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерен круга, изменяется в пределах 0...1 ( $\eta \rightarrow 0$  для острого зерна,  $\eta \rightarrow 1$  для затупленного зерна круга; кинематико-геометрический смысл этого коэффициента в процессах устойчивого шлифования со стабильно поддерживаемыми высотными характеристиками режущего рельефа рабочей поверхности круга подробно рассмотрен в работе [4]). Из (3) получаем аналитическое выражение коэффициента шлифования вида:

$$K_{ш} = \sqrt{\frac{4 \cdot \sigma_{сж}}{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV} \cdot (1 - \eta)}. \quad (4)$$

После подстановки (4) и выражения для  $\sigma$  из левой части (3) в (1) и (2) имеем:

$$P_z = \sqrt{\frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}{(1 - \eta)}} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}, \quad (5)$$

$$P_y = \frac{\pi \cdot \text{tg} \gamma \cdot HV}{2 \cdot (1 - \eta)} \cdot \frac{Q}{V_{кр}}. \quad (6)$$

Из (5) и (6) следует, что при шлифовании по жесткой схеме (при выполнении условия  $Q = const$ ) с увеличением безразмерного коэффициента  $\eta \rightarrow 1$  составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$  неограниченно увеличиваются. Это хорошо согласуется с экспериментальными данными, согласно которым в процессе шлифования по мере затупления круга (т.е. с увеличением безразмерного коэффициента  $\eta \rightarrow 1$ ) сила резания существенно возрастает, в системе появляются вибрации, и ведение процесса шлифования в таких условиях становится неэффективным.

Основным условием снижения силы резания при заданной производительности обработки  $Q$  является повышение «остроты» режущих зерен (уменьшение безразмерного коэффициента  $\eta$ ). Большой эффект в этом плане достигается в технологиях алмазно-искрового шлифования. Однако, как показывает практика, стабилизировать безразмерный коэффициент  $\eta$  в процессе высокопроизводительного алмазно-искрового шлифования шлифования все же весьма сложно, а в отсутствие следящей системы, контролирующей состояние рабочей поверхности круга, и вовсе не удастся – с течением времени обработки круг постепенно затупляется, что и отражает постоянное увеличение коэффициента  $\eta$  и, соответственно, составляющих силы резания  $P_z$  и  $P_y$ .

В этих условиях важно найти такое решение, которое позволило бы нивелировать существенное влияние изменения остроты режущего рельефа, характеризуемой безразмерным коэффициентом  $\eta$ , на силу резания (ее составляющие  $P_z$  и  $P_y$ ).

Судя по зависимостям (5) и (6), изменение безразмерного коэффициента  $\eta$  в меньшей мере влияет на изменение составляющей силы резания  $P_z$ , чем на составляющую силы резания  $P_y$ . Следовательно, в процессе шлифования более эффективно зафиксировать тангенциальную составляющую силы резания  $P_z$ , т.е. обработку вести по упругой схеме с фиксированной силой  $P_z$ . Это приведет к меньшему изменению (уменьшению) производительности



обработки  $Q$  с течением времени шлифования по сравнению с реализацией упругой схемы при условии  $P_y = const$  в условиях алмазно-искрового шлифования с повышенной остротой режущего рельефа (увеличением безразмерного коэффициента  $\eta$ ). Однако реализовать на практике упругую схему шлифования с  $P_z = const$  значительно сложнее, чем упругую схему с  $P_y = const$ . Одним из эффективных вариантов такой реализации можно рассматривать схему глубинного плоского или круглого (наружного и внутреннего) шлифования. В данном случае глубина шлифования  $t$  и ширина шлифования  $B$  задаются неизменными величинами.

Тогда, с учетом  $Q = B \cdot V_{dem} \cdot t$  (где  $V_{dem}$  – скорость детали, м/с), зависимости (5) и (6) примут вид:

$$P_z = \sqrt{\frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV \cdot \sigma_{сж}}{(1-\eta)}} \cdot \frac{B \cdot V_{dem} \cdot t}{V_{кр}}, \quad (7)$$

$$P_y = \frac{\pi \cdot tg \gamma \cdot HV}{2 \cdot (1-\eta)} \cdot \frac{B \cdot V_{dem} \cdot t}{V_{кр}}. \quad (8)$$

Как следует из зависимости (7), с увеличением безразмерного коэффициента  $\eta$  при заданных значениях  $P_z$ ,  $B$ ,  $t$  в процессе шлифования будет уменьшаться скорость детали  $V_{dem}$ , что приведет к уменьшению производительности обработки  $Q$ . Однако, уменьшение скорости детали  $V_{dem}$  будет не столь существенно, т.к. величины  $(1-\eta)$  и  $V_{dem}$  входят в зависимость (7) с разными степенями. Здесь важно добиться того, чтобы увеличение безразмерного коэффициента  $\eta$  не выходило за определенный предел, когда значительному уменьшению величины  $(1-\eta)$  соответствует и резкое уменьшение  $V_{dem}$ , а значит и существенное уменьшение производительности обработки  $Q$ .

Таким образом, повысить эффективность алмазно-искрового шлифования при использовании упругой схемы с  $P_z = const$  можно, ограничивая верхний предел изменения безразмерного коэффициента  $\eta$ . Это достигается, например, периодическим прерыванием процесса шлифования на время электроэрозионной правки для восстановления режущей способности алмазного круга на металлической связке.

При использовании упругой схемы с  $P_y = const$  очевидно, что переменной величиной в процессе шлифования будет не скорость детали  $V_{dem}$ , а глубина шлифования  $t$ . Скорость детали должна быть постоянной ( $V_{dem} = const$ ). Тогда изменению (увеличению) безразмерного коэффициента  $\eta$  в процессе шлифования при заданных значениях  $P_y$ ,  $B$ ,  $V_{dem}$  будет непрерывно соответ-

ствовать уменьшение глубины шлифования  $t$ . Причем значительно интенсивнее, чем это относилось к скорости детали  $V_{дет}$  при шлифовании по упругой схеме с  $P_z = const$ , т.к. величины  $(1-\eta)$  и  $t$  входят в зависимость (8) с одинаковой степенью.

Приведенный теоретический анализ показывает наиболее эффективные области применения алмазно-искрового шлифования, когда его реализация позволяет стабилизировать режущую способность инструмента, в особенности алмазных кругов на высокопрочных металлических связках (например, М2-01), с течением времени обработки.

При шлифовании алмазным кругом на менее твердой металлической связке М1-01 процесс во многих случаях может протекать довольно стабильно в режиме самозатачивания. При этом можно говорить о стабилизации безразмерного коэффициента  $\eta$  во времени обработки и предпочтительности применения жесткой схемы шлифования (при выполнении условия  $Q = const$ ). Составляющие силы резания  $P_z$  и  $P_y$ , судя по зависимостям (7) и (8), будут постоянными в процессе шлифования. Поэтому нет необходимости в применении упругой схемы с  $P_y = const$ , т.к. жесткую схему шлифования реализовать на станке конструктивно более просто.

Из сопоставления выражений (5) и (6) видно, что тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  определяется произведением параметров  $HV \cdot \sigma_{сж}$ , а радиальная составляющая силы резания  $P_y$  – лишь твердостью обрабатываемого материала  $HV$ . Очевидно, что с увеличением твердости обрабатываемого материала  $HV$  радиальная составляющая силы резания  $P_y$  будет пропорционально увеличиваться, а тангенциальная составляющая силы резания  $P_z$  – увеличиваться с меньшей интенсивностью, т.к. известно, что увеличение параметра  $\sigma_{сж}$  менее интенсивно, чем изменение параметра  $HV$ . Следовательно, с увеличением твердости обрабатываемого материала (параметра  $HV$ ) важно уменьшить радиальную составляющую силы резания  $P_y$ .

Эффективным решением в таких случаях следует рассматривать увеличение скорости круга  $V_{кр}$ , т.е. чем тверже обрабатываемый материал, тем большего внимания заслуживает обращение к ресурсу увеличения скорости круга.

Сделанные теоретические выводы подтверждаются практикой комбинированных методов обработки с электроэрозионной поддержкой развитости режущего рельефа алмазных шлифовальных кругов. Так, по данным Н.П. Иванова применение круглого наружного шлифования по упругой схеме при условии  $P_z = const$  (эксперименты проводились с использованием источников как импульсного, так и постоянного тока [5]) позволяет не только повысить производительность обработки с более длительным временем сохранения алмазным кругом на металлической связке относительно высокой режущей способности, но и устранить вибрации, которые практически не уст-

раняются при шлифовании по упругой схеме с  $P_y = const$ , особенно при относительно низкой режущей способности алмазного круга.

**Выводы.** Предлагаемые решения предусматривают смягчение отрицательной роли снижения остроты круга на выходные показатели процесса шлифования и предполагают повышение обоснованности практического выбора организационно-технологических альтернатив между шлифованием по жесткой или упругой схеме, а при выборе последней – наиболее корректного варианта реализации в условиях конкретной производственной задачи. Несомненно, что главная задача состоит в устойчивой и рациональной стабилизации остроты круга в процессе высокопроизводительного шлифования, дальнейшем развитии для этого теории и практики алмазно-искрового шлифования в том числе. Понимание практической привлекательности полного решения этой задачи неотделимо от понимания ее чрезвычайной технико-экономической сложности, требующей терпеливой постепенности и упорной настойчивости одновременно и конкурентно. Представленная разработка последовательно использует обобщенный на принципах унификации и постоянно развиваемый аналитический подход и выполнена в этом направлении.

**Список использованных источников:** 1. Беззубенко Н.К., Гуцаленко Ю.Г. Интенсифицированное шлифование и специальные станки // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – №5/1(47). – С. 70-71. 2. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с. 3. Високопродуктивне шліфування: Навч. посібник / О.В. Якимів, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков О.О. Якимів. – К.: ІСДО, 1995. – 180 с. 4. Гуцаленко Ю.Г. Стойкость круга в рабочих процессах рационального стабильного шлифования // Вісн. Нац. техн. ун-ту „Харк. політехн. ін-т”. Темат. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2005. – № 24. – С. 50-63. 5. Иванов Н.П. Электроэрозионное формирование высоты рельефа рабочей поверхности алмазных кругов при использовании источника постоянного тока // Резание и инструмент. – 1984. – Вып. 32. – С. 21-27. 6. Фізико-математическа теорія процесів обробки матеріалів і технології машиностроєння / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 9. ”Проектирование технологических процессов в машиностроении”. – Одесса: ОНПУ, 2005.

*Поступила в редколлегию 04.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Bezzubenko N.K., Gucalenko Ju.G. Intensifirovannoe shlifovanie i special'nye stanki // Vostochno-evropejskij zhurnal peredovyh tehnologij. – 2010. – №5/1(47). – S. 70-71. 2. Teoreticheskie osnovy rezanija i shlifovanija materialov: Ucheb. posobie / A.V. Jakimov, F.V. Novikov, G.V. Novikov, B.S. Serov, A.A. Jakimov. – Odessa: OGPU, 1999. – 450 s. 3. Visokoproduktivne shlifuvannja: Navch. posibnik / O.V. Jakimiv, F.V. Novikov, G.V. Novikov O.O. Jakimiv. – K.: ISDO, 1995. – 180 s. 4. Gucalenko Ju.G. Stojkost' kruga v rabochih processah racional'nogo stabil'nogo shlifovanija // Visn. Nac. tehn. un-tu „Hark. politehn. in-t”. Temat. vip.: Tehnologii v mashinobuduvanni. – 2005. – № 24. – S. 50-63. 5. Ivanov N.P. Jelek-trojerozionnoe formirovanie vysoty rel'efa rabochej poverhnosti almaznyh krugov pri is-pol'zovanii istochnika postojannogo toka // Rezanie i instrument. – 1984. – Vyp. 32. – S. 21-27. 6. Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroe-nija / Pod obw. red. F.V. Novikova i A.V. Jakimova. V desjati tomah. – T. 9. ”Proektirovanie teh-nologicheskikh processov v mashinostroenii”. – Odessa: ONPU, 2005.

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, О.Ю. Бабилунга, канд. техн. наук,  
А.О. Соценко, Р.Г. Долищинский, Одесса, Украина

## **ПОДХОД К РАСПОЗНАВАНИЮ СОСТОЯНИЙ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТОВ С УЧЕТОМ РЕЗУЛЬТАТОВ АНАЛИЗА ИХ ТЕКСТУР**

*Підхід до розпізнавання станів поверхонь різальної частини інструментів з урахуванням результатів аналізу їх текстур. Викладений підхід до розпізнавання текстур зон зносу і поломок різальної частини інструментів. Програмно реалізована система розпізнавання текстур зображень зон зносу і сколу різучої частини на основі їх статистичного аналізу. Комп'ютерне моделювання роботи системи підтвердило перспективність застосування даного підходу для розпізнавання різних класів текстур поверхонь інструментів.*

*Подход к распознаванию состояний поверхностей режущей части инструментов с учетом результатов анализа их текстур. Изложен подход к распознаванию текстур зон износа и поломок режущей части инструментов. Программно реализована система распознавания текстур изображений зон износа и скола режущей части на основе их статистического анализа. Компьютерное моделирование работы системы подтвердило перспективность применения данного подхода для распознавания различных классов текстур поверхностей инструментов.*

**DEREVJANCHENKO A.G., BABILUNGA O.JU., SOCENKO A.O., DOLIWINSKIJ R.G.  
AN APPROACH OF SURFACES STATES OF CUTTING PART RECOGNITION TAKING IN  
ACCORDANCE WITH THE RESULTS OF TEXTURES ANALYSIS.**

*An approach of texture recognition of cutting tools wear and breakages of cutting part is discussed. The system of texture recognition of wear and breakages areas of cutting part is programmatic realized on the basis of their statistical analysis. Computer design of the system work confirmed perspective of application of this approach for recognition of different classes of cutting tools surfaces textures.*

В современном станкостроении одним из приоритетных направлений является разработка систем контроля и диагностирования состояния режущих инструментов (РИ). Известно, что надежность режущей части (РЧ) РИ во многом определяет работоспособность станка и качество обработки детали. Реализация систем диагностирования состояния РИ, работающих с визуальной информацией (последовательностями цифровых изображений зон износа), требует использования современных интеллектуальных методов и технологий, в том числе методов обработки и распознавания изображений. *Анализ предыдущих исследований* [1, 2] показал перспективность распознавания классов текстур изношенных поверхностей РИ, в частности – с использованием оценок энергетических спектров Фурье участков изображений [2]. Однако при решении комплекса задач, связанных с восстановлением РИ после внезапного отказа (разрушения) РЧ, возникает необходимость предварительного количественного и качественного анализа поверхностей сколов, представляющих собой самостоятельный класс текстур. Его причисление к перечню классов текстур изношенных поверхностей [2] формирует новые граничные условия для комплексного решения задачи распознавания состояний поверх-

ностей РЧ, требующие использования нового подхода к вычислению соответствующих признаков.

*Целью настоящей статьи является исследование статистического подхода к описанию текстур поверхностей РЧ в системах диагностирования состояния РИ, проведение компьютерного моделирования процесса распознавания текстурных изображений для оценки достоверности распознавания классов износа режущей части инструмента.*

Изображение РЧ, формируемые с использованием системы технического зрения (рис. 1), имеют сложную структуру, определяемую двумя составляющими: 1. многообразием форм зон износа и поломок РЧ; 2. особенностями внутренней структуры, в состав которой входят проточки, следы концентрированного износа, повреждения целостности покрытия, фрагменты поверхности скола и другие дефекты. Своевременное выявление этих элементов в структуре РЧ РИ обеспечивает идентификацию модели отказа РИ уже в начальный период работы.

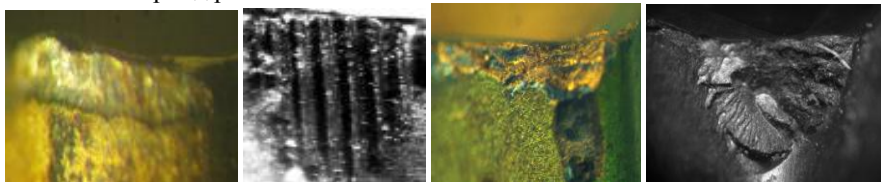


Рисунок 1 – Примеры изображений зон задних поверхностей резцов в различных состояниях (с различной текстурой)

*Рассмотрим основные результаты исследований.* Для дальнейшего анализа были сформированы обучающие выборки четырех классов текстурных изображений (рис. 2): 1. равномерный износ; 2. износ со следами нарушения целостности покрытия на поверхностях РЧ; 3. следы концентрированного износа; 4. скол РЧ.

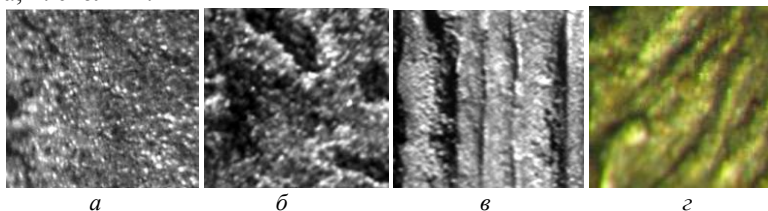


Рисунок 2 – Примеры фрагментов изображений зон износа и поломок задних поверхностей резцов, относящихся к различным классам текстур:

а – равномерный износ; б – износ со следами нарушения целостности покрытия РЧ; в – следы концентрированного износа; г – следы скола РЧ

Формирование описания текстур относится к основным задачам, решаемым при проведении сегментации и распознавания изображений в системах контроля и диагностики состояния режущего инструмента. Известно три основных подхода к описанию текстур [3]: структурный, спектральный и стати-

стический. Однако, при обработке реальных изображений, состоящих из сложной совокупности текстур, не всегда возможно априорно подобрать структурные элементы и вычислить текстурные признаки, которые бы полностью описывали данную текстуру в рамках структурного подхода. Кроме того, изображения реальных текстур не имеют, как правило, четко определенных частотных характеристик, по которым можно было бы построить их описание в спектральном пространстве, а в дальнейшем – провести классификацию текстур без применения дополнительных методов. Поэтому представляется перспективным применение статистического подхода к описанию текстур зон износа режущих инструментов, который позволяет учесть случайный характер распределения интенсивности в текстурном изображении.

Простейшим методом, реализуемым в рамках статистического подхода к описанию текстур, является метод, основанный на вычислении гистограмм интенсивности [4]. Однако, текстурные характеристики, которые вычисляются только на их основе, страдают определенной ограниченностью, поскольку не несут никакой информации о взаимном расположении элементов изображения. Поэтому в данной работе основное внимание уделено методам, учитывающим не только распределение интенсивности, но и местонахождение точек с равными или близкими ее значениями.

Матрица смежности [5] представляет собой пространственное распределение интенсивности на изображении и позволяет охарактеризовать пространственные зависимости внутри совокупности значений интенсивности текстурного изображения. Сделать это можно инвариантно к монотонным преобразованиям интенсивности. На практике используются не сами матрицы, а признаки, вычисленные по ним [6].

Построение матрицы смежности (МС) (рис. 3) требует задания оператора позиционирования  $D: \{\theta, d\}$ , где  $\theta$  определяет позицию пикселя с заданной интенсивностью относительно текущего, а  $d$  – расстояние между пикселями  $i$  и  $j$  изображения.



Рисунок 3 – Структура системы распознавания текстур зон износа цифровых изображений РЧ

Тогда  $A$  – матрица размером  $N \times N$ , состоящая из элементов  $a_{ij}$ , каждый из которых показывает, сколько раз элемент с интенсивностью  $f_i$  встретился на определенной оператором  $D$  позиции относительно элемента с интенсивностью  $f_j$ , где  $1 \leq i, j \leq N$ . Порядок матрицы  $A$  определяется количеством различных градаций интенсивности во входном изображении.

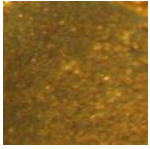
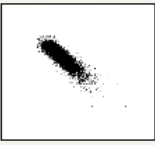
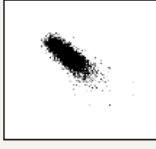
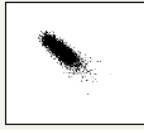

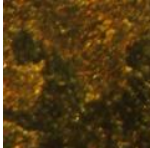
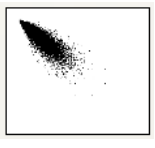
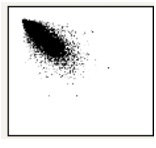
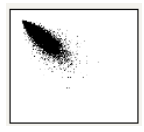
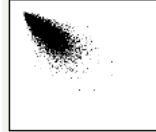
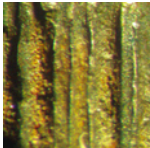
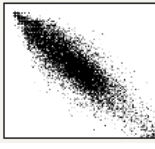

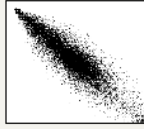
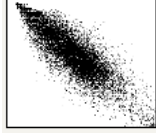
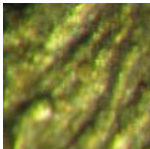
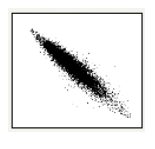
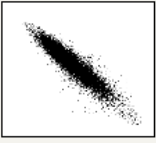
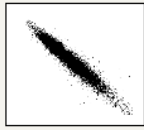
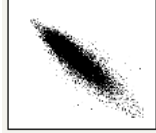
Пусть  $\tilde{r}$  – число пар элементов изображения РЧ, которые удовлетворяют требованиям оператора  $D$  (сумма всех элементов матрицы  $A$ ). Если построить матрицу  $P$  путем деления всех элементов  $A$  на  $\tilde{r}$ , то  $p_{ij}$  будет оценкой вероятности того события, что пара точек со взаимным расположением согласно правилу  $D$  будет иметь значения  $(f_i, f_j)$ . Такая матрица  $P$  является матрицей смежности интенсивности. Поскольку она зависит от  $D$ , присутствующие в изображении участки с заданной текстурой можно обнаружить, выбирая соответствующий оператор позиционирования.

Согласно приведенной реализации статистического подхода к описанию текстурных изображений, для каждого класса текстур РЧ построены матрицы смежности (табл. 1).

С использованием материалов работы [6] определен набор основных признаков, вычисляемых по матрице смежности и используемых для описания текстурных изображений. В предыдущей работе авторов [2] осуществлялся отбор информативных признаков на основе распределения значений признаков по классам текстурных изображений РЧ. Методом полного перебора [3] были проанализированы различные комбинации при формировании вектора признаков текстурных изображений РЧ РИ. В результате для проведения распознавания изображений заданных видов текстур выбрано пространство трех признаков – второй угловой момент; контраст; обратный момент разности. Установлено, что распределение значений признаков в этой комбинации соответствует гипотезе компактности и является рациональным, поскольку обеспечивает наибольший процент правильного распознавания.

При классификации изображений сходство или различие между векторами признаков устанавливается в зависимости от выбранной метрики расстояния между ними. Однако, в случае существенного пересечения классов в  $n$ -мерном пространстве, которое имеет место при обработке реальных изображений, необходимо использовать более мощные классификаторы. В данной работе для построения классификатора использована вероятностная нейронная сеть PNN (Probabilistic Neural Networks) [7].

Таблица 1 – Примеры матриц смежности для каждого класса текстур фрагментов изображений РЧ РИ.

Класс текстуры и ее изображение	Значения параметров матрицы смежности			
	$(d=1, \theta=0)$	$(d=1, \theta=45)$	$(d=1, \theta=90)$	$(d=1, \theta=135)$
	Матрицы смежности фрагмента изображения текстурной зоны поверхностей РЧ			
1 				
2 				
3 				
4 				

Программная реализация системы распознавания текстурных изображений зон износа РЧ РИ выполнена в среде программирования Microsoft Visual Studio C#. Разработан удобный интерфейс системы распознавания, который позволяет производить обработку и распознавание изображений с различным набором функциональных возможностей и поэтапным отражением результатов работы системы на экране монитора (рис. 4).

Разработанный программный комплекс позволяет загрузить изображение режущей части инструмента, которое представлено в формате \*.jpg. Изображение РЧ отображается в главном окне программы. Если оно имеет большой размер, то в программе есть возможность уменьшения размеров для ото-



бражения на экране монитора. Для дальнейшей обработки изображение РЧ преобразуется в полутоновое.

Разработанная система может работать:

- в ручном режиме, что позволяет выбрать фрагмент изображения РЧ скользящим окном заданного размера (64, 128, 256, 512 пикселей) и просмотреть все этапы обработки изображения и получения результатов;

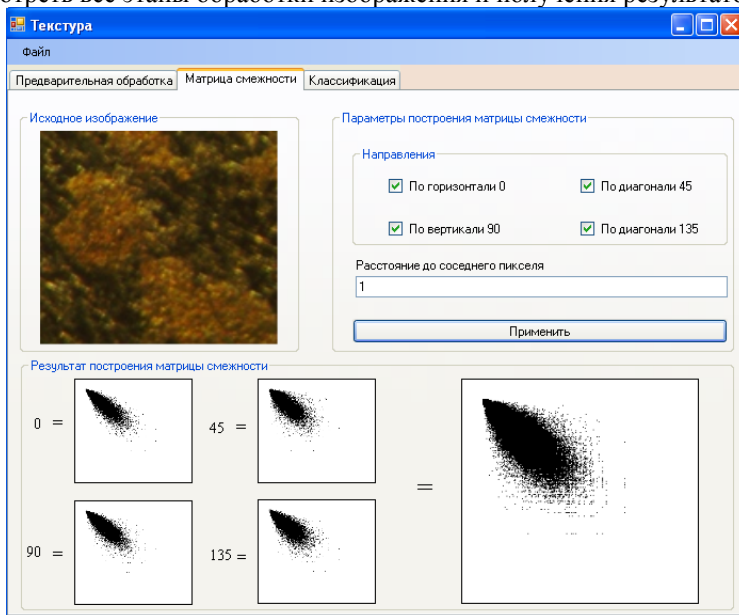


Рисунок 4 – Интерфейс системы распознавания изображений зон износа РЧ РИ

- в автоматическом режиме, что выдает результат распознавания в форме сообщения.

Для улучшения качества изображений РЧ реализованы процедуры их предварительной обработки: корректировка интенсивности, контрастности, проведение медианной фильтрации, обработка с помощью масок и проч.

Для определения процента правильного распознавания (ППР) текстурных изображений фрагментов зон износа и поломок РЧ РИ было проведено компьютерное моделирование процесса распознавания. Условия эксперимента:

- сформировано четыре класса изображений: равномерный износ, износ с нарушением целостности покрытия, следы концентрированного износа, следы скола РЧ;
- изображения разделены на две выборки: обучающую и тестовую (по 20 изображений каждого класса);
- для вычисления вектора информативных признаков формировалась матрица смежности изображения, построенная со следующими параметрами

оператора позиционирования  $D: \{\theta, d\}$ :  $d = (1, 2, 3, 4, 5, 6)$  и  $\theta = (00, 450, 900, 1350)$ ;

Результаты тестирования на контрольной выборке текстурных изображений зон износа и сколов РЧ приведены в табл. 2.

Таблица 2 – Процент правильного распознавания классов текстур фрагментов изображений РЧ РИ по матрице смежности

№	Класс состояния РЧ	Значения параметра матрицы смежности					
		$d=1$	$d=2$	$d=3$	$d=4$	$d=5$	$d=6$
		Процент правильного распознавания класса текстуры участка поверхности РЧ					
1	Равномерный износ	100	100	100	95	60	60
2	Множественные следы разрушения покрытия	65	80	100	95	75	60
3	Концентрированный износ	100	100	100	100	100	95
4	Скол РЧ	70	65	95	95	95	80
		Среднее значение ППР					
		83	87	98	96	82	73

Зависимость ППР от выбранной расстояния между пикселями изображения (при вычислении матрицы смежности) приведена на рис. 5.

Как видно, наибольший процент правильного распознавания достигается при расстоянии между пикселями, равном трем.

*Выводы.* В результате проведенного анализа изображений зон износа и сколов РИ установлено, что они характеризуются многообразием форм и сложностью внутренней структуры, которая проявляется в случайном распределении значений интенсивности цифрового изображения. Рассмотрены основные этапы процесса распознавания текстурных изображений указанных зон: предварительная обработка, формирование вектора информативных признаков, классификация. Для формирования описания текстурных изображений РЧ в работе предложено использовать статистический подход, основанный на построении матрицы смежности интенсивности изображения. Разработана система распознавания текстурных изображений РЧ в среде программирования Microsoft Visual Studio C#.

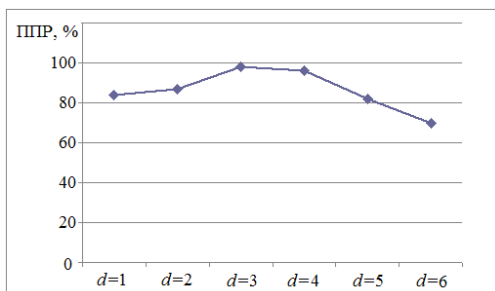


Рисунок 5 – Зависимость процента правильного распознавания класса состояния РИ от выбора параметра d при построении матрицы смежности

Проведено компьютерное моделирование процесса распознавания изображений зон износа РЧ с целью определения параметров построения матрицы смежности и формирования вектора информативных признаков (второго углового момента; контраста; обратного момента разницы), обеспечивающих процент правильного распознавания на контрольной выборке изображений РЧ на уровне 95 - 98%. Полученные результаты свидетельствуют о перспективности использования изложенного подхода для повышения качества распознавания состояний поверхностей РЧ в различных состояниях инструментов.

**Список использованных источников:** 1. Дерев'янченко О.Г. Діагностування станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андрєєв. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с. 2. Дерев'янченко А.Г. Распознавание текстур зон износа режущих инструментов на основе анализа энергетических спектров Фурье их изображений /А.Г. Дерев'янченко, О.Ю. Бабилунга, А.О. Соценко, Р.Г. Долишинский// Сучасні технології в машинобудуванні: Збірник наук. праць. Вип. 5 – Харків: НТУ «ХПІ», 2010, С. 250 – 257. 3. Pratt W.K. Digital image processing / W.K. Pratt. – USA: John Wiley & Sons, 2001. – 750 p. 4. Гонсалес Р. Цифровая обработка изображений / Р. Гонсалес, Р. Вудс. – М.: Техносфера, 2005. – 1072 с. 5. Haralick R.M. Statistical and Structural Approaches to Texture / R.M. Haralick // Proceeding of the IEEE. – 1979. – Vol. 67. – P. 786-804. 6. Gotlieb C. Texture descriptors based on Co-occurrence Matrices / C.Gotlieb, H.Kreyszig //Comput. Vision Graphics Image Processing – 1990. –V. 51. – №1.– P. 70. 7. Каллан Р. Основные концепции нейронных сетей / Р. Каллан // – М.: Изд. дом “Вильямс”, 2001.– 291 с.

*Поступила в редколлегию 25.06.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Derev'janchenko O.G. Diagnostuvannja staniv rızal'nih instrumentiv pri precizijnij obrobci/ O.G. Derev'janchenko, V.D. Pavlenko, A.V. Andreev. – Odesa: Astroprint, 1999. – 184 s. 2. Derev'janchenko A.G. Raspoznavanie tekstur zon iznosa rezhuwih instrumentov na osnove analiza jenergeticheskih spektrov Fur'e ih izobrazhenij /A.G. Derev'janchenko, O.Ju. Babilunga, A.O. Socenko, R.G. Doliwinskij// Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: Zbirnik nauk. prac'. Vip. 5 – Harkiv: NTU «HPI», 2010, S. 250 – 257. 3. Pratt W.K. Digital image processing / W.K. Pratt. – USA: John Wiley & Sons, 2001. – 750 p. 4. Gonsales R. Cifrovaja obrabotka izobrazhenij / R. Gonsales, R. Vuds. – M.: Tehnosfera, 2005. – 1072 s. 5. Haralick R.M. Statistical and Structural Approaches to Texture / R.M. Haralick // Proceeding of the IEEE. – 1979. – Vol. 67. – P. 786-804. 6. Gotlieb C. Texture descriptors based on Co-occurrence Matrices / C.Gotlieb, H.Kreyszig //Comput. Vision Graphics Image Processing – 1990. –V. 51. – №1.– P. 70. 7. Kallan R. Osnovnye koncepcii nejronnih setej / R. Kallan // M.: Izd. dom “Vil'jams”, 2001. 291 s.

Э.Ш. Джемилов, канд. техн. наук,  
Э.Э. Ягьяев, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ХОНИНГОВАНИИ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ

*У статті наведені результати дослідження шорсткості поверхні конічного отвору після алмазного хонінгування, побудовані графічні залежності, що ілюструють мікро геометрію розглянутої поверхні по формулюючому конусу.*

*В статье представлены результаты исследования шероховатости поверхности конического отверстия после алмазного хонингования, построены графические зависимости, иллюстрирующие микро геометрию рассмотренной поверхности по формирующему конусу.*

*JE.SH. DZHEMILOV, JE..JE. JAG'JAEV*

*MAINTENANCE OF THE SURFACE QUALITY AT CONIC APERTURES HONING*

*In the article the results of roughness of surface of the conical opening after the diamond honing treatment are presented, graphic dependences are built, showing micro geometry of the treated surface along formative cone.*

**Введение и постановка задачи.** Хонингование не только повышает точность обрабатываемых поверхностей, но и улучшает качество приповерхностного слоя. Качество поверхности при хонинговании характеризуется рядом параметров, благоприятно влияющих на эксплуатационные показатели изделия. К таким параметрам относят параметры шероховатости поверхности, микротвердость, сжимающие остаточные напряжения.

Хонингование стабильно обеспечивает параметр шероховатости поверхности  $R_a = 0,3 \div 0,1$  мкм. Факторами, влияющими на шероховатость обработанной поверхности, являются характеристика применяемых брусков и режимы обработки [1, 2].

При хонинговании алмазными брусками практически не происходит затупления зерен за время обработки одной детали, однако благодаря выглаживанию и упрочняющему воздействию алмазных зерен на поверхность деталей происходит ее глубокое и интенсивное упрочнение. Регулируя скорость и давление, можно незначительно увеличить упрочняющее действие на 10-15% [2].

Хонингование конических отверстий сопровождается постоянным изменением ширины контакта рабочей поверхности бруска с поверхностью детали, что приводит к неравномерной глубине внедрения режущих зерен. Результатом подобного контакта является неравная шероховатость обработанной поверхности. Поэтому, создание условий, способствующих формированию равной шероховатости, является актуальной задачей при обработке конических отверстий алмазным хонингованием.

**Целью** представленных исследований является получение равной микрогеометрии обработанной конической поверхности алмазным хонингованием.

**Основные материалы исследования.** При проведении экспериментов применяли алмазные бруски AC6 500/400-M5-01-100% и AC20 125/100-M5-

01-100%, а в качестве СОЖ – керосин. В качестве оборудования использован модернизированный радиально-сверлильный станок мод. 2К522. Обрабатываемая деталь – корпус дозатора дозировочно-укупорочного агрегата из стали 40Х улучшенной.

Для измерения шероховатости был использован портативный профилометр TR 200 с программным обеспечением. Измерения производились в 5 участках вдоль образующей конического отверстия: 1 участок – на расстоянии 10 мм от большего отверстия конуса; 2 участок – 25 мм; 3 участок – 40 мм; 4 участок – 55 мм; 5 участок – 70 мм после обработки с использованием в хонинговальной головке колодок промышленного и предлагаемого образцов [3].

При этом параметры шероховатости по длине образующей находятся в следующих пределах: для характеристики бруска АС6 500/400-М5-01-100% с применением промышленной колодки –  $R_a = 4,09 \div 5,99$  мкм, а с предлагаемой колодкой –  $R_a = 5,73 \div 5,9$  мкм; для характеристики бруска АС20 125/100-М5-01-100% с применением промышленной колодки –  $R_a = 1,10 \div 2,47$  мкм, а с предлагаемой колодкой –  $R_a = 2,01 \div 2,44$  мкм.

В табл.1 и табл.2 приведены профилограммы поверхности образующей конического отверстия после хонингования промышленной и предлагаемой колодками с характеристикой алмазного бруска АС6 500/400-М5-01-100%.

Таблица 1 – Профилограмма поверхности конического отверстия после хонингования предлагаемой колодкой

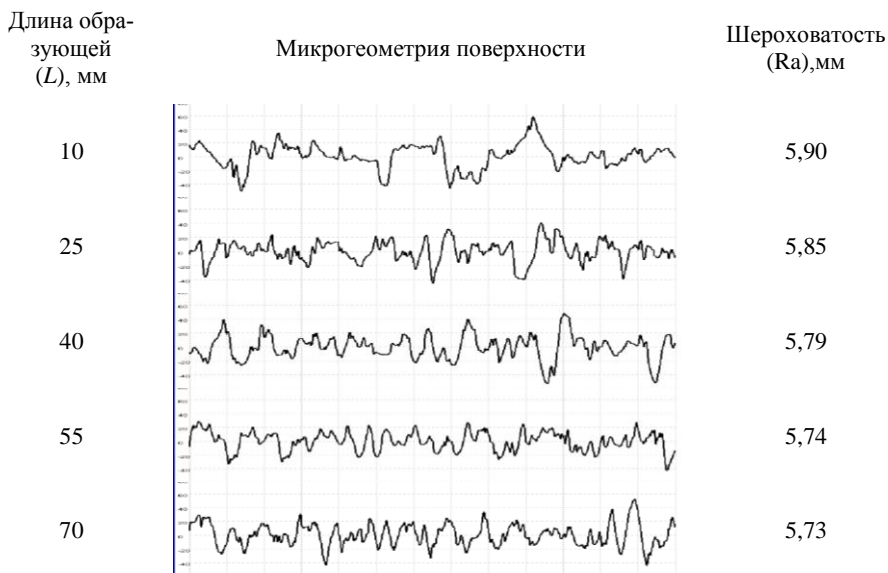
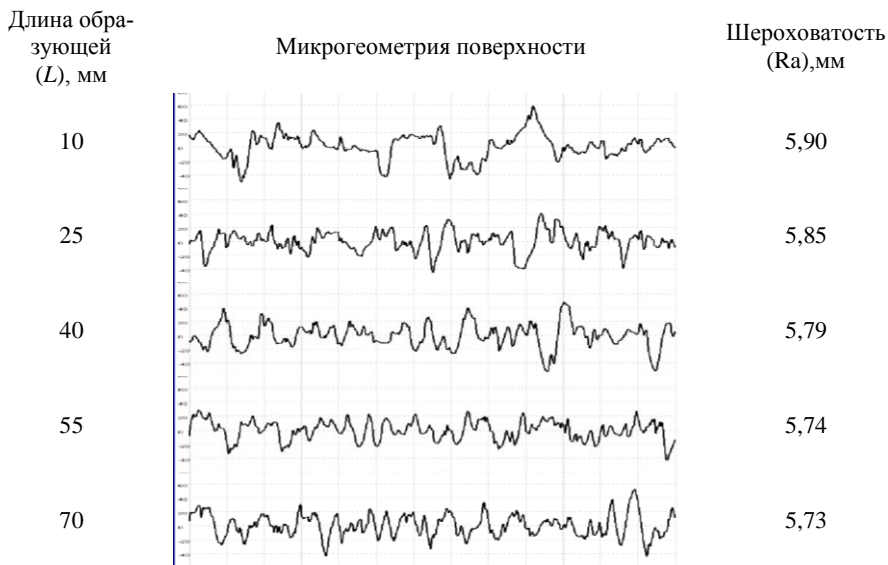


Таблица 2 – Профилограмма поверхности конического отверстия после хонингования предлагаемой колодкой



На основе полученных результатов построены графики шероховатости вдоль образующей конического отверстия (рис.1и рис.2).

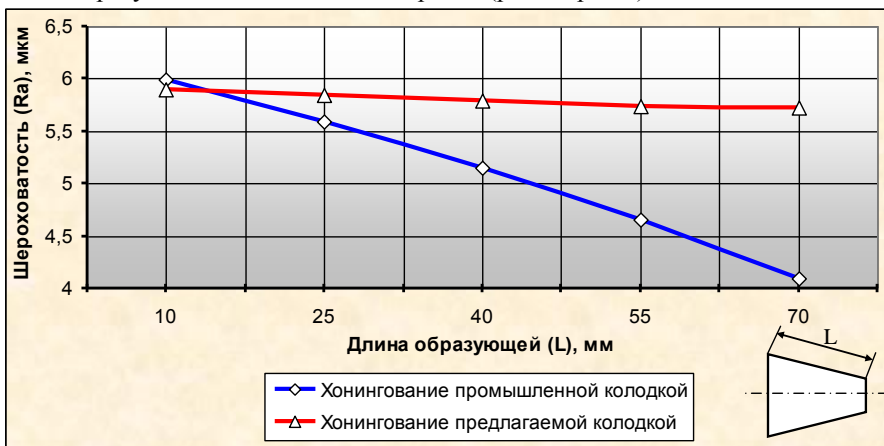


Рисунок 1 – Шероховатость поверхности образующей конического отверстия после хонингования брусками АС6 500/400-М5-01-100%, СОЖ – керосин

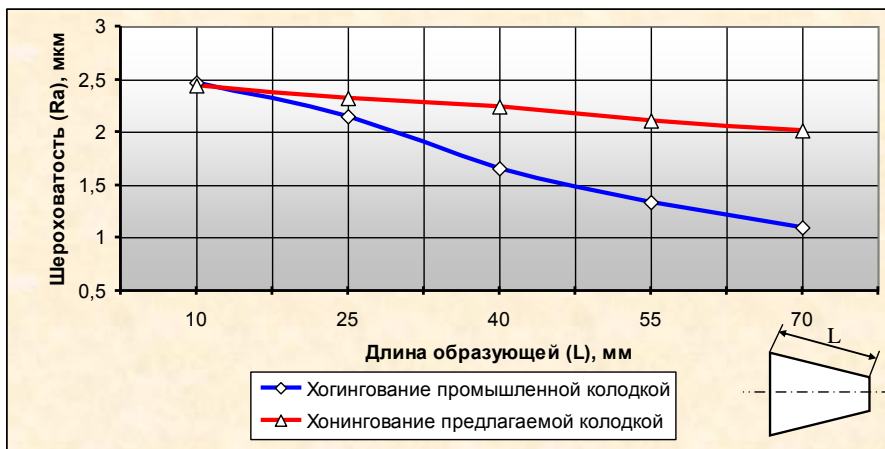


Рисунок 2 – Шероховатость поверхности образующей конического отверстия после хонингования брусками АС20 125/100-М5-01-100%, СОЖ – керосин

Результаты шероховатости, представленные на рис. 1 и рис. 2, показывают, что предлагаемая конструкция колодки при хонинговании создает благоприятные условия для получения равной микрогеометрии поверхности образующей конического отверстия.

**Список литературы:** 1. Фрагин И.Е. Новое в хонинговании / Фрагин И.Е. – М.: Машиностроение, 1980. – с. 22 – 23. 2. Кремень З.И. Хонингование и суперфиниширование деталей / Кремень З.И., Стратиевский И.Х. – Л.: Машиностроение, 1988. – с. 126. 3. Джемилев Э.Ш. Повышение качества обработки конических отверстий алмазным хонингованием на основе исследования контактного взаимодействия инструмента с деталью: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Джемилев Э.Ш. – Симферополь, 2010.

*Поступила в редколлегию 18.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Fragin I.E. Novee v honingovanii / Fragin I.E. – M.: Mashinostroenie, 1980. – s. 22 – 23. 2. Kremen' Z.I. Honingovanie i superfinishirovanie detalej / Kremen' Z.I., Stratievskij I.H. – L.: Mashinostroenie, 1988. – s. 126. 3. Dzhemilov Je.Sh. Povyshenie kachestva obrabotki konicheskikh otverstij almaznym honingovaniiem na osnove issledovaniya kontaktnogo vzaimodejstviya instrumenta s detal'ju: dis. kand. tehn. nauk: 05.03.01 / Dzhemilov Je.Sh. – Simferopol', 2010.

Т.Г. Джугурян, д-р техн. наук, А.М. Голобородько,  
Л.М. Перпери, канд. техн. наук, Одесса, Украина

## **ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ НАГРУЗКИ НА РАБОЧИХ ЭЛЕМЕНТАХ ОДНОЛЕЗВИЙНОЙ РАЗВЕРТКИ**

*У статті розглянуто вплив нерівномірності розподілу припуску на стабільність положення інструменту та навантаження робочих елементів однолезвійної розвертки.*

*В статье рассмотрено влияние неравномерности распределения припуска на стабильность положения инструмента и нагрузки рабочих элементов однолезвийной развертки.*

*T.G. DZHUGURJAN, A.M. GOLOBOROD'KO, L.M. PERPERI  
INFLUENCE OF CONIC APERTURES PROCESSING CONDITIONS ON DISTRIBUTION OF  
LOADING ON WORKING ELEMENTS OF SINGLE-CUTTER REAMER*

*In article it is considered influence of non-uniformity of distribution of an allowance on stability of position of the tool and loading of working elements single-cutter reamers.*

Одним из наиболее прогрессивных методов обработки конических отверстий является использование инструмента одностороннего резания, содержащего широкое лезвие и два направляющих элемента [1, 2].

Однолезвийные развертки трудоемки в использовании, однако высокая первоначальная стоимость инструмента окупается его уникальными эксплуатационными свойствами (корпус развертки выдерживает более 20 периодов стойкости режущих пластин) [2].

Одной из существенных проблем в обеспечении точности при обработке конических отверстий, является проблема, связанная с неравномерностью припуска, возникающего вследствие неравномерности износа инструмента предварительной операции и погрешности установки заготовки в приспособлении. Из-за неравномерности припуска изменяется силовое поле, действующее на инструмент. В результате таких изменений возможно возникновение ситуации, при которой инструмент теряет стабильность положения, что приводит к снижению точности готовой продукции. Стабильное положение инструмента в процессе обработки возможно только при постоянном контакте направляющих элементов с поверхностью обрабатываемого отверстия [3]. Эти вопросы недостаточно рассмотрены в литературе. Поэтому вопрос обеспечения заданной точности при обработке конических отверстий ответственных деталей является актуальным.

Целью работы является обеспечение стабильности положения инструмента в процессе развертывания конических отверстий инструментами одностороннего резания.

Для поставленной цели необходимо решить следующие задачи:



- рассмотреть возможные случаи распределения припуска и определить для них математические модели силового поля, действующего на инструмент;
- рассмотреть, с учетом действующего силового поля, стабильность положения инструмента при различном распределении припуска;
- дать рекомендации для обеспечения стабильности (точности) положения инструмента.

Конструкция однолезвийной развертки представлена на рис. 1. Инструмент состоит из хвостовой части 1 и рабочей части 2. В корпусе рабочей части развертки планками 5 и винтами 6 закрепляют рабочий элемент (неперетачиваемую твердосплавную пластину), который имеет возможность перемещаться в радиальном направлении, фиксированное положение пластины обеспечивают винты 7 и клинья 8. В корпусе также размещены направляющие элементы 3 и 4, расположенные под разными углами относительно рабочего элемента таким образом, чтобы одна направляющая была диаметрально противоположна ему под углом  $\varphi_0$ . Рабочий элемент должен быть смещен в направлении рабочей подачи  $z$  относительно направляющих элементов на величину  $l_c$ .

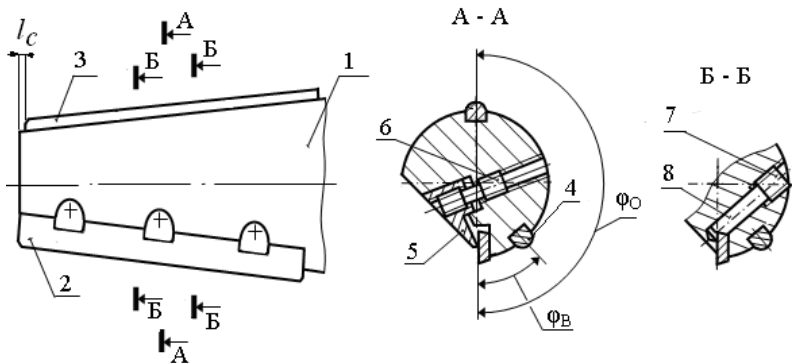


Рисунок 1 – Конструкция однолезвийной развертки со сменной твердосплавной пластиной фирмы Maral

Так как в инструменте сочетаются режуще-выглаживающие действия, то рассмотрим взаимодействие инструмента с обрабатываемым отверстием. Обработка конических отверстий осуществляется в условиях с начальной погрешностью, связанной с износом инструмента предварительной операции. Рассмотрим условия обработки отверстий с начальной погрешностью при неравномерно распределенной величине припуска вдоль конической образующей отверстия (рис. 2). Возможны два варианта распределения припуска: 1) припуск  $Z_r$  на меньшем диаметре больше чем на большем диаметре  $Z_R$  конического отверстия (рис. 2, а); 2) припуск на большем диаметре  $Z_R$  больше, чем на меньшем диаметре  $Z_r$  (рис. 2, б). На режущий элемент при равномер-

ном распределении припуска вдоль конической образующей будет действовать радиальная составляющая силы резания, приложенная на среднем диаметре рабочего элемента, т.е. перпендикулярно к конической образующей.

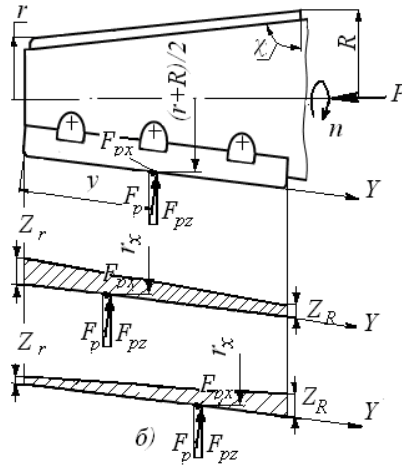


Рисунок 2 – Схема сил, действующих на режущий элемент в процессе обработки в условиях неравномерно распределенного припуска

В условиях неравномерного распределения припуска результирующая сила резания будет смещена в сторону величины большего припуска.

Для определения стабильности положения инструмента в процессе обработки, необходимо определить силы, действующие на инструмент.

Силовое поле, действующее на инструмент, сводится к нахождению сил, которые воспринимают его рабочие элементы в процессе обработки.

Так как рассматриваемая однолезвийная развертка является инструментом одностороннего резания, то силы определяют, используя систему статического равновесия инструмента. В первом случае (рис. 2, а) сила на режущем элементе будет стремиться оторвать направляющие элементы от обрабатываемой поверхности отверстия. Во втором случае (рис. 2, б) – прижать направляющие элементы к обрабатываемой поверхности. Для того, чтобы оценить точность формы и расположения конического отверстия на основе статических показателей рассмотрим статическое равновесие однолезвийной развертки:

$$\begin{aligned}
 & F_{Pz} \times \sin(\theta) + F_{Bz1} \times \sin \times \theta \times (\cos n_B - \mu_n \sin n_B) + \\
 & + F_{Oz2} \times \sin \times \theta \times (\cos n_O - \mu_n \sin n_O) = 0 \quad , \\
 & - \mu_p F_{Pz} \times \cos(\theta) - F_{Bz1} \times \cos \times \theta \times (\sin n_B + \mu_n \cos n_B) - \\
 & - F_{Oz2} \times \cos \times \theta \times (\sin n_O + \mu_n \cos n_O) = 0
 \end{aligned}$$

где  $F_{Pz}$  – радиальная составляющая силы, действующая на режущий элемент 2 в процессе обработки, Н;  $F_{Bz1}, F_{Oz2}$  – радиальные составляющие сил, действующих на направляющие элементы 4, 3 (рис. 1) в процессе обработки, Н;  $\varphi_B, \varphi_O$  – углы разворота между режущим элементом 2 и направляющими элементами 4, 3 соответственно;  $\mu_P$  – коэффициент трения между режущим элементом и поверхностью отверстия;  $\mu_n$  – коэффициент трения между направляющими элементами 4, 3 и поверхностью отверстия;

Решив систему уравнений статического равновесия инструмента, можно получить зависимости для определения значений составляющих сил  $F_{Pz}, F_{Bz1}, F_{Oz2}$ , действующих на рабочие элементы однолезвийной развертки, необходимые для определения коэффициентов стабильности положения инструмента. Необходимым условием для обеспечения точности обработки является:

$$\eta_i = \frac{\sum_{i=1}^m M_C}{\sum_{i=1}^m M_D}$$

где  $\eta_i$  – коэффициент стабильности положения  $i$ -направляющего элемента;

$\sum_{i=1}^m M_C, \sum_{i=1}^m M_D$  – суммы стабилизирующих и дестабилизирующих моментов сил, которые стремятся прижать или оторвать от поверхности отверстия, соответственно,  $i$ -направляющий элемент.

Проведенные исследования позволили установить, что при расположении припуска, как в первом рассматриваемом случае, снижается точность обрабатываемого отверстия на 15 %. Поэтому для обеспечения гарантированной величины неравномерного распределения припуска, при профилировании инструмента предварительной обработки (зенкера), необходимо уменьшить величину допуска на большем диаметре. В процессе предварительной обработки конических отверстий на рабочих поверхностях зенкера будет происходить износ в большей степени на большем диаметре, т.к. путь резания на этом участке больше. Для обеспечения точности отверстия и стабильности положения инструмента в процессе обработки, необходимо учитывать эти погрешности.

**Список использованных источников:** 1. Интернет-ресурс: [www.mapal.com](http://www.mapal.com). 2. Справочник технолога-машиностроителя: в 2 т. / [под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мецеракова]. – М.: Машиностроение, 1986. – 475 с. – Т. 2. (4-е изд., перераб. и доп.). 3. Джугурян Т.Г. Комбинированная обработка точных координированных отверстий. – Одесса: АО БАХВА, 2003. – 108 с.

*Поступила в редакцию 14.06.2011*

**Bibliography (transliterated):** Internet-resurs: [www.mapal.com](http://www.mapal.com). 2. Spravochnik tehnologa-mashinostroitelja: v 2 t. / [pod red. A.G. Kosilovoj, R.K. Mewerjakova]. – M.: Mashinostroenie, 1986. – 475 s. – T. 2. (4-e izd., pererab. i dop.). 3. Dzhugurjan T.G. Kombinirovannaja obrabotka tochnyh koordinirovannyh otverstij. – Odessa: AO BANVA, 2003. – 108 s.

А.В. Добровольский, канд. техн. наук,  
Ю.С. Краснощек, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **КИНЕМАТИКА СВОБООБКАТНОГО РЕЗАНИЯ ВНУТРЕННЕЙ СФЕРИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ СО СМЕЩЕННЫМ ЦЕНТРОМ ИНСТРУМЕНТА**

*Аналіз кінематики вільнообкатувального різання показав, що на окремих ділянках дуги контакту різця і заготовки швидкість різання може приймати додатне і від'ємне значення. При додатньому значенні швидкості різання відбувається знімання матеріалу, при від'ємному – вигладжування.*

*Анализ кинематики свободнообкатного резания показал, что на отдельных участках дуги контакта реза и заготовки скорость резания может принимать положительное и отрицательное значение. При положительном значении скорости резания происходит снятие материала, при отрицательном – выглаживание.*

*A.V. DOBROVOL'SKIJ, JU.S. KRASNOCHEK  
KINEMATICS OF FREE-REELING CUTTING OF THE INTERNAL SPHERICAL SURFACE  
WITH THE DISPLACED CENTER OF THE TOOL*

*The analysis of kinematics of freely rolled cutting displayed that at certain sections of the contact arc both of cutter and material treated, the cutting speed can gain positive and negative values. Treated material is removed under the conditions of cutting speed, but in the case of negative value of cutting speed-smoothing is occurred.*

Одним из высокоэффективных методов финишной обработки является свободнообкатное резание [1, 2, 3]. Данный метод относится к лезвийной обработке и позволяет качественно (с высокой точностью и низкой шероховатостью) получать некоторые сложнопрофильные поверхности. К ним можно отнести внутренние и наружные сферические поверхности, многогранные и зубчатые поверхности в упор и напроход, внутренние цилиндрические поверхности эллиптического, овального профилей и другие. Ранее нами был проведен анализ кинематики различных схем свободнообкатного резания [4, 5], а также предложена универсальная методика анализа кинематических параметров ротационного резания [6].

В данной работе исследуется кинематика свободнообкатного резания при обработке внутренней сферической поверхности (рис), когда центр симметрии режущей кромки 5 – точка  $O_1$  не лежит на оси вращения заготовки, а смещена в сторону инструмента на величину  $B$ . Для рассматриваемого случая диаметр режущей кромки  $D_u$  всегда меньше диаметра обрабатываемой сферы  $D_o$  ( $D_u < D_o$ ).

Инструмент 2 выполнен в виде чашечного резца с круговой режущей кромкой 5 и имеет возможность свободного вращения в своих опорах. Режущая кромка резца сопряжена с обработанной поверхностью 3 и профилем

поверхности резания 4. При этом обработанная поверхность охватывает режущую кромку реза.

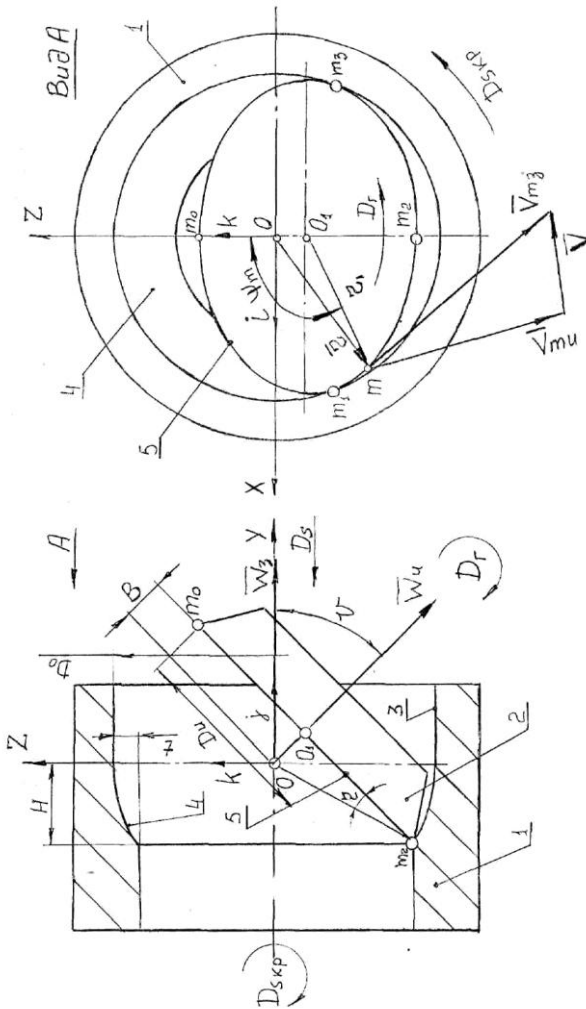


Рисунок – Схема свободнокончатного резания внутренней сферической поверхности

Ось вращения инструмента устанавливают под углом  $\nu$  к оси вращения заготовки  $I$  в одной с ней плоскости. Заготовке сообщают принудительное вращательное движение круговой подачи –  $D_{скр}$ , обычно, против часовой стрелки. Инструмент подводят на глубину врезания  $t$  к обрабатываемой поверхности и сообщают ему движение продольной подачи  $D_s$  в направлении

оси вращения заготовки в сторону обрабатываемой поверхности. После контакта режущей кромки с поверхностью резания заготовка ведет инструмент, вращая его, за счет сил сцепления между ними. Взаимные вращения заготовки и инструмента являются обкатными формообразующими движениями. При этом физическая модель не предусматривает влияние динамики процесса и кроме того сцепление режущей кромки с поверхностью резания считаем идеальным. Таким образом, равномерное вращательное движение резца считаем главным движением  $D_z$ , а скорость резания определяем как скорость проскальзывания режущей кромки относительно поверхности резания [3].

Для аналитического исследования кинематических параметров схемы резания рассмотрим вектор окружной скорости произвольной точки контакта  $m$ , принадлежащий режущей кромке 5, и вектор окружной скорости той же точки контакта, принадлежащий поверхности резания 4. Решаем известную в теоретической механике задачу о вращении системы двух твердых тел [7], какими являются резец и заготовка, вокруг неподвижных пересекающихся осей их вращения. Для отсчета вводим декартову систему координат  $XYZ$ , начало отсчета совмещаем с точкой  $O$ , расположенной в месте пересечения осей вращения заготовки и инструмента. Ось  $OY$  направляем по оси вращения заготовки в сторону, противоположную поверхности резания, ось  $OZ$  – вертикально вверх, а ось  $OX$  – перпендикулярно первым двум так, чтобы орты  $i, j, k$  координатных осей  $OX, OY, OZ$  образовали правую тройку.

Сначала рассмотрим кинематические параметры перемещения произвольной точки контакта  $m$  по поверхности резания 4, принадлежащей твердому телу-заготовке, равномерно вращающемуся вокруг своей неподвижной оси с угловой скоростью  $|\overline{W}_z|$ . Окружное положение точки  $m$  определяется угловой координатой  $\psi_m$ , отсчитанной от её крайнего верхнего положения  $m_0$  на режущей кромке в сторону вращения инструмента до текущего положения его радиуса  $O_1m$ , равного половине диаметра инструмента  $D_u$ . Радиус-вектор  $\overline{r}$  проведем из начала отсчета точки  $O$  в рассматриваемую точку  $m$ . В результате вращения заготовки вокруг своей оси, точка  $m$  имеет окружную скорость, вектор которой  $\overline{V}_{mz}$  направлен по касательной к траектории этой точки. Желая соединить с понятием угловой скорости представление о направлении оси, вокруг которой происходит вращение заготовки, введем вектор угловой скорости  $\overline{W}_z$  (его модуль можно определить как производную от угловой координаты  $\psi_m$  по времени  $\tau$ ). Направление вышеупомянутого вектора связываем с осью вращения заготовки – единственным неизменным направлением во вращающемся теле. При этом также необходимо указать в какую сторону по оси вращения направлен вектор  $\overline{W}_z$ . Общепринято [7] направлять этот вектор так, чтобы наблюдатель, смотрящий с его конца, видел вращение

заготовки в положительном направлении, т.е. против часовой стрелки при правой системе координат  $XYZ$ .

Рассматривая угловую скорость как вектор, откладываемый по оси вращения заготовки, можно определить по формуле Эйлера вектор окружной скорости  $\vec{V}_{m3}$  произвольной точки контакта  $m$ , принадлежащей вращающейся поверхности резания. Его значение будет равно векторному произведению вектора угловой скорости на радиус-вектор этой точки относительно любой точки на оси вращения, в том числе и точки  $O$  – начала отсчета

$$\vec{V}_{m3} = \vec{W}_3 \times \vec{r}. \quad (1)$$

Векторное произведение [1] можно записать через определитель вида

$$\vec{V}_{m3} = \begin{vmatrix} i & j & k \\ W_{3x} & W_{3y} & W_{3z} \\ X & Y & Z \end{vmatrix} = i(W_{3y} \cdot Z - W_{3z} \cdot Y) + j(W_{3z} \cdot X - W_{3x} \cdot Z) - k(W_{3x} \cdot Y - W_{3y} \cdot X), \quad (2)$$

где  $W_{3x}$ ;  $W_{3y}$ ;  $W_{3z}$  – проекции вектора угловой скорости соответственно на оси координат  $OX$ ,  $OY$ ,  $OZ$ ;  $X, Y, Z$  – координаты конца радиус-вектора  $\vec{r}$  на те же оси (на рис. не показаны).

Таким образом, в (2) сомножители при ортах  $ijk$  являются проекциями вектора окружной скорости  $\vec{V}_{m3}$  на координатные оси  $OX$ ,  $OY$ ,  $OZ$

$$V_{3mx} = W_{3y} \cdot Z - W_{3z} \cdot Y, \quad (3)$$

$$V_{3my} = W_{3z} \cdot X - W_{3x} \cdot Z, \quad (4)$$

$$V_{3mz} = W_{3x} \cdot Y - W_{3y} \cdot X. \quad (5)$$

Проекции вектора угловой скорости  $\vec{W}_3$  на координатные оси можно записать в виде

$$W_{3x} = 0, W_{3y} = \left| \vec{W}_3 \right|, W_{3z} = 0, \quad (6)$$

а координаты конца радиуса-вектора  $\vec{r}$  на те же оси выразим через текущее значение радиуса инструмента  $O_{1m}$  в виде:

$$X = 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \frac{1}{\cos \eta} = 0,5 \cdot D_o \cdot \sin \psi_m, \quad (7)$$

$$Y = 0,5 \cdot D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \sin \nu \cdot \frac{1}{\cos \eta} = 0,5 \cdot D_o \cdot \cos \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (8)$$

$$Z = 0,5 \cdot D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu \cdot \frac{1}{\cos \eta} = 0,5 \cdot D_o \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu, \quad (9)$$

где  $\eta$  – угол при основании конуса, образованного круговым перемещением радиуса-вектора  $\vec{r}$ , опирающегося на режущую кромку, а  $\cos \eta = \frac{D_u}{D_o}$ .

Подставляя значения (6) и (7) ... (9) в (3) ... (5) получим выражения для проекции окружной скорости точки контакта  $m$  на координатные оси в виде:

$$V_{mzx} = \left| \overline{W}_3 \right| \cdot 0,5 \cdot D_o \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu, \quad (10)$$

$$V_{mzy} = 0, \quad (11)$$

$$V_{mzz} = - \left| \overline{W}_3 \right| \cdot 0,5 \cdot D_o \cdot \sin \psi_m. \quad (12)$$

Теперь рассмотрим скорость той же точки контакта, но принадлежащей режущей кромке 5. В результате вращения инструмента точка  $m$  имеет окружную скорость, вектор которой  $\overline{V}_{mu}$  направлен по касательной к траектории этой точки в процессе ее кругового перемещения вокруг оси инструмента с угловой скоростью  $\left| \overline{W}_u \right|$ . Вектор этой скорости аналогично совмещаем с осью вращения инструмента, ориентируя его в положительном направлении.

Окружное положение точки контакта  $m$  определяется той же угловой координатой  $\psi_m$ , а радиус-вектор  $\overline{r}_1$  проведем из точки  $O_I$  в рассматриваемую точку, при этом  $\left| \overline{r}_1 \right| = O_I m = 0,5 \cdot D_u$ .

Вектор окружной скорости  $\overline{V}_{mu}$  произвольной точки контакта  $m$  вращающейся режущей кромки можно определить аналогично по векторной формуле Эйлера:

$$\overline{V}_{mu} = \overline{W}_u \times \overline{r}_1. \quad (13)$$

Проекции вектора угловой скорости  $\overline{W}_u$  на координатные оси можно записать в виде:

$$W_{ux} = 0; W_{uy} = \left| \overline{W}_u \right| \cdot \cos \nu; W_{uz} = \left| \overline{W}_u \right| \cdot \sin \nu, \quad (14)$$

а координаты конца радиуса-вектора  $\overline{r}_1$  на те же оси будут равны:

$$X_1 = 0,5 D_u \cdot \sin \psi_m, \quad (15)$$

$$Y_1 = 0,5 D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \sin \nu + B \cdot \cos \nu, \quad (16)$$

$$Z_1 = 0,5 D_u \cdot \cos \psi_m \cdot \cos \nu + B \cdot \sin \nu. \quad (17)$$

Проекции вектора окружной скорости  $\overline{V}_{mu}$  точки контакта  $m$  на координатные оси запишем аналогично (3) ... (5):

$$V_{mux} = W_{uy} \cdot Z_1 - W_{uz} \cdot Y_1, \quad (18)$$

$$V_{muy} = W_{uz} \cdot X_1 - W_{ux} \cdot Z_1, \quad (19)$$

$$V_{muz} = W_{ux} \cdot Y_1 - W_{uy} \cdot X_1. \quad (20)$$

Подставляя в (18) ... (20) значения (14) и (15) ... (17), получим выражения для проекции вектора  $\overline{V}_{mu}$  в точке  $m$ :



$$V_{mux} = \left| \overline{W}_u \right| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \cos \psi_m, \quad (21)$$

$$V_{muy} = -\left| \overline{W}_u \right| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (22)$$

$$V_{muz} = \left| \overline{W}_u \right| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \cos \nu. \quad (23)$$

К произвольной точке контакта  $m$  приложены одновременно два вектора скоростей  $\overline{V}_{mz}$  и  $\overline{V}_{mu}$ , следовательно, здесь имеет место проскальзывание режущей кромки 5 относительно поверхности резания 4 (рис. вид А), вектор скорости которого  $\overline{V}$  можно определить, как геометрическую разность исходных векторов

$$\overline{V} = \overline{V}_{mz} - \overline{V}_{mu}. \quad (24)$$

Зная проекции векторов  $\overline{V}_{mz}$  (10) ... (12) на координатные оси и  $\overline{V}_{mu}$  (21) ... (23) на те же оси, а также учитывая тот факт, что они приложены в одной и той же точке  $m$ , запишем геометрическую разность (24) в виде проекции вектора скорости проскальзывания:

$$V_x = 0,5 \cdot \cos \psi_m \cdot \left| \overline{W}_z \right| \cdot D_o \cdot \cos \nu - \left| \overline{W}_u \right| \cdot D_u, \quad (25)$$

$$V_y = \left| \overline{W}_u \right| \cdot 0,5 \cdot D_u \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu, \quad (26)$$

$$V_z = 0,5 \cdot \sin \psi_m \cdot \left| \overline{W}_u \right| \cdot D_u \cdot \cos \nu - \left| \overline{W}_z \right| \cdot D_o. \quad (27)$$

Проанализируем составляющую скорость проскальзывания  $V_x$  (25), которая расположена в плоскости режущей кромки 5 и является «стационарным проскальзыванием» [4]. Она является сложной функцией  $V_x = f\left(\left| \overline{W}_z \right|; \left| \overline{W}_u \right|; D_o; D_u; \nu\right)$ , где величина  $\left| \overline{W}_z \right|$  задана частотой вращения шпинделя станка, параметры  $D_o, D_u, \nu$  заданы геометрическими условиями схемы резания, а угловую скорость  $\left| \overline{W}_u \right| = f\left(\left| \overline{W}_z \right|; D_o; D_u; \nu\right)$  необходимо определить аналитически. Для этого рассмотрим интегральное значение составляющей скорости проскальзывания  $V_x$  за один полный оборот инструмента, считая, что виртуально контакт осуществляется по полной окружности  $0 < \psi_m < 2\pi$ . При этом помним начальные условия моделирования схемы резания – динамику процесса не учитываем, а сцепление режущей кромки с поверхностью резания считаем идеальным. Кроме того учитываем, что векторно сохраняется баланс «стационарного проскальзывания» резца, т.к. его считаем абсолютно твердым телом. Тогда:

$$\sum V_x = 0,5 \cdot \left( \left| \overline{W}_z \right| \cdot D_o \cdot \cos \nu - \left| \overline{W}_u \right| \cdot D_u \right) \int_0^{2\pi} \cos \psi_m \cdot d\psi = 0. \quad (28)$$

Из уравнения (28) получим искомое в виде:

$$|\overline{W}_u| = |\overline{W}_z| \frac{D_o}{D_u} \cdot \cos \nu . \quad (29)$$

Скорость «стационарного проскальзывания»  $V_x$  (25) не может являться составной частью скорости свободнообкатного резания, ввиду ее расположения в плоскости режущей кромки 5, а также в силу того, что любой процесс резания металлов с отходом стружки может осуществляться только при условии направленности вектора скорости резания на режущую кромку или переднюю поверхность резца. Более подробный анализ скорости проскальзывания при свободнообкатном резании приведен в работах [4,5].

Скорость свободнообкатного резания трактуется как скорость проскальзывания режущей кромки относительно поверхности резания в любой точке контакта  $m$  [3]. Зная составляющие  $V_y$  и  $V_z$  (26, 27) и учитывая (29), определим значение скорости резания:

$$V = \sqrt{V_y^2 + V_z^2} = |\overline{W}_z| \cdot 0,5 \cdot D_o \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu . \quad (30)$$

Выразим модуль угловой скорости заготовки  $|\overline{W}_z|$  через её частоту вращения  $n_z$ :

$$|\overline{W}_z| = 2\pi n_z . \quad (31)$$

Тогда искомая скорость свободнообкатного резания в окончательном традиционном виде с учетом (31), а также коэффициента перевода значений диаметра из миллиметров в метры, принимает вид:

$$V = \frac{\pi D_o \cdot n_z}{1000} \cdot \sin \psi_m \cdot \sin \nu . \quad (32)$$

Следует также отметить, что приведенные выше аналитические зависимости полностью сохраняют свой качественный и количественный вид при рассмотрении аналогичной схемы резания для обработки внутренней сферической поверхности со смещением центра резца  $O_1$  в сторону поверхности резания на величину  $B$  (на рис. не показано). Идентичность зависимостей связана с осесимметричностью (центросимметричностью) рассматриваемых схем.

Технологическая область применения, кинематические параметры и их особенности приведенной схемы резания не отличаются от ранее рассматриваемых схем [1 ... 5], что свидетельствует об универсальности предлагаемой методики. Кроме того анализ типовой схемы ротационного резания (со скрещающимися осями инструмента и заготовки) [6] показал качественно аналогичные результаты. Это позволяет надеяться на широкое использование данной методики для определения кинематических параметров всего разнообразия схем ротационного резания.

Результаты аналитических исследований достаточно полно отражают не только все кинематические, но и некоторые физические особенности приведенных схем резания, а также совпадают с экспериментальными данными. Для получения более полных сведений о процессе свободнообкатного резания весьма перспективным является исследование отдельных физических явлений в зоне резания – струкообразования и выглаживания, стойкости и износа, динамики и т.д.

**Список использованных источников:** 1. Патент RU 2311991С2, Российская федерация. *Добровольский А.В., Дмитриев С.И.* Способ высокоточной обработки сферической поверхности. – № 2004137691/02; Заявл. 23.12.2004; Опубл. 10.12.2007, Бюл. № 34. 2. *Добровольский А.В. и др.* Скорость резания при профилировании поверхностей свободнообкатным резцом. – Известия ВУЗОВ № 12. – М.: Манинстроение. – 1988. – С.111 ... 117. 3. *Добровольский А.В., Краснощек Ю.С.* Обоснование кинематической модели свободнообкатного резания // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2008. Вып. 74. – С. 126 ... 132. 4. *Добровольский А.В., Краснощек Ю.С.* Кинематика свободнообкатного резания с пересекающимися осями для обработки внутренних поверхностей // Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно - техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ». – 2008. Вып. 74. – С. 116 ... 125. 5. *Добровольский А.В., Краснощек Ю.С.* Кинематика свободнообкатного резания при обработке наружной сферической поверхности // Высокие технологии в машинобудованні: Збірник наукових праць НТУ «ХПІ», - Харків, 2009. – Вип. 1(18)-С. 38...46. 6. *Добровольский А.В., Краснощек Ю.С.* К вопросу об анализе кинематики ротационного точения // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. научн.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2009. – Вып. 76. – С. 26...33. 7. *Лойцянский Л.Г., Лурье А.И.* Курс теоретической механики. Т. 1. Статика и кинематика. – М.: Наука, 1982. – 352 с.

*Поступила в редколлегию 16.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Patent RU 2311991C2, Rossijskaja federacija. *Dobrovol'skij A.V., Dmitriev S.I.* Sposob vysokotočnoj obrabotki sfericheskoj poverhnosti. – № 2004137691/02; Zajavl. 23.12.2004; Opubl. 10.12.2007, Bjul. № 34. 2. *Dobrovol'skij A.V. i dr.* Skorost' rezanija pri profilirovanii poverhnostej svobodnoobkatnym rezcom. – Izvestija VUZOV № 12. – М.: Maninostroenie. – 1988. – S.111 ... 117. 3. *Dobrovol'skij A.V., Krasnowek Ju.S.* Obosnovanie kinematičeskoj modeli svobodnoobkatnogo rezanija // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah. Mezhdunarodnyj nauchno-tehn. sbornik. – Har'kov: NTU «HPI». – 2008. Vyp. 74. – S. 126 ... 132. 4. *Dobrovol'skij A.V., Krasnowek Ju.S.* Kinematika svobodnoobkatnogo rezanija s peresekajuwimisja osjami dlja obrabotki vnutrennih poverhnostej // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah. Mezhdunarodnyj nauchno-tehn. sbornik. – Har'kov: NTU «HPI». – 2008. Vyp. 74. – S. 116 ... 125. 5. *Dobrovol'skij A.V., Krasnowek Ju.S.* Kinematika svobodnoobkatnogo rezanija pri obrabotke naruzhnoj sfericheskoj poverhnosti // Visoki tehnologii v mashinobudovanni: Zbirnik naukovih prac' NTU «HPI», - Harkiv, 2009. – Vip. 1(18)-S. 38...46. 6. *Dobrovol'skij A.V., Krasnowek Ju.S.* K voprosu ob analize kinematiki rotacionnogo točenija // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah: Mezhdunar. nauchn.-tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2009. – Vyp. 76. – S. 26...33. 7. *Lojčjanskij L.G., Lur'e A.I.* Kurs teoretičeskoj mehaniki. T. 1. Statika i kinematika. – М.: Nauka, 1982. – 352 s.

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, Л.Н. Абдурайимов,  
С.И. Чернышов, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **ИНТЕГРАЛЬНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРИАНГУЛЯЦИОННЫХ 3D МОДЕЛЕЙ ИЗДЕЛИЙ**

*Розглянуті інтегральні характеристики триангуляційних 3D моделей промислових виробів. Абсолютні інтегральні характеристики представлені наступними групами: лінійні, кутові, поверхневі й об'ємні. Для порівняльної оцінки запропоновані відносні характеристики. Запропоновані інтегральні характеристики являються складовою частиною системи морфологічного аналізу 3D моделей.*

*Рассмотрены интегральные характеристики триангуляционных 3D моделей промышленных изделий. Абсолютные интегральные характеристики представлены следующими группами: линейные, угловые, поверхностные и объемные. Для сравнительной оценки предложены относительные характеристики. Предложенные интегральные характеристики являются составной частью системы морфологического анализа 3D моделей.*

V.L. DOBROSKOK, L.N. ABDURAJIMOV, S.I. CHERNYSHOV

INTEGRATED CHARACTERISTICS TRIANGULABLE 3D MODELS OF PRODUCTS

*Considered the integral characteristics of the triangulation of 3D models of industrial products. Absolute integral characteristics presented by the following groups: linear, angular, surface and volume. For comparative evaluation the relative characteristics proposed. The proposed integral characteristics are a component part of a system of morphological analysis of 3D models.*

### *Постановка проблеми*

Использование компьютерных 3D моделей изделий занимает ключевое место в современном машиностроении. Твердотельные модели применяются для решения многих важных задач автоматизации проектирования и технологии изготовления машин и их прототипов. Геометрическая информация о модели является необходимым элементом процессов конструирования и производства [2].

Переход от САД-модели изделия к триангуляционной осуществляется в системах 3D моделирования с помощью экспорта в STL-формат [1, 5, 13, 14]. STL-файлы представляют собой исходные данные для систем материализации твердотельных моделей генеративными технологиями Rapid Prototyping, анализа конструкции изделия и др.

С развитием интегрированных технологий материализации 3D моделей, появились предпосылки изготовления изделий сложных пространственных форм за достаточно короткие сроки. Оценка геометрической сложности 3D моделей изделий является актуальной проблемой для современного машиностроения. Принятие решений по выбору того или иного способа изготовления (традиционного или генеративного) должно осуществляться на основе оценки сложности изделий, где их геометрические характеристики яв-

ляются определяющими. Себестоимость продукции также в полной мере зависит от сложности изделия и метода его материализации.

#### *Анализ литературы*

Проблеме оценки сложности изделий посвящено достаточное количество работ по следующим направлениям:

- оценка степени сложности поверхностей, способы их задания и обработка традиционными технологиями машиностроения [4, 8];
- определение конструктивно-технологической сложности, путем декомпозиции изделия с выделением элементарных поверхностей (конструктивно-технологических элементов) [7];
- оценка сложности конструкции изделия по количеству составных частей или конструктивных элементов [10, 11].

Рассмотренные работы ориентированы на решение технологических задач оценки сложности применительно к традиционным технологиям изготовления. Для работы с триангуляционными моделями, используемыми в интегрированных генеративных технологиях (Rapid Prototyping), необходимо разработать специальные оценки их сложности.

*Цель статьи* – предложить систему интегральных характеристик триангуляционных 3D моделей изделий и оценить их применимость при решении задач морфологического анализа.

#### *Изложение основного материала*

Оценку сложности триангуляционных моделей изделий можно производить на базе различных подходов. Как правило, оценка сложности изделий в традиционной технологии машиностроения осуществляется на базе экспертных оценок специалистами соответствующей предметной области. Такая оценка достаточно субъективна.

В настоящей статье предложены интегральные характеристики триангуляционных 3D моделей изделий на базе анализа основных их геометрических характеристик и соотношений.

STL-формат (STereoLitography, Surface Tessellation Language или Standard Triangulation Language) на данный момент лидирует среди форматов описания 3D данных [3, 12]. В нем для представления формы и размеров изделия используется триангуляционная модель. Геометрическая адекватность такой модели зависит от погрешности аппроксимации исходной CAD-модели. Уменьшение размеров триангуляционных элементов модели (треугольников) приводит к повышению точности описания. При этом увеличивается количество треугольников, что приводит к увеличению размеров STL-файла.

Рассмотрим интегральные характеристики триангуляционных 3D моделей. Исходными данными STL-файлов являются следующие: общее количество треугольных граней  $N_{Face}$ ; координаты вершин триангуляционной модели  $V_1, V_2, V_3$ ; направляющие косинусы нормалей треугольников относительно осей координат  $N_x, N_y, N_z$ .

Абсолютные интегральные характеристики могут быть представлены следующими группами: линейные, угловые, поверхностные и объемные.

### 1. Линейные (координаты вершин)

Линейные интегральные характеристики несут информацию о размерах триангуляционной модели и ее пространственном положении. Они могут быть рассчитаны на основе координат вершин модели.

К абсолютным линейным интегральным характеристикам относятся минимальные  $x_{min}$ ,  $y_{min}$ ,  $z_{min}$ , максимальные  $x_{max}$ ,  $y_{max}$ ,  $z_{max}$  значения координат и величины интервалов значений  $L_X$ ,  $L_Y$ ,  $L_Z$  (стороны описывающего параллелепипеда):

$$\begin{aligned} x_{min} &= \text{MIN}(x_i); & y_{min} &= \text{MIN}(y_i); & z_{min} &= \text{MIN}(z_i); \\ x_{max} &= \text{MAX}(x_i); & y_{max} &= \text{MAX}(y_i); & z_{max} &= \text{MAX}(z_i); \\ L_X &= x_{max} - x_{min}; & L_Y &= y_{max} - y_{min}; & L_Z &= z_{max} - z_{min}. \end{aligned} \quad (1)$$

Относительные линейные интегральные характеристики  $k_X$ ,  $k_Y$ ,  $k_Z$  имеют область значений  $[0, 1]$  и определяются соотношениями:

$$k_X = \frac{x_{min}}{x_{max}}; \quad k_Y = \frac{y_{min}}{y_{max}}; \quad k_Z = \frac{z_{min}}{z_{max}}. \quad (2)$$

### 2. Угловые (направляющие косинусы нормалей)

Угловые интегральные характеристики определяются направляющими косинусами нормалей к элементам триангуляционной модели (рис. 1).

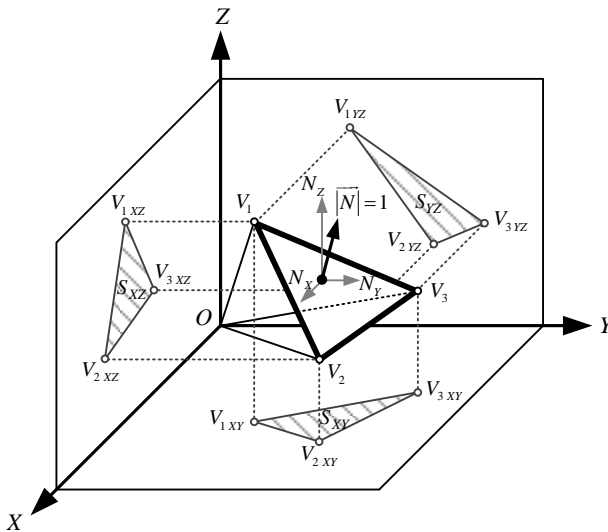


Рисунок 1 – Единичный элемент триангуляционной 3D модели.

К абсолютным характеристикам относятся минимальные  $N_{Xmin}$ ,  $N_{Ymin}$ ,

$N_{Zmin}$ , максимальные  $N_{Xmax}$ ,  $N_{Ymax}$ ,  $N_{Zmax}$  значения и величины интервалов значений  $R_{NX}$ ,  $R_{NY}$ ,  $R_{NZ}$ :

$$\begin{aligned} N_{Xmin} &= \text{MIN}(N_{X(i)}); & N_{Ymin} &= \text{MIN}(N_{Y(i)}); & N_{Zmin} &= \text{MIN}(N_{Z(i)}); \\ N_{Xmax} &= \text{MAX}(N_{X(i)}); & N_{Ymax} &= \text{MAX}(N_{Y(i)}); & N_{Zmax} &= \text{MAX}(N_{Z(i)}); \\ R_{NX} &= N_{Xmax} - N_{Xmin}; & R_{NY} &= N_{Ymax} - N_{Ymin}; & R_{NZ} &= N_{Zmax} - N_{Zmin}. \end{aligned} \quad (3)$$

### 3. Поверхностные интегральные характеристики

Абсолютные поверхностные интегральные характеристики базируются на площадях составляющих треугольников триангуляционной модели, их проекциях на координатные плоскости и описывающем параллелепипеде:

• Площадь триангуляционной 3D модели  $S_{TXYZ}$  может быть вычислена по следующей зависимости:

$$S_{TXYZ} = \sum_{i=1}^{N_{Face}} S_i, \quad (4)$$

где  $S_i$  – площадь  $i$ -го треугольника с вершинами  $V_{1,i}(x_{1,i}; y_{1,i}; z_{1,i})$ ,  $V_{2,i}(x_{2,i}; y_{2,i}; z_{2,i})$ ,  $V_{3,i}(x_{3,i}; y_{3,i}; z_{3,i})$ .

Определение площадей  $S_i$  производится с учетом [6] по следующим зависимостям:

$$\begin{aligned} S_i &= \frac{1}{2} \sqrt{S_{Minor1(i)}^2 + S_{Minor2(i)}^2 + S_{Minor3(i)}^2}; \\ S_{Minor1(i)} &= \begin{vmatrix} y_{2,i} - y_{1,i} & z_{2,i} - z_{1,i} \\ y_{3,i} - y_{1,i} & z_{3,i} - z_{1,i} \end{vmatrix} = \\ &= y_{2,i} z_{3,i} - y_{2,i} z_{1,i} - y_{1,i} z_{3,i} + y_{1,i} z_{2,i} + y_{3,i} z_{1,i}; \\ S_{Minor2(i)} &= - \begin{vmatrix} x_{2,i} - x_{1,i} & z_{2,i} - z_{1,i} \\ x_{3,i} - x_{1,i} & z_{3,i} - z_{1,i} \end{vmatrix} = \\ &= x_{2,i} z_{3,i} - x_{2,i} z_{1,i} - x_{1,i} z_{3,i} + x_{1,i} z_{2,i} + x_{3,i} z_{1,i}; \\ S_{Minor3(i)} &= \begin{vmatrix} x_{2,i} - x_{1,i} & y_{2,i} - y_{1,i} \\ x_{3,i} - x_{1,i} & y_{3,i} - y_{1,i} \end{vmatrix} = \\ &= x_{2,i} y_{3,i} - x_{2,i} y_{1,i} - x_{1,i} y_{3,i} + x_{1,i} y_{2,i} + x_{3,i} y_{1,i}; \end{aligned} \quad (5)$$

• Площади проекций всех треугольников триангуляционной модели  $S_{TXY}$ ,  $S_{TXZ}$ ,  $S_{TYZ}$ , состоящей из  $N_{Face}$  треугольников, на соответствующие координатные плоскости определяется зависимостями:

$$S_{TXY} = \sum_{i=1}^{N_{Face}} S_{iXY}; \quad S_{TXZ} = \sum_{i=1}^{N_{Face}} S_{iXZ}; \quad S_{TYZ} = \sum_{i=1}^{N_{Face}} S_{iYZ}, \quad (6)$$

где  $S_{iXY}$ ,  $S_{iXZ}$ ,  $S_{iYZ}$  – площади проекции  $i$ -го треугольника на соответствующие

координатные плоскости.

Для получения проекции треугольника на координатные плоскости, координаты его вершин по ортогональной оси для зависимостей (5) принимаются равными 0. Полученное значение является площадью проекции треугольника на соответствующую координатную плоскость (рис. 1).

• Площади граней параллелепипеда описанного вокруг триангуляционной 3D модели  $S_{XY}$ ,  $S_{XZ}$ ,  $S_{YZ}$  определяются по следующим зависимостям:

$$S_{XY} = L_X L_Y; \quad S_{XZ} = L_X L_Z; \quad S_{YZ} = L_Y L_Z, \quad (7)$$

где  $L_X$ ,  $L_Y$ ,  $L_Z$  – интервалы значений по соответствующим координатным осям;

• Площадь поверхности описывающего параллелепипеда  $S_{XYZ}$  определяется следующей зависимостью:

$$S_{XYZ} = 2 (S_{XY} + S_{XZ} + S_{YZ}), \quad (8)$$

где  $S_{XY}$ ,  $S_{XZ}$ ,  $S_{YZ}$  – площади ортогональных граней описывающего параллелепипеда.

В качестве относительных поверхностных интегральных характеристик целесообразно принять следующие безразмерные коэффициенты:

• относительные коэффициенты  $k_{STXY}$ ,  $k_{STXZ}$ ,  $k_{STYZ}$  (отношение площадей проекций всех треугольников триангуляционной модели  $S_{TXY}$ ,  $S_{TXZ}$ ,  $S_{TYZ}$  к площадям соответствующих граней описывающего параллелепипеда  $S_{XY}$ ,  $S_{XZ}$ ,  $S_{YZ}$ ) определяемые отношениями:

$$k_{STXY} = \frac{S_{TXY}}{2S_{XY}}; \quad k_{STXZ} = \frac{S_{TXZ}}{2S_{XZ}}; \quad k_{STYZ} = \frac{S_{TYZ}}{2S_{YZ}}; \quad (9)$$

• относительный коэффициент  $k_{STXYZ}$  (отношение площади поверхности триангуляционной модели  $S_{TXYZ}$  к площади поверхности описывающего параллелепипеда  $S_{XYZ}$ ) определяется отношением:

$$k_{STXYZ} = \frac{S_{TXYZ}}{S_{XYZ}}. \quad (10)$$

#### 4. Объемные интегральные характеристики

Объемные абсолютные интегральные характеристики базируются на объемах триангуляционной модели и описывающего параллелепипеда.

Для вычисления объема триангуляционной 3D модели [9] необходимо выбрать в пространстве исходную точку  $O^*$  в качестве которой может служить начало системы координат  $O(0; 0; 0)$ . Для каждой треугольной грани модели строится тетраэдр  $T_{(i)}$  с вершиной в точке  $O^*$  (рис. 1). Для каждого тетраэдра определяется его объем  $V_{T(i)}$ . Общим объемом триангуляционной модели будет сумма объемов тетраэдров  $V_{T(i)}$ .

• Объем триангуляционной модели  $V_{TXYZ}$ , состоящей из  $N_{Face}$  треугольников, определяется зависимостью:



$$V_{TXYZ} = \sum_{i=1}^{N_{Face}} V_{T(i)}, \quad (11)$$

где  $V_{T(i)}$  – объем тетраэдра, образованного  $i$ -ой треугольной гранью модели (основание тетраэдра)  $V_{1,i}(x_{1,i}; y_{1,i}; z_{1,i})$ ,  $V_{2,i}(x_{2,i}; y_{2,i}; z_{2,i})$ ,  $V_{3,i}(x_{3,i}; y_{3,i}; z_{3,i})$  и вершиной в исходной точке  $O^*(x; y; z)$ , определяется по формуле [6]:

$$V_{T(i)} = \frac{1}{6} \begin{vmatrix} x_{1,i} - x & y_{1,i} - y & z_{1,i} - z \\ x_{2,i} - x & y_{2,i} - y & z_{2,i} - z \\ x_{3,i} - x & y_{3,i} - y & z_{3,i} - z \end{vmatrix}. \quad (12)$$

Для начальной точки соответствующей началу координат  $O^*(0; 0; 0)$  зависимость (12) после упрощения примет удобный для практических расчетов вид:

$$V_{T(i)} = -x_{1,i}y_{2,i}z_{3,i} + x_{1,i}y_{3,i}z_{2,i} + x_{2,i}y_{1,i}z_{3,i} - x_{2,i}y_{3,i}z_{1,i} + x_{3,i}y_{1,i}z_{2,i} + x_{3,i}y_{2,i}z_{1,i}; \quad (13)$$

• Объем описывающего параллелепипеда  $V_{XYZ}$ , определяется зависимостью:

$$V_{XYZ} = L_X L_Y L_Z, \quad (14)$$

где  $L_X, L_Y, L_Z$  – интервалы значений по координатным осям.

• Относительный коэффициент объема триангуляционной модели  $k_{VTXYZ}$  имеет область значений  $(0, 1]$  (отношение объема триангуляционной модели  $V_{TXYZ}$  к объему описывающего параллелепипеда  $V_{XYZ}$ ) и определяется отношением:

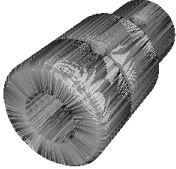

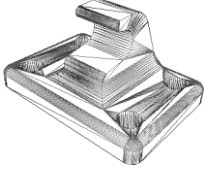
$$k_{VTXYZ} = \frac{V_{TXYZ}}{V_{XYZ}}. \quad (15)$$

Тестирование предложенных интегральных характеристик выполнялось на трех триангуляционных 3D моделях изделий: втулка, сопло и анкер. Для каждой группы интегральных характеристик определялись абсолютные и относительные значения (табл. 1). Анализ предложенных зависимостей и результаты тестирования позволяет дать оценку целесообразности использования интегральных характеристик.

Абсолютные интегральные характеристики позволяют получить количественную оценку геометрии триангуляционных моделей:

• Линейные интегральные характеристики определяют пространственное положение и размеры модели. В интегрированных генеративных технологиях материализация моделей происходит на специальных установках, которые имеют определенные ограничения по габаритным размерам изготавливаемых изделий.

Таблица 1 – Интегральные характеристики тестовых триангуляционных 3D моделей

Модель	Втулка	Сопло	Анкер
Характеристики			
<i>Линейные (координаты вершин)</i>			
Минимальное $x_{min}$ и максимальное $x_{max}$ значения координат по оси $X$ , мм	$1,000000 \cdot 10^1$ $7,500000 \cdot 10^1$	$1,000000 \cdot 10^1$ $6,528695 \cdot 10^2$	$1,000000 \cdot 10^1$ $8,937500 \cdot 10^1$
Минимальное $y_{min}$ и максимальное $y_{max}$ значения координат по оси $Y$ , мм	$1,000000 \cdot 10^1$ $4,300000 \cdot 10^1$	$1,000000 \cdot 10^1$ $5,527542 \cdot 10^2$	$1,000000 \cdot 10^1$ $6,715000 \cdot 10^1$
Минимальное $z_{min}$ и максимальное $z_{max}$ значения координат по оси $Z$ , мм	$0,000000 \cdot 10^0$ $3,300000 \cdot 10^1$	$0,000000 \cdot 10^0$ $3,641697 \cdot 10^2$	$0,000000 \cdot 10^0$ $4,152770 \cdot 10^1$
Величины интервалов значений координат $L_x, L_y, L_z$ по осям координат, мм	$6,500000 \cdot 10^1$ $3,300000 \cdot 10^1$ $3,300000 \cdot 10^1$	$6,428695 \cdot 10^2$ $6,427542 \cdot 10^2$ $3,641697 \cdot 10^2$	$7,937500 \cdot 10^1$ $5,715000 \cdot 10^1$ $4,152770 \cdot 10^1$
Относительные коэффициенты $k_x, k_y, k_z$ (отношения минимальных значений координат к максимальным)	$0,133333 \cdot 10^0$ $0,232558 \cdot 10^0$ $0,000000 \cdot 10^0$	$0,015316 \cdot 10^0$ $0,018091 \cdot 10^0$ $0,000000 \cdot 10^0$	$0,111888 \cdot 10^0$ $0,148920 \cdot 10^0$ $0,000000 \cdot 10^0$
<i>Угловые (направляющие косинусы нормалей)</i>			
Минимальное $N_{x_{min}}$ и максимальное $N_{x_{max}}$ значения направляющих косинусов нормали относительно оси $X$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$
Минимальное $N_{y_{min}}$ и максимальное $N_{y_{max}}$ значения направляющих косинусов нормали относительно оси $Y$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$
Минимальное $N_{z_{min}}$ и максимальное $N_{z_{max}}$ значения направляющих косинусов нормали относительно оси $Z$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$	$-1,000000 \cdot 10^0$ $1,000000 \cdot 10^0$
Величины интервалов значений $R_{N_x}, R_{N_y}, R_{N_z}$ направляющих косинусов	$2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$	$2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$	$2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$ $2,000000 \cdot 10^0$

Продолжение табл. 1

<i>Поверхностные</i>			
Площадь поверхности триангуляционной модели $S_{TXYZ}$ , $мм^2$	$1,075695 \cdot 10^4$	$1,426765 \cdot 10^6$	$1,448398 \cdot 10^4$
Площади проекций всех треугольников триангуляционной модели $S_{TXY}$ , $S_{TXZ}$ , $S_{TYZ}$ на координатные плоскости, $мм^2$	$6,033963 \cdot 10^3$ $5,618441 \cdot 10^3$ $1,958196 \cdot 10^3$	$6,210219 \cdot 10^5$ $6,395387 \cdot 10^5$ $6,396228 \cdot 10^5$	$8,931481 \cdot 10^3$ $3,746582 \cdot 10^3$ $3,420779 \cdot 10^3$
Площади граней описывающего параллелепипеда $S_{XY}$ , $S_{XZ}$ , $S_{YZ}$ , $мм^2$	$2,145000 \cdot 10^3$ $2,145000 \cdot 10^3$ $1,089000 \cdot 10^3$	$4,132071 \cdot 10^5$ $2,341136 \cdot 10^5$ $2,340716 \cdot 10^5$	$4,536281 \cdot 10^3$ $3,296261 \cdot 10^3$ $2,373308 \cdot 10^3$
Площадь поверхности описывающего параллелепипеда $S_{XYZ}$ , $мм^2$	$1,075800 \cdot 10^4$	$1,762785 \cdot 10^6$	$2,041170 \cdot 10^4$
Относительные коэффициенты $k_{STXY}$ , $k_{STXZ}$ , $k_{STYZ}$ (отношения площадей проекций всех треугольников триангуляционной модели к площадям соответствующих граней описывающего параллелепипеда)	$1,406518 \cdot 10^0$ $1,309660 \cdot 10^0$ $0,899080 \cdot 10^0$	$0,751466 \cdot 10^0$ $1,365873 \cdot 10^0$ $1,366297 \cdot 10^0$	$0,984450 \cdot 10^0$ $0,568308 \cdot 10^0$ $0,720677 \cdot 10^0$
Относительный коэффициент $k_{STXYZ}$ (отношение площади поверхности триангуляционной модели к площади поверхности описывающего параллелепипеда)	$0,999902 \cdot 10^0$	$0,809381 \cdot 10^0$	$0,709592 \cdot 10^0$
<i>Объемные</i>			
Объем триангуляционной модели $V_{TXYZ}$ , $мм^3$	$3,374291 \cdot 10^4$	$7,590176 \cdot 10^6$	$5,736910 \cdot 10^4$
Объем описывающего параллелепипеда $V_{XYZ}$ , $мм^3$	$7,078500 \cdot 10^4$	$1,504775 \cdot 10^8$	$1,883813 \cdot 10^5$
Относительный коэффициент $k_{VTXYZ}$ (отношение объема триангуляционной модели к объему описывающего параллелепипеда)	$0,476696 \cdot 10^0$	$0,504406 \cdot 10^{-1}$	$0,304537 \cdot 10^0$

- Угловые интегральные характеристики позволяют определить интервал значений направляющих косинусов нормалей к граням триангуляционной модели;

- Поверхностные интегральные характеристики позволяют оценить

площадь поверхности модели, проекции на координатные плоскости и площадь поверхности описывающего параллелепипеда;

- Объемные интегральные характеристики позволяют количественно оценить объем исходного материала, требуемого при материализации модели.

Относительные интегральные характеристики дают возможность сравнительного анализа триангуляционных 3D моделей:

- Линейные интегральные характеристики определяют степень разброса координат вершин граней триангуляционной модели по осям координат;

- Поверхностные интегральные характеристики определяют степень сложности поверхности триангуляционной модели по отношению к описывающему прямоугольному параллелепипеду (предельный случай). Увеличение значения характеристики свидетельствует о степени сложности поверхности триангуляционной модели;

- Объемная интегральная характеристика определяет степень заполнения триангуляционной моделью описывающего параллелепипеда.

### *Выводы*

Предложенная система интегральных характеристик триангуляционных 3D моделей может быть использована при решении задач морфологического анализа на этапе подготовки к материализации изделий интегрированными генеративными технологиями.

Результаты работы создают методологическую основу для последующего углубленного изучения триангуляционных моделей при оценке технологичности изделий и выборе рационального метода материализации.

Рассмотренные подходы использованы в системе морфологического анализа триангуляционных 3D моделей изделий, разрабатываемой кафедрой «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко Национального технического университета «Харьковский политехнический институт».

**Список использованных источников:** 1. *Dean A.* STL-формат для быстрого прототипирования. Часть I. Вывод в формате STL / *A. Dean* // CAD/CAM/CAE Observer. - 2005. - № 5(23). - С. 64-69. 2. *Голованов Н.Н.* Геометрическое моделирование / *Н.Н. Голованов.* - М.: Изд-во Физ.-мат. лит., 2002. - 472 с. 3. *Доброскок В.Л.* Особенности описания 3D образов изделий STL-файлами / *В.Л. Доброскок, Л.Н. Абдурайимов, Я.Н. Гаращенко* // Високи технології в машинобудуванні: 36. наук. пр. - Харків: НТУ "ХПИ". - 2006. - Вип. 1(12). - С. 159-164. 4. *Дружинский И.А.* Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение: Справочник / Дружинский И.А. - Л.: Машиностроение, 1985. - 263 с. 5. Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления : монография / [Товажнянский Л.Л., Грабченко А.И., Чернышов С.И. и др.]; под. ред. Л.Л. Товажнянского, А.И. Грабченко. - [2-е изд.]. - Харьков: ОАО «Мо-

дель Вселенной», 2005. – 224 с. **6.** Корн Г. Справочник по математике (для научных работников и инженеров) / Г. Корн, Т. Корн. – М.: Наука, 1977. – 832 с. **7.** Кориунов А.И. Введение в теорию конструктивно-технологической сложности изделий машиностроения / А.И. Кориунов // □ Современные наукоемкие технологии. – 2004. – № 2. – С. 66-67. **8.** Радзевич С.П. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории / Радзевич С.П. – К.: Растан, 2001. – 592 с. **9.** Сабитов И.Х. Объемы многогранников / Сабитов И.Х. – М.: МЦНМО, 2002. – 32 с. **10.** Технологичность конструкции изделия: Справочник / Под ред. Ю.Д. Аморова. – М.: Машиностроение, 1990. – 768 с. **11.** Технологичность конструкций изделий: Справочник / Т.К. Алферова, Ю.Д. Аморов, П.Н. Волков и др.; Под ред. Ю.Д. Аморова. – М.: Машиностроение, 1985. – 368 с. **12.** Bohn J.H. File format requirements for the Rapid Prototyping Technologies of Tomorrow / J.H. Bohn // Int. Conf. on Manuf. Automation (April 28-30). - Hong Kong: University of Hong Kong. - 1997. - Vol. 2. - P. 878-883. **13.** Jacobs P.F. Stereolithography and other RP&M Technologies from Rapid Prototyping to Rapid Tooling / Jacobs P.F. - New York: ASME Press, 1996. – 392 p. **14.** Petik A. Some aspects of using STL file format in CAE systems / A. Petik // CA Systems in Production Process Planning. - 2002. - P. 80-86.

*Поступила в редколлегию 29.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Dean A. STL-format dlja bystrogo prototipirovanija. Chast' I. Vyvod v formate STL / A. Dean // CAD/CAM/CAE Observer. - 2005. - № 5(23). - S. 64-69. 2. Golovanov N.N. Geometricheskoe modelirovanie / N.N. Golovanov. - M.: Izd-vo Fiz.-mat. lit., 2002. – 472 s. 3. Dobroskok V.L. Osobennosti opisanija 3D obrazov izdelij STL-fajlami / V.L. Dobroskok, L.N. Abdurajimov, Ja.N. Garawenko // Visoki tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. pr. - Harkiv: NTU "HPI". - 2006. - Vip. 1(12). - S. 159-164. 4. Druzhinskij I.A. Slozhnye poverhnosti: Matematicheskoe opisanie i tehnologicheskoe obespechenie: Spravochnik / Druzhinskij I.A. - L.: Mashinostroenie, 1985. – 263 s. 5. Integrirovannye tehnologii uskorennoho prototipirovanija i izgotovlenija : monografija / [Tovazhnjanskij L.L., Grabchenko A.I., Chernyshov S.I. i dr.]; pod. red. L.L. Tovazhnjanskogo, A.I. Grabchenko. - [2-e izd.]. - Har'kov: OAO «Model' Vselennoj», 2005. – 224 s. 6. Korn G. Spravochnik po matematike (dlja nauchnyh rabotnikov i inzhenerov) / G. Korn, T. Korn. – М.: Nauka, 1977. – 832 с. 7. Korshunov A.I. Vvedenie v teoriju konstruktivno-tehnologicheskoy slozhnosti izdelij mashinostroenija / A.I. Korshunov // Sovremennye naukoemkie tehnologii. – 2004. – № 2. – S. 66-67. 8. Radzevich S.P. Formoobrazovanie poverhnostej detalej. Osnovy teorii / Radzevich S.P. – К.: Растан, 2001. – 592 с. 9. Sabitov I.H. Ob#emy mnogogrannikov / Sabitov I.H. – М.: МСНМО, 2002. – 32 с. 10. Tehnologichnost' konstrukcii izdelija: Spravochnik / Pod red. Ju.D. Amirova. - М.: Mashinostroenie, 1990. – 768 s. 11. Tehnologichnost' konstrukcij izdelij: Spravochnik / T.K. Alferova, Ju.D. Amirov, P.N. Volkov i dr.; Pod red. Ju.D. Amirova. - М.: Mashinostroenie, 1985. – 368 s. 12. Bohn J.H. File format requirements for the Rapid Prototyping Technologies of Tomorrow / J.H. Bohn // Int. Conf. on Manuf. Automation (April 28-30). - Hong Kong: University of Hong Kong. - 1997. - Vol. 2. - P. 878-883. 13. Jacobs P.F. Stereolithography and other RP&M Technologies from Rapid Prototyping to Rapid Tooling / Jacobs P.F. - New York: ASME Press, 1996. – 392 p. 14. Petik A. Some aspects of using STL file format in CAE systems / A. Petik // CA Systems in Production Process Planning. - 2002. - P. 80-86.

Н.И. Дятчин, В.Д. Гончаров, Барнаул, Россия

## ПРОБЛЕМА ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ НА РАЗЛИЧНЫХ ЭТАПАХ ИСТОРИИ РАЗВИТИЯ ТЕХНИКИ

*У статті приводяться відомості про розвиток науки різання матеріалів від древніх часів до наших днів, розглядаються тенденції розвитку обробки металів. Проаналізовано етапи розвитку техніки, внесок видатних учених у становлення даної галузі науки.*

*В статье приводятся сведения о развитии науки резания материалов от древних времен до наших дней, рассматриваются тенденции развития обработки металлов. Проанализированы этапы развития техники, вклад выдающихся ученых в становление данной отрасли науки.*

N.I. DJATCHIN, V.D. GONCHAROV

PROBLEM OF INCREASE OF STABILITY OF CUTTING TOOLS AT VARIOUS STAGES OF HISTORY OF DEVELOPMENT OF TECHNICS

*In artecle data on development of a science of cutting of materials from ancient times up to now are resulted, tendencies of development of processing of metals are considered. Stages of development of technics, the contribution of outstanding scientists to becoming the given branch of a science are analysed.*

Режущие инструменты, зародившиеся в качестве орудий труда (каменные топоры, ножи, пилы и др.) и ставшие у истоков цивилизации, прошли в своем развитии через все исторические этапы развития техники, рис. 1, сыграв на каждом из них, исключительно важную роль.

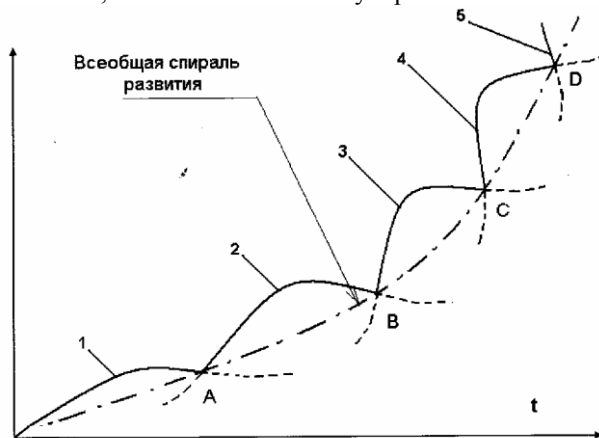


Рисунок 1 – Исторические этапы развития техники: 1– инструментализация (800 тыс. до н.э. – 0 г.), 2 – механизация (0 – 1800 г.), 3 – машинизация (1800–1960 г.), 4 – автоматизация (1960–2005 г.), 5 – кибернетизация (2005 г. – н.в.) [1, с. 75–80].

Режущие инструменты провели грань между человеком и остальным животным миром, а клин, с помощью которого и осуществляется процесс резания, стал первым выдающимся изобретением первобытного человека. Именно клин в качестве рабочей (режущей) части (лезвия) инструмента обеспечил возможность его внедрения в обрабатываемый материал и отделения его части за счет расклинивающего эффекта, проявляющегося в виде контактного взаимодействия граней клина с этим материалом. Характер этого взаимодействия определялся физико-механическими свойствами обрабатываемого материала и материала режущей части инструмента, а также скоростью резания и геометрическими параметрами среза, которые менялись на всем протяжении истории развития техники.

Эти изменения не были равномерными и постепенными, а представляли чередование резких революционных периодов с плавными эволюционными. При этом революционные фазы были связаны, как правило, с изобретением новых инструментальных материалов с более высокими режущими свойствами и более приспособленных, к изменяющимся условиям резания. А эволюционные изменения осуществлялись в основном за счет изменения, в сторону улучшения, физико-механических свойств материала режущего клина и его геометрии. Историческая панорама чередования указанных изменений в форме известных экспоненциальных кривых зависимости возрастания скоростей резания по мере оснащения металлорежущих инструментов новыми инструментальными материалами и их совершенствования за период с 1860 по 2000 годы, захватывающие этапы механизации и автоматизации, рис. 1, представлены на рис. 2.

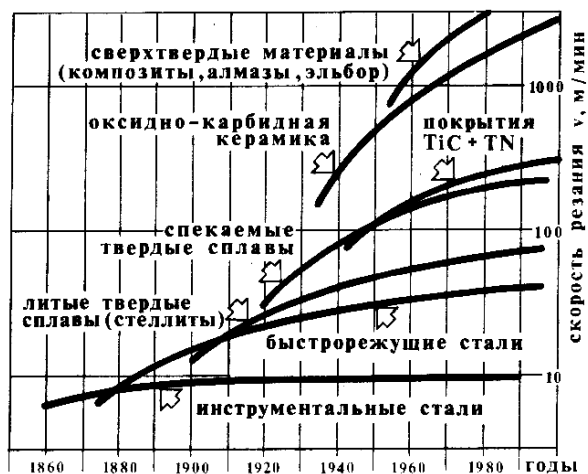


Рисунок 2 – Возрастание скоростей резания по мере оснащения режущих инструментов новыми инструментальными материалами и их совершенствования

Металлорежущие инструменты появились тогда, когда человек научился добывать железо и получать из него сталь. Первыми начали систематически выплавлять железо из руд в достаточном количестве халибы, жившие в Закавказье около 1500 г. до н.э. Затем была освоена технология получения сварного железа, его науглероживания и закалки на территории нынешней Армении (ок. 14 в. до н. э.), а потом и скифами Причерноморья (ок. 10 в. до н.э.). С этого времени началось интенсивное распространение железа и бурное развитие ремесленного производства в Европе, наступила эпоха «железного меча». По словам К. Маркса, сталь дала «ремесленнику орудия такой твердости и остроты, которым не мог противостоять ни один камень, ни один из известных тогда металлов».

В V–VI вв. до н.э. славились своими сортами стали многие районы Греции и Малой Азии, которые во времена Александра Македонского подразделялись на: лаконийскую – для изготовления сверл и напильников, лидийскую – для мечей и др. видов холодного оружия, синопскую – для плотницких инструментов и т.п. Лучшие сорта римских сталей содержали, как правило, больший процент углерода, чем греческие. А в 4 в. до н.э. начало применяться точение на токарных станках с помощью ручных резцов, что можно считать истоками зарождения резания металлов [2].

Однако резание металлов зародилось не на пустом месте – ему предшествовал многовековой период овладения искусством резания различных неметаллических материалов, легче поддающихся резанию (дерева, рога, кости и др.). Из всех природных материалов первое место в качестве конструкционного, вплоть до наступления этапа механизации, рис. 1, безусловно, принадлежало дереву. Тысячелетиями наживаемый опыт резания дерева и резьбы по дереву стал потом важной базой для зарождения науки о резании металлов, основоположником которой по праву считается И.А. Тиме, защитивший в 1870 г. диссертацию на тему «Сопrotивление металлов и дерева резанию».

Стойкость металлорежущих инструментов, применявшихся в качестве слесарных и ручных на станках, была проблемой, решаемой вплоть до настоящего времени в рамках режущих свойств высокоуглеродистой инструментальной стали для условий обработки на малых скоростях и незначительных нагрузках на режущий клин. До этапа механизации, когда подавляющая часть механизмов и др. технических устройств изготавливались из дерева и из-за их больших размеров часто назывались «машинами», металлы, стоившие чрезвычайно дорого, применялись лишь в исключительных случаях, для особо ответственных деталей, не считая оружия и инструментов. Формообразование таких деталей ограничивалось литьем или свободной ковкой, которые сейчас обычно относят к заготовительным операциям, используемым при производстве заготовок. Для получения большей точности и чистоты контактирующих поверхностей применялась лишь в исключительных случаях абра-



живная обработка при помощи шлифовальных кругов и брусков, а также слесарная опиловка напильниками.

Проблема прочности и стойкости рабочей части металлорежущих инструментов сразу обострилась, как только изменилась энергетическая основа производства и на смену биологической энергетике в виде мускульной силы человека и тягловой силы животных пришла, в результате второй энергетической революции (первой энергетической революцией считается изобретение огня), природная энергетика воды и ветра. Водяное колесо стало приводить в действие не только мельничные жернова, но и режущие инструменты и, прежде всего, для обработки ружейных и пушечных стволов, где главными операциями стали сверление и растачивание их каналов. Начали появляться соответствующие предприятия мануфактурного типа, как например вступившая в строй в 1649 на р. Яуза под Москвой первая в Европе «ствольная мельница» для обработки пушечных стволов. Затем в 1712 г. на Олонецком оружейном заводе был создан целый станочный комплекс с приводом от водяного колеса; на Тульском оружейном заводе в последующие несколько лет В. Гениным, Я. Батищевым и др. мастерами были построены высокопроизводительные многошпиндельные горизонтально-сверлильные («вертельные») и др. станки для обработки ружейных стволов [2].

Резко возросла не только скорость резания, но и силы резания, для восприятия которых вначале стали применяться специальные «поддержки» и «держалки», а затем в 1729 г. А.К. Нартовым был изобретен самоходный суппорт, на смену которому в 1794 г. пришел изобретенный Г. Модсли «крестовый» суппорт, близкий к современному. По этому поводу К. Маркс писал: «Это механическое приспособление заменяет не какое-либо особенное орудие, а саму человеческую руку, которая создает определенную форму, направляя, подводя резец и т.д. к материалу труда, например к железу. Таким образом, стало возможным придавать геометрические формы отдельным частям машин с такой степенью легкости, точности и быстроты, которую не смогла бы обеспечить и самая опытная рука искуснейшего рабочего».

Накопленный опыт токарной обработки был обобщен в изданной в 1701 г. работе Плюмье «Искусство точения», которая в 1716 г. по распоряжению Петра I была переведена на русский язык. Примечательно, что в вышедшей через сотню лет (в 1906 г.) в США книге Ф. Тейлора «Искусство резать металлы», и также переведенной на русский язык (в 1909 г.), резание металлов тоже представлялось именно искусством, а не наукой. В этой книге Тейлор, на основе обобщения накопленного в металлообработке производственного опыта, впервые установил эмпирическую зависимость между скоростью резания  $v$  и стойкостью режущего инструмента  $T$  и представил ее в виде степенной функции:  $T = A / v^m$ , где  $A$  – коэффициент, учитывающий физико-механические свойства обрабатываемого материала [3]. Приведенная эмпирическая формула стала основой разработанных в 1936 г., «Комиссией по резанию металлов»

при Техническом Совете НКТП под председательством проф. Надеинской Е.П., нормативов режимов резания, которые и сейчас широко используются в вузах и на машиностроительных предприятиях страны. Эти нормативы и до настоящего времени, несмотря на продвинувшуюся далеко вперед науку о резании металлов [4], представляют степенные зависимости, полученные эмпирическим путем.

Зарождение науки о резании материалов началось практически одновременно с развертыванием поисков новых инструментальных сталей, поскольку углеродистые, допускающие скорости резания не более 8–10 м/мин, окончательно перестали удовлетворять производство, особенно после перевода станков на паровой привод, когда с последней четверти XVIII в. начало разворачиваться серийное производство паровых машин Д. Уатта. Стремительное развитие машиностроения в эпоху промышленной революции конца XVIII – начала XIX вв. и необходимость обработки материалов с повышенными механическими свойствами, а также резкое повышение требований к точности обработки и стабильности процесса резания, ставили перед резальщиками новые и все более сложные проблемы, которые уже невозможно было решать только эмпирическим путем. И указанные проблемы стали разрешаться с помощью науки по двум основным направлениям: 1 – расширением ассортимента и улучшением физико-механических свойств инструментальных материалов; 2 – совершенствованием режимов резания и конструкций инструментов и, прежде всего, геометрии их режущей части.

Развитие первого направления базировалось на достижениях металлургии и зарождении, благодаря трудам отечественных ученых П.П. Аносова и Д.К. Чернова, науки металловедения и теории термической обработки. В их основе был заложен, разработанный Аносовым металлографический метод исследования структуры металлов, который позволил научным путем раскрыть утерянный секрет изготовления булатной стали, представленный в 1841 г. в его книге «О булатах» [5]. А второе направление базировалось на изыскании новых составов инструментальной стали, взамен углеродистой. И первых успехов добился англичанин Р. Мешет (Мюшет), обративший внимание на открытый в 1781 г. К. Шееле вольфрам. После долгих поисков и многочисленных опытов он разработал в 1856 г. вольфрамово-марганцовистую, содержащую 5% вольфрама, инструментальную сталь с добавкой хрома. Сталь «мешет» оказалась не намного тверже высокоуглеродистой, но более теплостойкой, что позволило поднять скорости резания более чем в полтора раза, а при обработке материалов повышенной твердости – почти в 2 раза.

Успешно конкурировать с «мешет» могла в то время лишь сталь фирмы Мидвель, которую упомянутый выше Тейлор и взялся совершенствовать. И в 1900 г., ничего не меняя в составе стали «мидвель» и лишь используя закалку при температуре, близкой к точке плавления ( $1270^{\circ}\text{C}$ ), он обеспечил ей чрезвычайно важное свойство, названное тогда «красностойкостью». Под этим

термином подразумевалась теплостойкость, позволяющую стали сохранять высокую твердость при высоких температурах, развивающихся при резании на высоких скоростях. Впоследствии, также эмпирически, Тейлором и Уайтом был подобран оптимальный состав этой инструментальной стали, названной «быстрорежущей», содержащей: 18% вольфрама, 5% хрома и немного ванадия. Она и произвела настоящую революцию в резании металлов.

Резцы из «быстрорежущей» стали могли работать с фантастической для того времени скоростью – до 40 м/мин. и выше. В дальнейшем с применением металлографического метода удалось уже научным путем раскрыть секрет скачкообразного роста ее режущих свойств. Он был связан с образованием карбидов при высокотемпературной закалке – в основном это был карбид железа или цементит, поскольку железо являлось основным компонентом «быстрорежущей» стали. Внедрение ее в производство произвело революцию в станкостроении и в машиностроении в целом, поскольку применявшиеся ранее станки оказались слишком тихоходными и недостаточно жесткими – потребовалась их коренная реконструкция. И это также потребовало научного подхода, который проявился в разработке нашим соотечественником акад. Гадиным А.В. теории построения чисел оборотов шпинделей металлорежущих станков по геометрической прогрессии.

Однако «быстрорежущая» сталь, по сравнению с углеродистой, оказалась слишком дорогой и не могла вытеснить ее полностью. В инструментах, работающих при малых скоростях резания, в частности слесарных, углеродистая сталь и сейчас используется достаточно широко, поскольку по твердости она не намного уступает «быстрорежущей», значительно превосходя ее по экономичности. А для экономии дорогостоящей «быстрорежущей» из нее изготавливают в основном пластинки, напаиваемые на державки инструмента. Такой напайной быстрорежущий инструмент и сейчас сохранил за собой ведущую роль для умеренных режимов резания и при обработке материалов относительно невысокой твердости, особенно при нестабильной нагрузке в процесс резания, требующей высокой прочности режущего клина. Дальнейшие усовершенствования быстрорежущей стали, после ее изобретения осуществлялось в направлении расширения номенклатуры ее марок, наиболее полно удовлетворяющих конкретным условиям обработки.

Одновременно с поисками новых инструментальных сталей шло зарождение и развитие науки о резании материалов, где приоритет, бесспорно, принадлежит русским ученым. Вслед за вышеупомянутой работой Тиме, заложившей основы теории резания и механизма стружкообразования, в 1893 г. К.А. Зворыкин, изобретя динамометр, провел исследования энерго-силовых параметров процесса резания и опубликовал свой классический труд «Работа и усилия, необходимые для отделения металлических стружек». Затем Я.Г. Усачев изобрел в 1912 г. термопары, исследовал температуры в зоне ре-

зания и выполнил ее металлографический анализ, заложив основы теплофизики резания [6].

Широкое распространение высокопрочных и легированных сталей, отбеленных чугунов и др. труднообрабатываемых материалов, в связи с бурным развитием механизации в начале XX в. и необходимость повышения производительности процесса резания, заставили интенсифицировать поиски новых, более стойких инструментальных материалов. К этому времени в производстве появились высокотемпературные электропечи, позволяющие выплавлять тугоплавкие материалы и одним из первых в 1898 г. был синтезирован карборунд. Это был карбид кремния, твердый и химически стойкий материал, уступающий в то время по твердости лишь алмазу и получивший вначале наибольшее применение для заточки металлорежущих инструментов.

Также на карбидной основе был разработан в 1907 г. в США немцем Хайнсом и стал производиться его фирмой литой твердый сплав «стеллит» (от лат. Stella – звезда). Он содержал в своем составе 50% кобальта, 13–17% вольфрама, хром, молибден и др. карбидообразующие элементы, за исключением железа, а потому был очень дорог. Но он обладал высокой твердостью, приближающейся к твердости алмаза, и теплостойкостью (до 1100<sup>0</sup> С), а также износоустойчивостью и коррозионной стойкостью. Это позволило повысить скорости резания, по сравнению с «быстрорежущей» сталью вдвое. И хотя «стеллит» был весьма хрупок, тем не менее, он более 20 лет успешно конкурировал с «быстрорежущей» сталью, используя преимущественно на чистовых операциях. И сейчас «стеллит» и стеллитоподобные материалы, в которых, для снижения стоимости, кобальт был заменен на никель, а молибден на кремний, достаточно широко применяются в литом виде и для наплавки деталей машин, газовых турбин, а также и для изготовления и наплавки некоторых видов инструментов.

В 1914 г. Ломаном в Германии был разработан на основе карбида вольфрама твердый сплав «ломанит», отличающийся исключительной твердостью, почти достигающей твердости алмаза. Но он был так же, как и «стеллит», чрезвычайно хрупок, очень дорог и не получил широкого распространения. Поэтому все дальнейшие исследования были направлены на снижение хрупкости твердых сплавов, даже ценой понижения их твердости, причем наиболее успешными они оказались в Германии. Один из первых патентов на твердый сплав был закуплен у немцев даже американской фирмой «Карбалой». В результате твердый сплав с 1916 г. стал получать все большее распространение и, прежде всего, в конструкциях бурового инструмента, подверженного наиболее интенсивному абразивному износу. Но в гитлеровской Германии, жаждущей реванша и наращивающей производств вооружений, оснащение твердым сплавом металлорежущих инструментов было возведено в ранг стратегической проблемы.

Результатом интенсивных поисков твердого и износостойкого материала для волок (фильер), предназначенных для протягивания тончайших вольфрамовых нитей электроламп, стала разработка в 1920 г. в лаборатории немецкой электротехнической фирмы «Осрам» металлокерамических твёрдых сплавов. И сразу же этим изобретением заинтересовалась фирма Круппа, производящая вооружение. Она скупил патенты на новый материал и в 1927 г. выпустила на рынок пластинки из полученного в 1923 г. твердого сплава «Видиа», что означало «как алмаз» (от первых букв *Wie Diamant*). В основе производства металлокерамических твердосплавных пластинок был заложен метод порошковой металлургии, разработанный еще в 1826 г. П.Г. Соболевским и В.В. Любарским для изготовления монет из порошка платины методом пресования и последующего спекания. А самым ранним аналогом стала технология керамического производства (от греч. *keramos* – глина), состоящая в формовании и последующем обжиге изделий из тонкоизмельченных глин и их смесей с минеральными добавками, зародившаяся еще в четвертом тысячелетии до н.э. – недаром утверждают, что новое, это хорошо забытое старое.

Чуть позже на заводе «Редкие элементы» был получен отечественный твердый сплав под названием «рэлит», а в 1929 г. на Московском электроламповом заводе началось производство твердого сплава вольфрамкобальтовой группы марки «победит» из монокарбида вольфрама (90%) и кобальта (10%). Термин «победит» и по сей день используется производителями, но совсем позабыты названия других, успешно конкурировавших с ним отечественных твердых сплавов: «Муромец», «Святогор», «Добрыня», «титанит» и др. В дальнейшем развитие металлокерамического режущего инструмента шло в направлении расширения номенклатуры и появления вольфрам-титано-кобальтовой и вольфрам-титано-тантало-кобальтовой групп, а также их различных модификаций, наиболее полно удовлетворяющих конкретным условиям обработки.

Твердый сплав, имея высокую твердость и красностойкость в пределах 850–900<sup>0</sup> С, обеспечивал скорости резания до 300 м/мин и производительность обработки в 5 раз большую, по сравнению с «быстрорежущей» сталью. Металлокерамическому инструменту стала посылной обработка самых твердых легированных сталей и сплавов. И это была очередная революция в обработке материалов резанием, поскольку каждое такое скачкообразное повышение скоростей резания, рис.2, требовало коренного изменения конструкций металлообрабатывающих станков, их непрерывного совершенствования и модернизации, изменения форм организации производства.

Однако твердый сплав был весьма дорог из-за наличия вольфрама, кобальта, титана, тантала и др. дорогостоящих компонентов, поэтому начались интенсивные поиски их заменителей. И здесь инструментальщики вспомнили о микролитах – каменных пластинках, массовое производство которых было налажено еще в мезолите, а технология керамического производства была

уже хорошо отработана при изготовлении металлокерамических твердосплавных пластинок. И с 1932 г. на фарфоровом заводе им. Ломоносова была начата разработка минералокерамического твердого сплава, основой которого стал корунд – минерал кристаллического строения, состоящий из оксида алюминия  $\text{F}_2\text{O}_3$ . Он получался из технического глинозема в электропечах при высокой температуре, в связи с чем получил название электрокорунда или термокорунда.

Термокорунд, обладающий чрезвычайно высокой теплостойкостью, порядка  $1500^{\circ}\text{C}$ , был получен в Ленинградском ВНИИ абразивов и шлифования. Из него были изготовлены пластинки и в 1947 г. испытаны резцы, ни в чем не уступавшие новейшим сверхтвердым сплавам. Еще более стойкие «микролиты» были спечены в Московском химико-технологическом институте под руководством И.И. Китайгородского из мельчайшего, размером не более 2 мкм, корундового порошка. С помощью резца, оснащенного такой микролитовой пластинкой, токарь-скоростник П.Б. Быков в 1952 г. установил мировой рекорд скорости резания (3200 м/мин) при точении чугунной заготовки – она в 100 с лишним раз превышала достигнутую Тейлором при резании резцом из быстрорежущей стали.

Но, превосходя металлокерамику по твердости, теплостойкости и износостойкости, из-за отсутствия схватываемости с обрабатываемым металлом (адгезии), минералокерамика, выпускаемая в СССР под маркой ЦМ-332, имела и существенные недостатки – это, прежде всего, хрупкость, а также невозможность заточки и напайки пластинок на державку. Поэтому она смогла заменить металлокерамику при стабильных условиях резания – в основном на чистовых операциях. Попытки устранить указанные недостатки привели к разработке керметов, представляющих минералокерамику с добавлением карбидов вольфрама, титана и молибдена, входящих в состав металлокерамики. В результате пластинки, близкие по удельному весу к минералокерамике, приобрели черный цвет, их прочность, по сравнению с минералокерамикой, повысилась, а теплостойкость, наоборот, снизилась до  $1300^{\circ}\text{C}$ . В результате выигрыш оказался не столь большим, поскольку пластинки из кермета, выпускаемые под марками ВОК-60, ВОК-63 и В-3, можно было крепить только механическим путем или наклеивать и нельзя было затачивать. Их применение также ограничилось в основном областью тонкой окончатальной обработки, а потому и они не смогли существенно потеснить металлокерамику, как и минералокерамика. В результате ни минералокерамика, ни керметы, ни те и другие вместе не совершили ожидаемого революционного переворота в резании металлов.

Не совершил революции в резании и известный с древности, как самый твердый природный минерал, естественный алмаз, который получил широкое распространение для тонкой («алмазной») обработки резанием лишь цветных металлов и сплавов. Благодаря непревзойденной твердости и высокой тепло-

проводности алмаза, скорость резания достигала 3000 м/мин. Однако после изобретения и налаживания производства синтетических (АС) или искусственных алмазов они практически полностью вытеснили естественные, на долю которых приходится менее 10% производства алмазного инструмента. Это в основном абразивный инструмент, в котором используются алмазы, непригодные для огранки (изготовления бриллиантов).

Заостряя внимание на проблеме получения искусственных алмазов известный ученый А.Л.Ле Шателье в 1908 г. писал: «Синтез алмаза для современного химика столь же заманчивая задача, как получение философского камня для алхимика». Впервые возможность их получения обосновал теоретически в 1939 г. акад. Лейпунского А.И. в работе «Об искусственных алмазах». А получены они были только в 1953 г. группой Лундблата из фирмы ASA в Швеции и сразу же засекречены – поэтому приоритет этого открытия достался американской фирме «Дженерал Электрик», запатентовавшей их в том же году. Однако, как и естественные, искусственные алмазы оказались весьма хрупкими и не выдерживали нагрева выше 700–800<sup>0</sup> С. Но самым главным недостатком всех алмазов является их химическое сродство с углеродом, вследствие которого они оказались малопригодными для обработки углеродосодержащих материалов и, прежде всего, чугуна и стали – сферой их применения в металлообработке осталось резание цветных металлов и сплавов.

Настоящей революцией, даже в области тонкой чистовой обработки, алмазы не совершили, ее произвел кубический нитрид бора (КНБ) под названием «боразон», полученный в 1957 г. Венторфом. В СССР КНБ был синтезирован в 1960 г. в Институте физики сверхвысоких давлений под руководством акад. Верещагина Л.Ф. при температуре около 2500<sup>0</sup> С и давлении до 100 тыс. атмосфер по технологии, сходной с технологией получения синтетических алмазов. Под названием «эльбор» он стал выпускаться в Ленинграде. По твёрдости «эльбор» был близок к алмазу, а по теплостойкости (1800<sup>0</sup> С) превышал все известные инструментальные материалы, но, самое главное, был нейтральным к углероду железа и позволял обрабатывать резанием закаленные стали и отбеленные чугуны, вытеснив операции их чистовой абразивной обработки. Это выдающееся достижение в области резания металлов совпало с началом нового этапа в истории развития техники – этапа автоматизации, рис.1.

На этапе автоматизации к металлорежущему инструменту, предназначенному для оборудования с высокой стоимостью, станков с ЧПУ и гибких производственных систем (ГПС), стали предъявляться чрезвычайно высокие требования. Они заключались в обеспечении надежности, высокой производительности и точности обработки, гибкости, обеспечения автоматического цикла работы и минимизации потерь времени на подналадку. Наиболее полно этим требованиям в области чистовой обработки отвечал КНБ, практически вытеснивший минералокерамику и керметы, но оставалась наиболее широкая

область режимов резания, обслуживаемая металлокерамикой, не удовлетворяющей требованиям производительности и точности обработки по износостойкости. И эта проблема решалась широким внедрением сборных инструментов со сменными многогранными неперетачиваемыми пластинками (СМП), на рабочие поверхности которых были нанесены износостойкие покрытия. Они позволили, применительно к условиям гибкого автоматизированного производства, создавать многочисленные комбинации инструментов различного назначения с минимальными затратами и максимальной производительностью, высокой надежностью работы и точностью обработки.

Неперетачиваемость СМП позволила оптимизировать их геометрию с точки зрения обеспечения режущих свойств, прочности и жесткости закрепления, а также стабильного завивания, дробления и отвода стружки, а высокая твердость (в 3–4 раза превосходящая твердые сплавы) и теплостойкость покрытия обеспечила возможность осуществлять чистовую обработку на сверхвысоких скоростях резания. Так нанесение покрытий из карбида титана толщиной 5–6 мкм обеспечивало дополнительное повышение стойкости СМП в 3–4 раза. В этом случае износостойкое покрытие, выполняет роль промежуточной среды между режущим клином инструмента и обрабатываемым материалом, способствуя снижению трения, сил резания, контактной температуры и уменьшению тепловой напряженности инструмента, детали и системы резания в целом, снижению интенсивности изнашивания инструмента.

Но еще больший эффект обеспечивает комплексное многослойное покрытие. В результате инструмент приближается к своему «идеальному» состоянию, когда его высокая износостойкость сочетается с необходимой прочностью и вязкостью, что необходимо для обеспечения высокого качества, производительности и надежности процесса резания. Основными методами нанесения износостойких покрытий являются: термодиффузионное насыщение – метод ТДН; физическое осаждение – метод ФОП (PVD); химическое (газофазное) осаждение – метод ХОП (CVD) [7].

Конец этапа автоматизации и начало этапа кибернетизации характеризуется зарождением новейших технологий XXI в. – нанотехнологий и технологий СВС, которые уже начинают внедряться в инструментальное производство и науку о резании металлов [8]. На основе наноалмазов были созданы технологии суперфинишной обработки и полирования, а в ИАЭ им. Курчатова в 2008 г. разработана технология нанесения нанопокртия путем ионной имплантации инструментов и деталей военной техники, при которой материал покрытия внедряется в кристаллическую решетку материала изделия и делает его более прочным, твердым и практически безизносным.

Абразивный инструмент с использованием карбид-титановых порошков, полученных методом СВС, обеспечил миллионы экономии на операциях шлифования и полирования. А синтетический безвольфрамовый твердый инструментальный материал СТИМ, синтез которого с помощью СВС занимает



40 с., по стойкости и режущим свойствам превосходит вольфрамсодержащие твердые сплавы. Важнейшим направлением является формирование научных и технологических основ создания методом СВС новых алмазосодержащих материалов, возможность которого была впервые доказана проф. Левашовым Е.А.

В АлтГТУ разработаны способы получения: карбидостали, занимающей промежуточное положение между быстрорежущей сталью и металлокерамикой методом СВС-синтеза из карбида титана и железной окалины в качестве отходов кузнечного производства [9, с. 100–104], а также неразъемного соединения легированной карбидостали с конструкционной [10].

**Список использованных источников:** 1. Дятчин Н.И. Периодизация истории развития техники // Известия Алтайского государственного университета. Серия: история, политология. – 2010. – №4/2. 2. Дятчин Н.И. История развития техники: Учебное пособие. – Ростов н/Д: Феникс, 2001. 3. Тейлор Ф. Искусство резать металлы / Ф. Тейлор. Перевод. – СПб.: 1909. 4. Развитие науки о резании металлов / Под ред. Н.Н. Зорева. – М.: Машиностроение, 1967. 5. Мезенин, Н. А. Повесть о мастерах железного дела. – М.: Знание, 1973. 6. Русские ученые – основоположники науки о резании металлов / Под ред. Г.И. Грановского. – М.: Машиностроение, 1952. 7. Залого В.А., Гончаров В.Д. Материалы для металлорежущих лезвийных инструментов: учебное пособие. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2009. 8. Гончаров В.Д. Методологические основы научных исследований и достижения современной науки. – Барнаул: Изд-во АлтГТУ, 2008. 9. Евтушенко А.Т. Самораспространяющийся высокотемпературный синтез инструментальной стали. // Известия ТПУ. – 2008. – Т. 313. 10. Евтушенко А.Т., Торбунов С.С.. Способ получения неразъемного соединения легированной карбидостали с конструкционной сталью. Патент №2309817 от 22. 06. 2007 г.

*Поступила в редколлегию 15.03.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Djatchin N.I. Periodizacija istorii razviti-tja tehniki // Izvestija Altajskogo gosudarstvennogo universiteta. Serija: istorija, politologija. – 2010. – №4/2. 2. Djatchin N.I. Istorija razviti-tja tehniki: Uchebnoe poso-bie. – Rostov n/D: Feniks, 2001. 3. Tejlor F. Iskusstvo rezat' metally / F. Tejlor. Perevod. – SPb.: 1909. 4. Razvitie nauki o rezanii metallov / Pod red. N.N. Zoreva. – M.: Mashinostroenie, 1967. 5. Mezenin, N. A. Povest' o masterah zhelezno-go dela. – M.: Znanie, 1973. 6. Russkie uchenye – osnovopolozhniki nauki o rezanii metallov / Pod red. G.I. Granovskogo. – M.: Mashinostroenie, 1952. 7. Zaloga V.A., Goncharov V.D.. Ma-terialy dlja metallorezhuwih lezviwnyh instrumentov: uchebnoe posobie. – Barnaul: Izd-vo AltGTU, 2009. 8. Goncharov V.D. Metodologicheskie osnovy nauchnyh issledowa-nij i dostizhenija sovremennoj nauki. – Barnaul: Izd-vo AltGTU, 2008. 9. Evtushen-ko A.T. Samorasprostranjajuwjsja vysokotemperaturnyj sintez instrumental'noj stali. // Izvestija TPU. – 2008. – T. 313. 10. Evtushenko A.T., Torbunov S.S.. Sposob poluchija neraz#emno-go soedinenija legirovno-j karbido-stali s konstrukcionnoj sta-l'ju. Patent №2309817 ot 22. 06. 2007 g.

## DESIGN OF OPTIMUM ENVIRONMENT CONDITIONS FOR ULTRAPRECISION TURNING

O. ЗАБО

*ПРОЕКТУВАННЯ ОПТИМАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ НАВКОЛИШНЬОГО СЕРЕДОВИЩА  
ДЛЯ УЛЬТРАПРЕЦИЗІЙНОЇ ОБРОБКИ*

*У найбільш промислово розвинених країнах миру розвивається нова культура виробництва, заснована на автоматизації, інформатиці, і мікроелектроніці. Це називається ультрапрецизійним виробництвом, субмікро- або нанотехнологією. Його певні характеристики перевищують межу точності 1мкм, також покоління плоских поверхонь площинності менш ніж  $R_a < 0.08$  мкм. Виробництво інструментів високої точності й устаткування висуває спеціальні вимоги для персоналу, робочої зони й інструментів виробництва. Ця робота представляє деякі з найбільш важливих технічних аспектів планування робочої зони.*

*В наиболее промышленно развитых странах мира развивается новая культура производства, основанная на автоматизации, информатике, и микроэлектронике. Это называется ультрапрецизионным производством, субмикрон- или нанотехнологией. Его определенные характеристики превышают предел точности 1мкм, также поколение плоских поверхностей плоскостности менее чем  $R_a < 0.08$  мкм. Производство инструментов высокой точности и оборудования выдвигает специальные требования для персонала, рабочей зоны и инструментов производства. Эта работа представляет некоторые из наиболее важных технических аспектов планирования рабочей зоны.*

*In the leading industrial countries of the world a new culture of production has developed based on automation, computer science, and microelectronics. It is called ultraprecision production, submicron or nano-technology. Its specific characteristics are exceeding the magic 1μm accuracy limit and the generation of flat surfaces of a surface roughness less than  $R_a < 0.08$  μm. Production of high-precision tools and equipment puts special requirements of people, working area and production tools. For lack of space, this paper, will present some of the more important technical aspects of planning the working place.*

### 1. INTRODUCTION

High accuracy constructions, technologies and measurements are today indispensable in the area of precision mechanics, optics, microelectronics, automation, mechatronics, machines tool and various tools. Accuracy requirements have been continuously increasing. Thus, „high precision” means a relative order of values.

Its specific characteristics are exceeding the magic 1 μm accuracy limit and the generation of flat surfaces of a surface roughness less than  $R_a \leq 0.08$  μm [2, 3]. Assuring ultraprecision production on a commercial scale is a question of strategic importance for the structural change of our industry. Bringing the Hungarian industry to an up-to-date level is an essential task also in the area of production.

### 2. ENVIRONMENTAL CONDITIONS

Ultraprecision machining and measurement are very sensitive to environmental conditions, amongst these, to vibration, temperature changes, dust content of the air and air movements [1, 2, 3].

2.1. Minimum of vibration and mechanical modeling

Vibration may originate from exterior sources (e.g. another machine tool) and from the ultraprecision lathe itself. The machine (cutting unit) must be placed on a rigid, vibration free basement independent from the building.

Generally passive basing should be applied because of economical aspects. Mechanical modeling of machine basing can be accomplished as follows (Figure 1, 2, and 3)

Exterior exciting force  $u(t)$  and vibration  $y(t)$  are:

$$u(t) = u_0 \sin(\omega t), \tag{1}$$

$$y(t) = A \sin(\omega t - \varepsilon), \tag{2}$$

where  $A$  – amplitude,  $\omega$  – angular frequency,  $\varepsilon$  – phase of displacement.

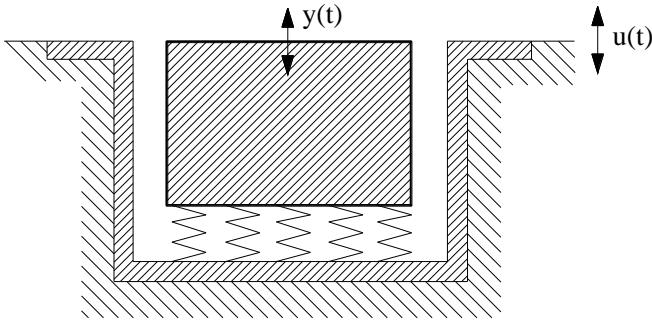


Figure 1 – Machine basing on an elastic base. Movement of the mass in y direction is mitigated by a gravel bed

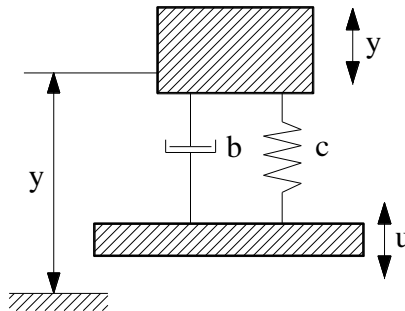


Figure 2 – Model of machine basing (c – spring stiffness, b – damping) Coefficient of magnification ( $v$ ) is:

$$A = v u_0 \quad (3)$$

$$v = \frac{\sqrt{1 + 4\xi^2 \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2}}{\sqrt{\left[1 + \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2\right]^2 + \xi^2 \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2}} \quad (4)$$

where:

$$\xi = \frac{b}{2m\alpha} ; \alpha = \frac{1}{\sqrt{m \cdot c}}$$

$b$  – velocity dependent damping;  $m$  – vibrational weigh: mass of machine, basing and workpiece;  $\alpha$  – natural frequency of the vibrational system.

When is  $\xi = 0$  (undamped case), then:

$$v = \frac{1}{1 - \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2} \quad (5)$$

If data arleady exists for  $\xi$ , then the calculation can made more accurate by (4).  
Maximum of sprig force and phase of displacement during the operation

$$F_{r.d.max.} = \frac{u_0 - A}{c} \quad (6)$$

and

$$tg \varepsilon = \frac{2\xi \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2}{\left[1 + \left(\frac{\omega}{\alpha}\right)^2 (4\xi^2 - 1)\right]} \quad (7)$$

Figure 3 show the amplitude – frequency response of the system. The under-tune (AH) range can be taken into account only for reduction of vibration.

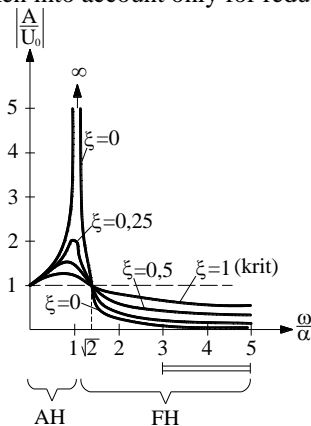


Figure 3 – Amplitude frequency characteristic curve

On base of the calculations and the literature the followings can be suggested.

An increase in the dimensions of the basement decreases vibration. The independent basement at University of Miskolc (ME) has the dimensions of 2000x2000x800 mm, is a poorly reinforced concrete block surrounded by hard rubber plates of about 20 mm in thickness. It is placed in a pebble bed which also decreases or absorbs vibration. The lathe cannot be fixed to the basement, can stand on feet isolating or damping vibration only. Conducted vibration can be limited to a minimum value by selection of the spring constant and damping factor of the vibration damping feet. Subsequent correction can take place based on the vibration measurements carried out after installation, and then machine feet of adequate damping effect can be mounted. The machine is finally placed on 4 pcs. of air spring.

According to the manufacturer, for UP-1 ultraprecision lathe for high precision work the allowable amplitude of the natural vibration of the machine basement is  $A \leq 0,25 \mu\text{m}$ , eigenfrequency is  $F \leq 50 \text{ Hz}$  and its acceleration is  $a \leq 7 \text{ mm/s}^2$ . Permitted values for submicron accuracy are as follows:  $A \leq 0,1 \mu\text{m}$ ;  $F \leq 5 \text{ Hz}$ ;  $a \leq 3 \text{ mm/s}^2$ . For enhanced optical accuracy between high precision work and submicron accuracy the natural vibration characteristics of the machine basement can be in the range between the limiting values presented above (Table 1.) The conduction of vibration on to the machine and the machine basement (e.g. from a hydraulic supply unit, etc.) must be hindered, by the use of flexible hoses or tubings, for example.

Table 1 – Accuracy grade

Characteristic	1. accuracy grade precision mechanical	2. accuracy grade optical	3. accuracy grade high precision, submicron
Self-vibration of the machine base - amplitude A - eigen frequency F - acceleration a	$A \leq 0,25 \mu\text{m}$ $F \leq 50 \text{ Hz}$ $a \leq 7 \text{ mm/s}^2$	$0,1 \mu\text{m} < A < 0,25 \mu\text{m}$ $5 \text{ Hz} < F < 20 \text{ Hz}$ $a \leq 5 \text{ mm/s}^2$	$A \leq 0,1 \mu\text{m}$ $F \leq 5 \text{ Hz}$ $a \leq 3 \text{ mm/s}^2$
Allowed: air temperature change $\Delta t$	$\Delta t \leq 1^\circ\text{C/h}$	$0,2^\circ\text{C/h} < \Delta t < 1^\circ\text{C/h}$	$\Delta t \leq 0,2^\circ\text{C/h}$
air dust content	max. 40000 pcs/m <sup>3</sup> of the dust grains of max. 0,5 size		
air flow velocity	$v \leq 0,3 \text{ m/s}$		
Noise level: base level/operating	< 35 dB (A) / < 55 dB (A)		

## 2.2. Air-conditioned cabin

The ultraprecision lathe operates in an air-conditioned cabin, which can only be entered through an air-lock. This is realised by the installation solution shown in Figure 4. The local circumstances and cost limitations have affected the accuracy. The relative largest accuracy has been targeted in the high precision working area.

It has been successfully accomplished. Only the base machine and control (CNC) were placed there. The heat and noise sources (hydraulic supply unit, oil cooler, heavy-current cabinet, the exhaust plant for chip removal, fog (entrainment) were placed outside the working area. These do not require costly air conditioning. The permitted variation in the temperature of the air for high precision accuracy is  $t \leq 1^\circ\text{C}/\text{hour}$ , for submicron accuracy  $t \leq 0,2^\circ\text{C}/\text{hour}$ , and lies between the two values for enhanced optical accuracy.

For an even higher accuracy, not even the process of cutting can be directly observed. Heat radiation of the human body is equivalent to that of a 300 W electric bulb, which is also a disturbance factor. In this case a TV-chain will be needed for controlling the cutting process, and manipulation of the workpiece will be accomplished by remote control (by manipulator or robot).

Dust content requirements for the working area are as strict as for a on operating theatre. An amount of  $40.000\text{ pcs}/\text{m}^3$  of grains of maximum  $0,5\ \mu\text{m}$  is allowed. For the velocity of the fresh air arriving from the air-conditioner a limit of  $v \leq 0,3\ \text{m}/\text{s}$  is specified. At the site of the machine operator this air velocity is  $v'=0.1\ \text{m}/\text{s}$  in reality. For maximum cleanliness or accuracy a clean coat, slippers and cotton gloves are required.

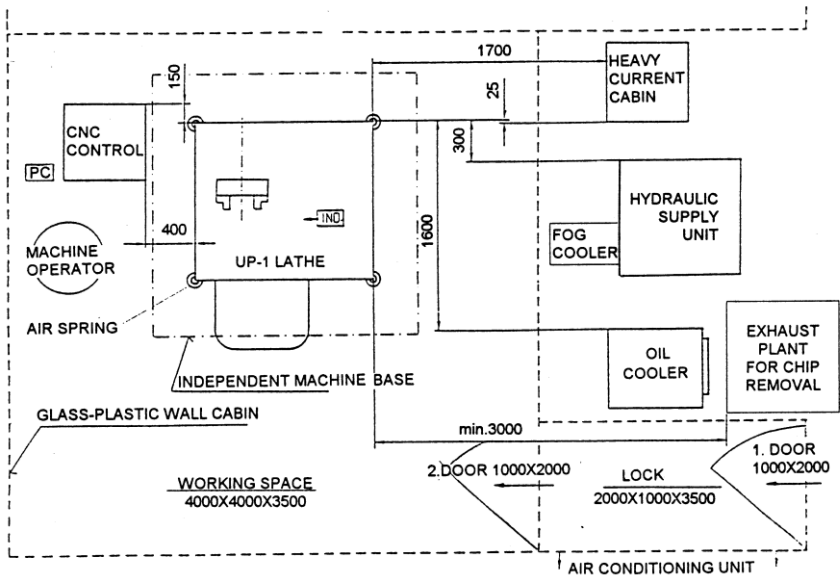


Figure 4 – Installation scheme of ultraprecision turning laboratory

Air humidity in the established laboratory is 50 % on the average, regulability is between 30-70 %. The intensity of illumination is about 2000 lux. Colour dy-

namics is also good, yellow and cream colours are dominant. The area of the working space for 2 workers exceeds the value  $4 \text{ m}^2/\text{person}$ .

Environmental conditions are also favourable for human labour.

### 3. OPERATING STATES OF THE LABORATORY

The two types of the operating states of the laboratory are a consequence of its tasks (training jobs and research). The quality requirements are the strictest for research and development, as well as for industrial and reference jobs. Accuracy and surface roughness demands are also the highest, which can only be accomplished by means of a relatively perfect adjustment of the WTCM and CNC system and the strictest environmental conditions (W- workpiece, M- Machine tool, T- tools). Preparation of the workpiece and the machining equipment, the required measurements, etc. take place in the laboratory in a closed system. 1-2 machine operators stay in the system for a considerable time.

For training jobs, the strict environmental conditions or requirements can be only partly met because in addition to the 1-2 machine operators 2-4 university students or experts participating in an extension training „burden” the climate of the working space. Climate/conditioning equipment compensating for such overload would multiply the installation costs. Its space requirement is also considerable. The laboratory is also a model workplace. The conditioning equipment operates continuously. The most accurate machining and measurement possibilities can be predicted for the morning hours (heat inequalities can be better equalized at night). Thus, accuracy also depends on scheduling the work. The climate characteristics in the system (temperature, pressure, humidity) are continuously measured and registered. The filtering and the dust content of the system have to be periodically checked, and the ultrafilters have to be replaced. Table summarizes the checking measurements.

### 4. APPLICATION OF THE ULTRAPRECISION TURNING LABORATORY

Nowadays the industries listed in the introduction cannot do without what is called ultraprecision technologies. Some parts have to be produced with a size, shape and position accuracy of  $1 \dots 0.2 \text{ }\mu\text{m}$  and with a surface roughness of  $R_a=0.08 \dots 0.005 \text{ }\mu\text{m}$ . Such strict roughness specifications in themselves mean extremely flat and polished surfaces which are today common for metallic mirrors, optical lenses, for the cylinders of copiers, for data storage disks, etc. [2]. The working place established is also suitable for the accomplishing such tasks.

The technical characteristics of the UP-1 ULTRATURN ultraprecision lathe are presented in [2]. This lathe can replace high accuracy grinding. Parts made of various materials (aluminum and its alloys, copper, bronze, other metals and nonmetallic materials) of very complex shape are manufactured on this machine.

The tools applied are ultraprecision, superhard cutting edges made of natural diamond in most cases.

The machining of steel, mostly hardened steel, parts (e.g. hydraulic elements, high precision bearings made to order) by means of cubic borone nitrid (CBN) tools is a new area of application [4, 5].

For ultraprecision lathes, swapping the places of the workpiece and the tool is a characteristic way of manufacturing (fly cutting). A multiangular mirror for the printing industry affixed to a round table mounted on a tool holder, for example, is made with a diamond insert milling head held in the main spindle.

#### 5. CONCLUSION, CHANGE OF VIEW

The objectives of the laboratory are: undergraduate and postgraduate training, professional and specialist training, reference and R&D jobs.

The widespread introduction of new technology acts as a propelling force also in the areas of structures and technologies, creating new possibilities. Such a new area is mechatronics established by the integration of the mechanical and electronic tools and information, which is also a promoter of further development.

Mechatronics and manufacturing with increasing accuracy make new constructional solutions possible. Design engineers specify an accuracy of 1 µm or below. Production engineers with their available professional knowledge and expertise and the high technology, can affectuate of accomplish the enhanced accuracy according to the drawing. Obviously we cannot forget that enhanced accuracy has its price.

Designers and technologists must become familiar with the new high technology and the possibilities it offers and must introduce it in the production in order to fulfil the requirements. One of the possible tools of its correct introduction is ergonomomy.

#### ACNOWLEDGEMENT

Research and development work has been carried out by the assistance of OTKA T 48760.

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.b-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1. Weck, Manfred: **Werkzeugmaschine – Fertigungssysteme**. Band 2. (4. Auflage). VDI Verlag, Düsseldorf, 2003. 2. Szabo, O.: **Installation of an Ultraprecisional CNC Lathe Laboratory, its Accuracy and Application**, *Mechatronics*, 3 (3), Pergamon Press, Oxford, 1993, pp.215-219. 3. Szabo, O.: **Design of Optimum Environment Conditions for Production of High Precision Products**. Gép, LIII. 2002. 8-9. pp.:23-27. 4. Kundrak, J., Karpuschewski, B.; Gyani, K., et al.: **Accuracy of Hard Turning** Journal of Materials Processing Technology V. 202 Issue: 1-3 pp. 328-338. 5. Kundrak, J., Felho, Cs.; **Tool Life Planning of Cutting Tool Based on the Roughness of Cut Surfaces**, 10<sup>th</sup> International Scientific Conference New Ways in Manufacturing Technologies, Presov, 17<sup>th</sup>-19<sup>th</sup> June 2010, Slovak Republic, ISBN 978-80-553-0441-0, pp. 161-168.

*Поступила в редколлегию 19.04.2011*



В.А. Залога, д-р техн. наук; Д.В. Криворучко, канд. техн. наук, Сумы, Украина,  
М. Г. Сторчак, д-р техн. наук, Штутгарт, Германия

## **ТЕХНОЛОГИЯ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ КАК ИНСТРУМЕНТ ПОВЫШЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ РЕЗАНИЯ ЧИСЛЕННЫМИ МЕТОДАМИ**

*У статті аналізується ефективність використання технології високопродуктивних обчислень для підвищення продуктивності моделювання процесів різання матеріалів. З використанням розв'язувача LS-DYNA MPP показано, що для багаторозмірних моделей процесів різання зростають вимоги до швидкості обміну даними між вузлами. Використання більше 5 вузлів не дає суттєвого приросту продуктивності. Саме цьому SMP версії розрахунків за інших рівних умов все ще є більш продуктивними, ніж MPP версії.*

*В статье анализируется эффективность использования технологии высокопроизводительных вычислений для повышения производительности моделирования процессов резания материалов. С использованием решателя LS-DYNA MPP показано, что для моделей процессов резания большой размерности возрастают требования к скорости обмена данными между узлами. Использование больше 5 узлов не дает существенного прироста производительности. Именно этому SMP версии расчетов при прочих равных условиях все еще являются более производительными, чем MPP версии.*

**V. A. ZALOGA, D. V. KRIVORUCHKO, M. G. STORCHAK  
TECHNOLOGY OF HIGH-EFFICIENCY CALCULATIONS AS THE TOOL OF MODELLING  
PRODUCTIVITY INCREASE OF CUTTING PROCESSES BY NUMERICAL METHODS**

*In this paper efficiency of application of HPC for increase of productivity of machining operation modelling is analysed. With usage of LS-DYNA MPP solver it is shown that for machining operation models with large amount of DOF the requirements for data transfer rate between nodes have to be very high. Usage is more than 5 nodes does not give an essential gain of productivity. That is why SMP versions of solver are more productive, than MPP versions in the same conditions.*

Интенсификация процессов механической обработки, в частности процессов резания (точения, фрезерования, сверления) требует значительных экспериментальных исследований. Наибольшая сложность заключается в том, что резание, особенно чистовое, процесс малоразмерный, происходящий в объемах менее 1 мм<sup>3</sup>, со скоростями часто более 1-10 м/с. В этих условиях наблюдать происходящие процессы практически невозможно, что заставляет ученых в области резания материалов изучать процессы резания по интегральным (силы резания, максимальная температура, размеры стружки и др.) и/или косвенным показателям (микротвердость стружки, характер износа и др.).

Моделирование раскрывает новые возможности для изучения и оптимизации процессов резания. Особенно большие преимущества дает применение конечно-разностных методов, таких как, например, метод конечных элементов. Эти идеи развиваются с 1973 года, когда впервые была представлена работа В. Е. Клямецкий [1] по расчету напряженно-деформированного состояния в

зоне перед режущим лезвием. В настоящее время развитие метода конечных элементов достигло того уровня, когда он может быть применен для моделирования не только напряженно-деформированного состояния в системе резания в квазистатической постановке, но и прогнозирования во времени формы и размеров стружки, направления ее схода, остаточных напряжений и других показателей процесса, требующих рассмотрения процесса в течении протяженного периода времени. За последние 10 лет было опубликовано более 1000 работ на эту тему, описывающие модели различных процессов резания, достоверность которых подтверждена экспериментально. Вместе с тем, в большей части они касаются процессов точения в абсолютно жесткой технологической системе, т.е. процессов резания однолезвийным инструментом с одинаковой (близкой) скоростью резания вдоль режущей кромки. Специализированные программные продукты ThirdWave AdventEdge, Deform 3D, а также универсальные ABAQUS, LS-DYNA и другие позволяют на современных ПЭВМ решать исследовательские задачи с числом узлов КЭ до 10000 за приемлемое время счета (до 1 суток). Это обеспечивает решение не только исследовательских, но и реальных производственных задач, связанных с перебором большого количества вариантов в приемлемые для производства сроки.

Вместе с тем, инженерное применение рассмотренного метода исследований в настоящее существенно затруднено для значительно более сложных с вычислительной точки зрения задач: моделирования резания многолезвийным инструментом (например, фрезерование), в том числе и с переменной скоростью резания вдоль режущей кромки (например, сверление), моделирования стружкообразования с образованием несливной стружки (например, резание титановых сплавов, композиционных материалов), задач, связанных с прогнозированием показателей процесса резания в податливой технологической системе (например, моделирование взаимодействия станка и рабочего процесса). Количество узлов КЭ в этих задачах часто превышает  $10^6$  и количество взаимодействующих деформируемых тел 2 и больше, что увеличивает время решения и объем необходимой памяти во много раз (табл. 1).

Поэтому наряду с совершенствованием вычислительных алгоритмов и подходов актуальным является применение технологии высокопроизводительных вычислений (HPC технология) и высокопроизводительных кластеров для повышения производительности расчета указанных моделей. К сожалению, эта технология, хоть и является технически доступной, но крайне редко применяется в настоящее время в реальных исследованиях из-за отсутствия методологий подготовки моделей с ее применением, малой изученностью эффективности этой технологии для моделирования процесса резания. Наиболее актуальной задачей с практической точки зрения является исследование взаимодействия рабочего процесса (процесса резания) и технологической системы (например, задача 7 в табл. 1). Поэтому **целью** настоящей работы является оценка эффективности применения HPC технологий для повышения производительности решения моделей процесса резания с количеством узлов конечных элементов около  $10^6$  с 10-40 деформируемыми деталями.

Таблица 1 – Сравнение вычислительной трудоемкости различных задач моделирования процессов резания

Объект моделирования	Описание	Количество деформируемых тел	Примерное количество узлов в деформируемых телах	Ориентировочная производительность вычислений*, мм пути резания/час	Минимальный путь резания для получения данных, мм
1. Прямоугольное резание (2D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе (плоская деформация)	1	10000	1	1
2. Прямоугольное резание (2D задача)	Прогнозирование напряжений в лезвии в условиях образования сегментной стружки в абсолютно жесткой технологической системе (плоская деформация)	2	100000	0.05	1
3. Прямоугольное резание (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	110000	2.6	1
4. Процесс отрезания (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	120000	1.8	10
5. Процесс фрезерования концевой фрезой (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	200000	0.04	1
6. Процесс сверления спиральным сверлом (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в абсолютно жесткой технологической системе	1	300000	0.01	5
7. Прямоугольное резание (3D задача)	Моделирование сливного стружкообразования в податливой технологической системе, исследование колебаний рабочих органов станка	37	1700000	2.1	100

Примечание. \* тестирование выполнялось при скорости резания  $V=300$  м/мин. Использовался сервер с конфигурацией Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64. Расчет выполнялся в LS-DYNA R4.2 SMP. Задействовано 8 процессоров.

Эффективность применения НРС технологий для исследования процессов механической обработки исследовалась на примере модели прямоугольного резания в абсолютно жесткой технологической системе [2], реализованной в системе LS-DYNA R4.2 DOUBLE PRECISION с использованием тестового кластера кафедры технологии машиностроения, станков и инструментов Сумского государственного университета. Использовались версии с распределенной памятью (MPP) и общей памятью (SMP) Описание тестовой модели представлено в таблице 2.

Таблица 2 – Описание тестовой модели прямоугольного резания

ПРОЦЕСС		Прямоугольное резание					
Размерность модели		3D					
<b>Геометрические параметры заготовки</b>							
$L_3$ , мм		$B_3$ , мм		$H_3$ , мм			
4,5		1,0		0,45			
<b>Геометрические параметры инструмента</b>							
Название инструмента				Лезвие			
$L_1$ , мм	$H_1$ , мм	$B_1(d)$ , мм	$\gamma$ , °	$\alpha$ , °	$\rho$ , мм	$h_{z1}$ , мм	
0,5	0,5	1,2	5	13	0,02	0	
<b>Конечно-элементная сетка</b>							
	Тип КЭ	Кол-во узлов	Кол-во эл-тов	Хар. размер	Равномерность	ihq	qh
1	Solid1	68536	62006	5,3 мкм	град.	-	
3	Solid1	62790	56676	16мкм	равном.	5/0	01
<b>Базовый режим резания</b>							
$V$ , м/мин	200	$S$ , мм/об(а, мм)	0,15	$t$ , мм	-	$B$ , мм	1,0

**Расчетная схема**

Кластер состоит из 5-ти идентичных компьютеров (узлы 01..05). Конфигурация узла кластера: процессор – Intel Celeron E3200, оперативная память – 1 ГБ DDR-2 800, НЖМД - WDS 1600AAJS, операционная система - Ubuntu LINUX 10.04 .1 SERVER AMD64, сетевой адаптер – на базе чипа RTL8111/8168B. Реализация MPI – MPICH 1.2.7p1 (--with-device=ch\_p4). В качестве управляющего узла используется любой узел кластера. Обмен данными и управление кластером осуществляется через одну сеть, построенную с использованием технологии FastEthernet, кабеля Molex Cat 5E и свитча 3Com 3C16792C (16 портов/FastEthernet ). Удалённое управление кластером осуществляется по протоколу SSH, доступ к общему ресурсу организован по протоколу NFS. Скорость передачи данных по сети в пике достигает 94,4Mbit/s (при измерении использовалась утилита iperf), скорость чтения/записи на НЖМД достигает 101.97 MB/s / 115 MB/s (при измерении использовалась утилиты dd

и hdrpm). Для нужд операционной системы на узлах кластера доступен весь объём носителей данных. При расчете в помещении, в котором находился кластер, постоянно поддерживалась температура 18°C.

Исследования проводились путем последовательного запуска процедуры расчета с различным количеством используемых узлов и процессоров на каждом узле. Результаты проведенного тестирования показывают, что для задачи данной конфигурации применение 5 узлов по 2 процессора обеспечивает увеличение производительности расчета в 2.5 раза (рис. 2). Наибольший прирост производительности был замечен при использовании 2 узлов (36%) (рис. 3). С добавлением каждого нового узла прирост производительности уменьшается (5 узлов – 12%). Эта тенденция полностью соответствует известному закону Амдала [3].

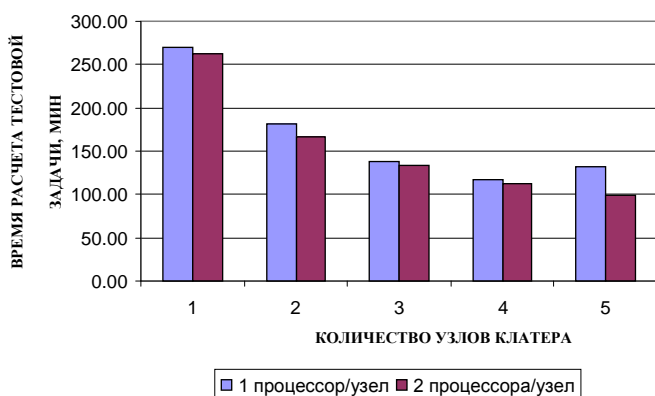


Рисунок 2 – Влияние количества узлов и процессоров, задействованных при расчете, на время счета модели прямоугольного резания

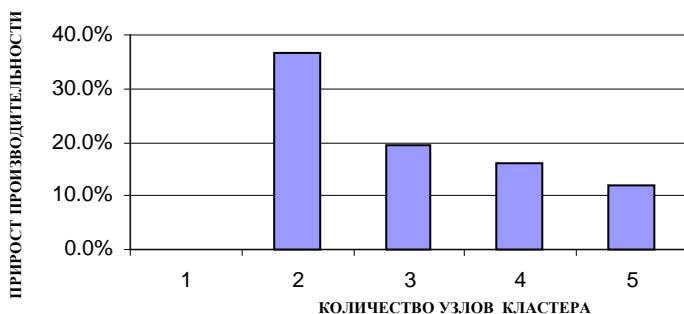


Рисунок 3 – Прирост производительности вычислений в зависимости от используемого количества узлов в модели прямоугольного резания

В то же время использование 2-х процессоров на одном узле оказалось неэффективным, поскольку дает прирост производительности всего 3% (рис. 2). Но при использовании только 1 процессора на каждом узле возможно возрастание времени счета (см. рис. 2) с увеличением количества узлов. Это свидетельствует о необходимости обеспечения высокой скорости обмена информацией между узлами в пределах кластера.

По сравнению с SMP решением этой задачи на ПЭВМ Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64 с 8 задействованными ядрами MPP решение в описанном ранее кластере с 4 узлами по 2 процессора дает падение производительности всего на 25%, а с 5 узлами по 2 процессора - на 12%.

Эффективность применения HPC технологий для исследования взаимодействия процесса резания и технологической системы проверялась на примере задачи моделирования прямоугольного резания на испытательном стенде (рис.4). Стенд состоит из станины из керамобетона и чугуна, линейных направляющих качения, линейного двигателя и суппорта, а также портала с кареткой и резцедержателем. Осевая жесткость портала обеспечивается струнами, образующими два жестких треугольника. На суппорте установлен трехкомпонентный динамометр фирмы Kistler, на измерительной плите которого установлено приспособление для закрепления заготовки в виде пластины толщиной от 2 до 5 мм. Инструмент закрепляется в резцедержатель. За счет вертикального перемещения каретки вместе с инструментом устанавливается толщина среза. Цикл ортогонального резания осуществляется путем перемещения суппорта со скоростью главного движения резания относительно неподвижного инструмента. Модель стенда состоит из 37 деформируемых деталей.

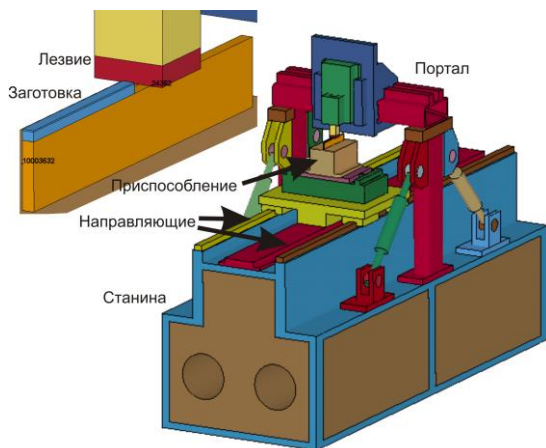


Рисунок 4 – Модель стенда

Таблица 3 – Сведения об объектах системы

Название объекта	Тип конечного элемента	Количество конечных элементов	Модель материала и ее параметры	Критерий разрушения
Заготовка	Прямоугольный параллелепипед, 8-узловой	69000	Упругопластический Джонсона-Кука.	$\epsilon_p \geq \epsilon_{pmax}$
Лезвие		144	Абсолютно жесткий, $E=560$ ГПа, $\mu=0.3, \rho=14500$ кг/м <sup>3</sup>	Разрушение невозможно
Станина		7288	Абсолютно упругий, $E=32$ ГПа, $\mu=0.22, \rho=2400$ кг/м <sup>3</sup>	
Прочие детали		87707	Абсолютно упругий, $E=32$ ГПа, $\mu=0.22, \rho=2400$ кг/м <sup>3</sup>	

КЭ сетка всех 37 деталей рассматриваемой технологической системы была выполнена с помощью ANSYS. Информация о КЭ сетке основных деталей системы, моделях их материалов и свойствах КЭ элементов представлена в таблице 3. Все детали приняты абсолютно упругими. Та часть заготовки, которая образует срезаемый слой, рассматривалась как упругопластический материал, заданный определяющим уравнением [2] и критерием разрушения Джонсона-Кука. Разрушение моделировалось удалением элементов при выполнении критерия разрушения.

Практически все детали исследуемой технологической системы рассматривались такими, которые могут контактно взаимодействовать друг с другом. Исключение составляли контактные границы, где нарушение контакта невозможно (например, граница между деталями, соединенными сваркой). На этих границах узлы соединяемых деталей сливались. Контакт между инструментом и срезаемым слоем предусматривал возможность удаления элементов. Коэффициент трения между деталями технологической системы принимался равным 0.1, а между инструментом и заготовкой – 0.5.

Граничные условия задавались в виде жесткого закрепления основания станины в глобальной системе координат. Положение суппорта ограничивалось контактной границей в линейных направляющих. Узлы на этой контактной границе были связаны в вертикальном направлении. Лезвие жестко прикреплялось к резцу, а заготовка жестко закреплялась в приспособлении. Нагрузки задавались путем равномерного перемещения со скоростью резания суппорта вдоль

линейных направляющих относительно станины. Начальные условия были представлены нулевыми значениями всех внутренних переменных.

Оценка работоспособности и производительности разработанной модели была выполнена для случая ортогонального резания стали 45 со скоростью резания 100 м/мин, толщиной среза 0.3 мм. Длина заготовки была принята равной 80 мм. Размер конечного элемента по толщине среза был принят 30 мкм. При этих условиях общее количество пластически деформируемых элементов составило 69000 (см. табл. 3), а общее количество деформируемых конечных элементов составило 170000.

В результате расчета были получены данные о перемещениях характерных точек технологической системы: режущей кромки, резцедержателя, портала (рис. 5). Видно, что режущая кромка совершает сложное движение в вертикальной плоскости. При этом явно выражена деформация, достигающая в направлении оси Z 100 мкм. Видно, что наибольшие перемещения в направлении оси Z (до 60%) определяются деформацией державки. Деформация портала также вносит до 35% всех перемещений режущей кромки. Узел «каретка-резцедержатель» вносит всего около 5% всех перемещений.

Проведенное сравнение производительности вычислений с помощью различного количества узлов и количества процессоров показало (рис. 6), что применение 10 процессоров (по 2 на 5 узлах) позволяет уменьшить время счета в 2.7 раза при прочих равных условиях, однако все еще не обеспечивает приемлемой для решения инженерных задач производительности расчета (1.7 мм/мин против желаемых 4 мм/мин для того, чтобы рассмотреть процесс в течении значительного пути резания (200-300 мм и больше) или с более мелкой сеткой).

Интересными являются два факта, установленные в процессе исследований. Во-первых, применение трех узлов является неэффективным из-за увеличения времени счета. Во-вторых, SMP решение на ПЭВМ Intel Xeon 5405x2, Ram: 8GB, HDD1:80Gb, HDD2:1Tb. FedoraCore 10 x64 с 8 задействованными ядрами занимает 369 мин против 647 мин MPP решения с использованием кластера, т.е. на 75% меньше. Это падение производительности значительно больше, чем в задаче с абсолютно-жесткой технологической системой, рассмотренной ранее (25%). Причиной этого могут быть задержки в обмене данными между узлами, возникающие из-за увеличения потоков информации в задаче большой размерности.

По результатам тестирования стало очевидным, что применение более 5 узлов для решения задач резания не эффективно, поскольку не обеспечивается заметный прирост производительности вычислений. При использовании описанной конфигурации кластера производительность вычислений будет определяться больше производительностью каждого узла. С увеличением количества деформируемых тел в модели возрастают потребности в высокой скорости обмена данными между узлами кластера.



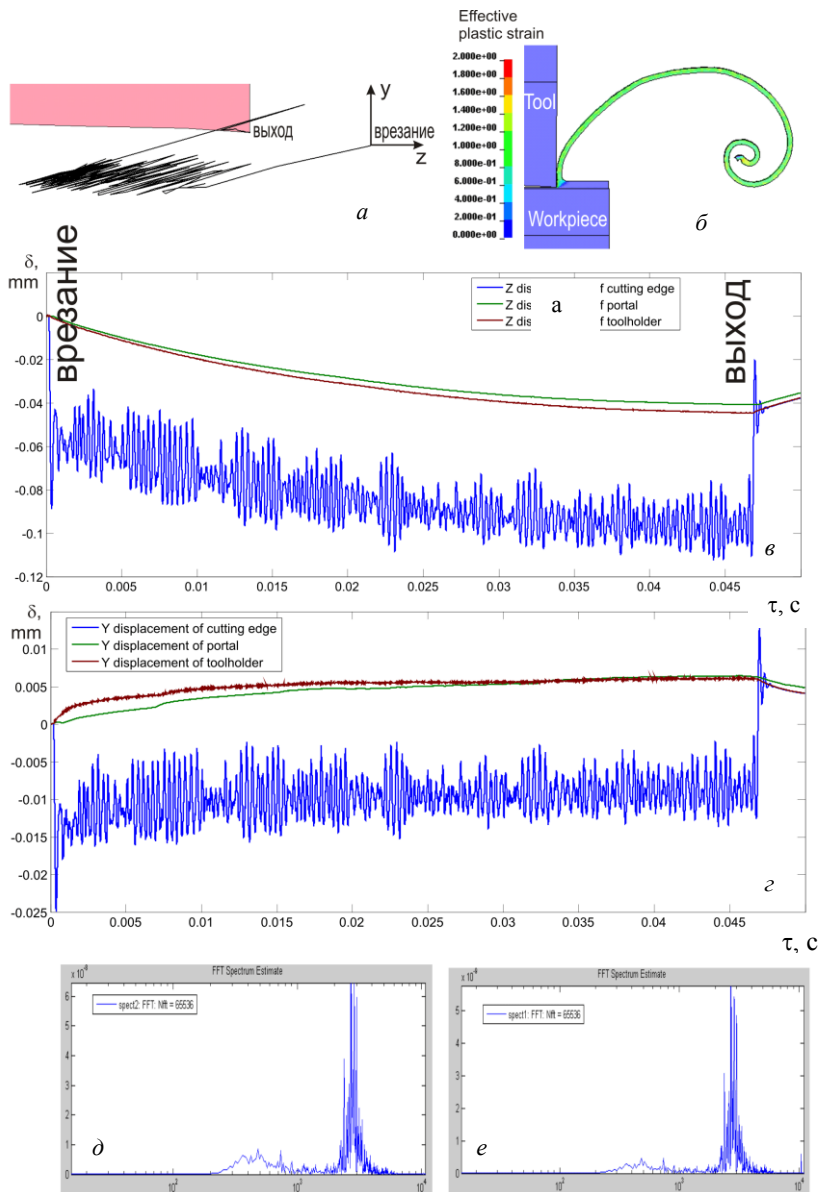


Рисунок 5 – Траектория перемещения вершины лезвия (а), форма стружки (б), деформация элементов технологической системы в направлении осей Z (в) и Y (z), а также спектры колебаний вершины лезвия в направлении осей Z (d) и Y (e)

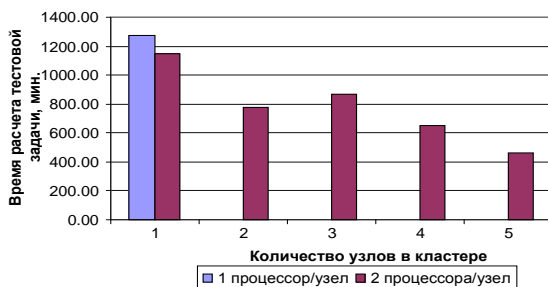


Рисунок 6 – Влияние количества узлов и процессоров, задействованных при расчете, на время счета модели процесса прямоугольного резания в податливой технологической системе. Время резания – 5 мс. Длина пути резания – 8.5 мм.

Оптимизационные задачи в области резания материалов часто решаются методами планирования эксперимента с применением планов второго порядка. Для трех факторов необходимо 15 опытов или, в данном случае, виртуальных решений. Поскольку использование более 5 узлов не дает существенного приращения производительности расчетов, то для решения оптимизационных задач достаточно кластера, содержащего от 5 (все точки плана решаются последовательно) до 75 узлов (все точки плана решаются параллельно). Количество ядер в каждом узле, видимо, не будет оказывать решающего влияния на производительность вычислений. Главным фактором в этом случае является скорость обмена данными между узлами.

Примером кластера, удовлетворяющего указанным требованиям, может быть кластер университета Штутгарта (<http://www.hlrs.de/>). Проведенные MPP вычисления с его помощью с использованием 8 узлов по 1 процессору показали, что рассмотренная модель прямоугольного резания в податливой технологической системе решается за 240 мин против 369 мин (SMP решение) и 647 мин (MPP решение) в рассмотренных ранее вычислительных системах, т.е. не менее, чем на 50% быстрее.

По сравнению с использованием SMP версий решателя LS-DYNA применение MPP версий в высокопроизводительных HPC системах дает возможность использования относительно недорогих ПЭВМ для решения ресурсоемких задач, которыми и являются задачи моделирования процессов резания.

**Список использованных источников:** 1. Klamecki B. E. Incipient Chip Formation in Metal Cutting-A Three Dimension Finite Element Analysis: PhD dissertation. -Urbana: University of Illinois, 1973. 2. Криворучко Д. В. Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів: Дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01. -Харків, 2010. -457 с. 3. Антонов А. Под законом Амдала//Компьютера. -2002. -№ 5.

*Поступила в редакцию 18.03.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Klamecki B. E. Incipient Chip Formation in Metal Cutting-A Three Dimension Finite Element Analysis: PhD dissertation. -Urbana: University of Illinois, 1973. 2. Krivoruchko D. V. Naukovi osnovi modeljuvannja procesiv rizannja z vikoristannjam chislovihih metodiv: Diss. ... dokt. tehn. nauk:05.03.01. -Harkiv, 2010. -457 s. 3. Antonov A. Pod zakonom Amdala//Komp'jutera. -2002. -№ 5.

В.И. Кальченко, д-р техн. наук, Н.Н. Погиба,  
Д.В. Кальченко, Чернигов, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ И ТОЧНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ СО СКРЕЩИВАЮЩИМИСЯ ОСЯМИ ЭЛЬБОРОВОГО КРУГА И СТУПЕНЧАТОГО ВАЛИКА**

*Розроблено спосіб глибокого високошвидкісного шліфування із схрещеними осями ельборового круга та ступінчатих валиків, де підвищення продуктивності та точності обробки досягається вибором оптимального кута орієнтації круга окремо для циліндричних та торцевих поверхонь ступінчатих деталей. Виконано аналіз впливу кута схрещення осей на похибку формотворення торцевої поверхні і на шорсткість циліндричної.*

*Разработан способ глубинного высокоскоростного шлифования со скрещивающимися осями эльборового круга и ступенчатых валиков, где повышение производительности и точности обработки достигается выбором оптимального угла ориентации круга отдельно для цилиндрических и торцевых поверхностей ступенчатых деталей. Выполнен анализ влияния угла скрещивания осей на погрешность формообразования торцевой поверхности и на шероховатость цилиндрической.*

*V.I. KAL'CHENKO, N.N. POGIBA, D.V. KAL'CHENKO  
INCREASE OF PRODUCTIVITY AND ACCURACY OF GRINDING WITH CROSSED AXES  
EL'BOR GRINDING WHEEL AND THE STEPPED SHAFT*

*Developed a method for high-speed deep grinding with crossed axis CNB polishing wheel and stepped shafts, where the increase in efficiency and working reach is achieved by selecting the optimum orientation angle of the polishing wheel separately for the cylindrical and end surfaces of stepped parts. The analysis of the influence of the angle crosses the axes on the error generation of geometry the end surface and the microinch accuracy of the cylindrical.*

В современном машиностроении постоянно повышаются требования к точности обработки ступенчатых валиков, которые широко применяются в автомобилестроении, тракторостроении, машиностроении и других отраслях промышленности. При этом необходимо обеспечить высокую производительность их обработки. Это требует разработки более эффективных универсальных способов продольного круглого шлифования.

Так, например, с целью повышения точности обработки разработан способ [1] глубинного шлифования поверхностей вращения широким абразивным цилиндрическим кругом со скрещивающимися осями инструмента и детали, где черновое и чистовое шлифование осуществляется периферией широкого абразивного круга. Этот способ широко применяется при обработке крупногабаритных трубо- и листопрокатных валков [2].

Фирма Junker (Германия) при использовании способа однопроходного глубинного высокоскоростного шлифования со скрещивающимися осями круга и детали на станках QUICKPOINT [3,4] достигла повышения произво-

длительности в 5 – 6 раз [5] в сравнении с традиционным круглым шлифованием. А за счет черного шлифования торцом круга повысила точность обработки, так как нормальная составляющая при черновом шлифовании располагается параллельно оси детали и практически не влияет на точность ее формообразования.

Но в работах [3,4,5] не приведены теоретические исследования точности формообразования торцевых и цилиндрических поверхностей, влияния режимов шлифования и угла ориентации круга на шероховатость и точность поверхности.

Целью данной работы является повышение производительности и точности обработки торцевых и цилиндрических поверхностей при глубинном высокоскоростном шлифовании со скрежывающимися осями эльборового круга и детали за счет выбора оптимальных режимов резания и управляемого угла ориентации шлифовального круга по координате обработки.

Схема глубинного круглого шлифования со скрежывающимися осями инструмента 2 и детали 1, при котором черновой припуск срезается торцом круга, а чистовое шлифование и выхаживание выполняется периферией, изображена на рисунке 1.

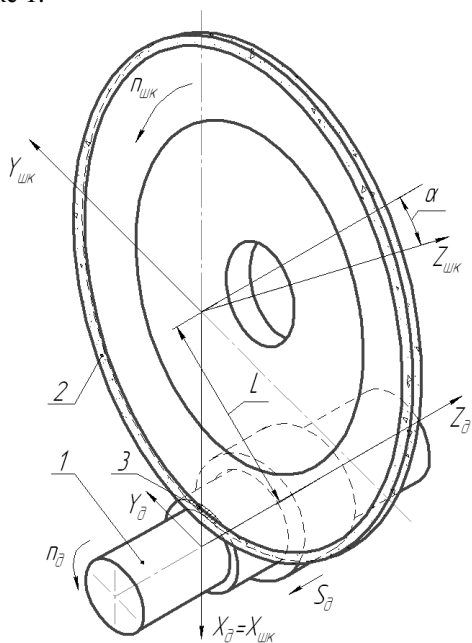


Рисунок 1 – Схема глубинного круглого шлифования ступенчатого валика со скрежывающимися осями инструмента и детали

При этом линия контакта шлифовального круга и детали начинается на периферии, а заканчивается на торце. Для точных расчетов удельной производительности линия контакта определяется отдельно на каждом участке шлифовального круга (на периферии, радиусной кромке и торце).

Для определения положения линии контакта вдоль периферии шлифовального круга используется блок программного пакета MathCAD:

$$U_i := \begin{cases} u \leftarrow 0 \\ \text{for } j \in 0..N_i \\ \quad i \leftarrow i_{\min} + \frac{i_{\max} - i_{\min}}{N_i} \cdot j \\ \quad U \leftarrow \text{root}(N(0, u, i) \cdot V(0, u, i), u) \\ \quad M^{(j+1)} \leftarrow \begin{pmatrix} i \\ U \end{pmatrix} \\ M^T \end{cases} \quad U_i =$$

	1	2
1	-1	-1.058·10 <sup>-4</sup>
2	-0.85	-8.992·10 <sup>-5</sup>
3	-0.7	-7.405·10 <sup>-5</sup>
4	-0.55	-5.818·10 <sup>-5</sup>
5	-0.4	-4.231·10 <sup>-5</sup>
6	-0.25	-2.645·10 <sup>-5</sup>
7	-0.1	-1.058·10 <sup>-5</sup>
8	0.05	5.289·10 <sup>-6</sup>
9	0.2	2.116·10 <sup>-5</sup>
10	0.35	3.702·10 <sup>-5</sup>
11	0.5	...

Приведенный блок описывает зависимость угловой координаты  $U_i$  (рисунок 2) от координаты  $i$  на периферии шлифовального круга (рисунок 3), где  $N(0, u, i)$  – вектор нормали к поверхности шлифовального круга;  $V(0, u, i)$  – вектор относительной скорости шлифовального круга.

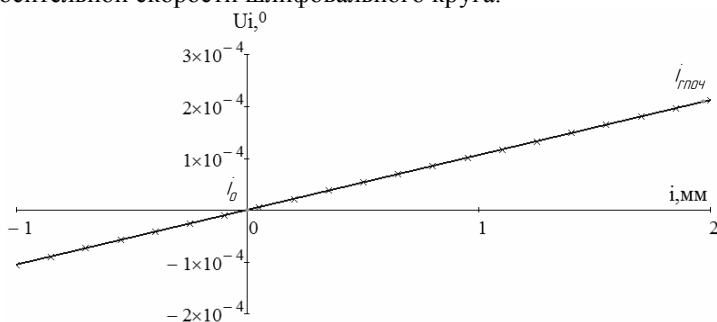


Рисунок 2 – График зависимости угловой координаты  $U_i$  от координаты  $i$  на периферии ориентированного шлифовального круга

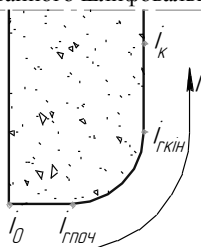


Рисунок 3 – Координата  $i$  вдоль профиля шлифовального круга

Для определения положения линии контакта на радиусной кромке шлифовального круга и на его торце (рисунок 4), используется следующий программный блок:

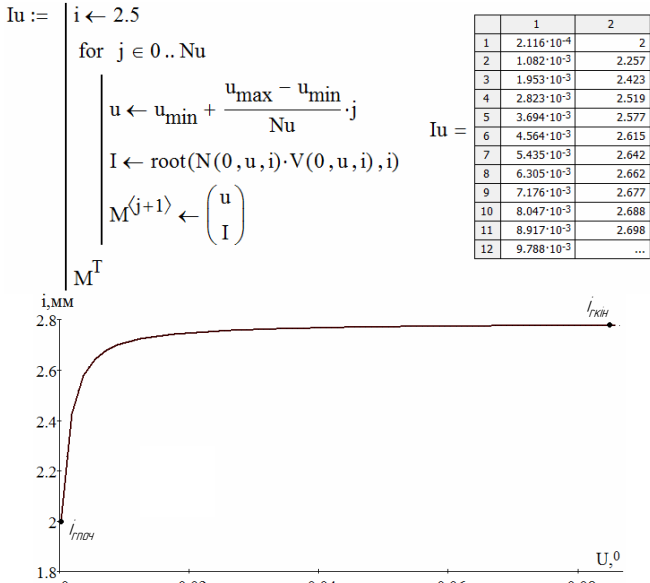


Рисунок 4 – График зависимости координаты  $i$  на переходной радиусной кромке и торце шлифовального круга от угловой координаты  $U$

Положение суммарной линии контакта на поверхности шлифовального круга (рисунок 5), может быть найдено с помощью следующего блока в программном пакете MathCAD:

$$\begin{aligned}
 i'_{\min} &:= i_{\max} & i'_{\max} &:= I(u_{\max}) \\
 U(i) &:= \begin{cases} U(i) & \text{if } i_{\min} \leq i \leq i_{\max} \\ U'(i) & \text{if } i'_{\min} < i \leq i'_{\max} \end{cases}
 \end{aligned}$$

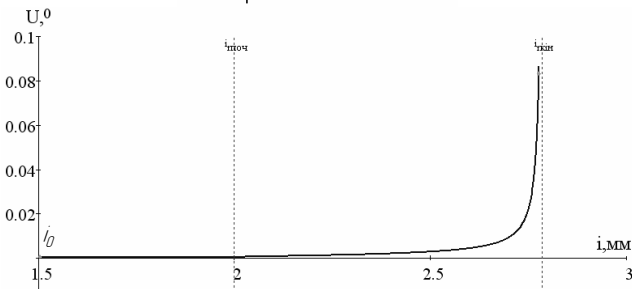


Рисунок 5 – График зависимости угловой координаты  $U$  от координаты  $i$

на профиле шлифовального круга, которая определяет положение линии контакта на поверхности шлифовального круга

На рисунке 6 представлена 3D – модель поверхности ориентированного шлифовального круга 2, детали 1 и линии контакта 3.

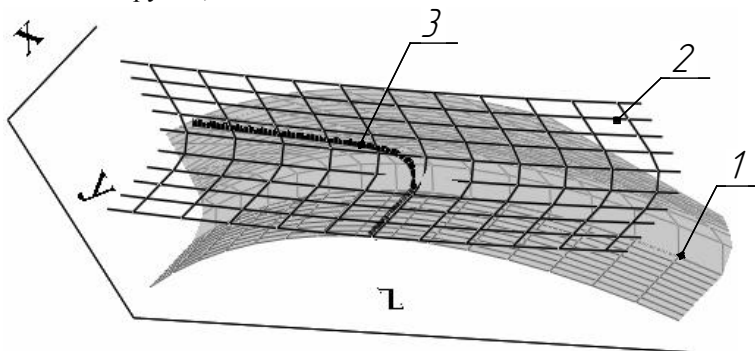


Рисунок 6 – 3D-модель поверхности шлифовального круга, детали и линии контакта

На рисунке 7 приведено пятно контакта 3, ограниченное линиями пересечения ориентированного шлифовального круга 2 и торца заготовки 1 (позиция 4), внешнего цилиндра заготовки и шлифовального круга (позиция 5), а также линией контакта 6.

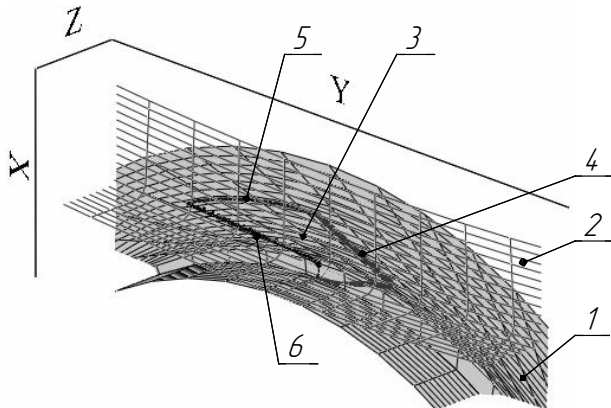


Рисунок 7 – Пятно контакта на поверхности шлифовального круга

При этом оптимальный угол ориентации шлифовального круга выбирался исходя из следующих условий: площадь пятна контакта должна быть максимальной (рисунок 8), а удельная производительность шлифования должна быть равномерной вдоль профиля круга на черновом участке (торец круга и переходная радиусная кромка) и минимальной на чистовом участке (периферия круга). Выполнение этих требований обеспечит равномерный минималь-

ный износ шлифовального круга и разгрузку калибрующего участка, что в свою очередь повысит точность формообразования.

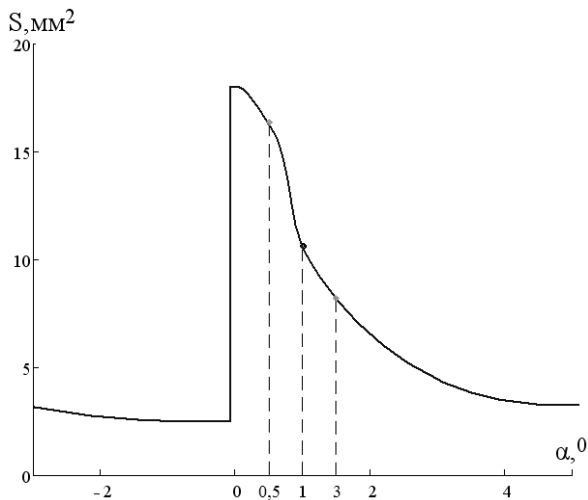


Рисунок 8 – Зависимость площади пятна контакта от угла ориентации шлифовального круга

На рисунке 9 удельная производительность начиная с точки  $i_{\text{гпоч}}$  (рисунок 3) развернута на ось абсцисс, совпадающую с периферией круга. Как видно из рисунка 9, наиболее оптимальный угол ориентации эльборового круга диаметром 300мм при глубинном шлифовании цилиндрического участка детали диаметром 30мм со скоростью 120 м/с и продольной подачей детали 0,1 мм/об соответствует  $1^{\circ}$  (кривая 1). При данном угле наблюдается равномерная загрузка торца круга (область после  $i_{\text{гкин}}$ ), плавное уменьшение удельной производительности на переходной кромке (область от  $i_{\text{гпоч}}$  до  $i_{\text{гкин}}$ ) и разгрузка периферии (область до  $i_{\text{гпоч}}$ ). То есть, торец срезает весь основной припуск и является черновым участком, переходная радиусная кромка – получистовым участком, а периферия – чистовым и калибрующим.

На рисунке 10 приведен график удельной производительности при шлифовании со скрещивающимися осями детали диаметром 30 мм и эльборового круга со скоростью 35 м/с и продольной подачей детали 0,1мм/об при разных углах ориентации инструмента:  $\alpha = 1^{\circ}$  (кривая 1);  $\alpha = 3^{\circ}$  (кривая 2);  $-\alpha = -1^{\circ}$  (кривая 3).



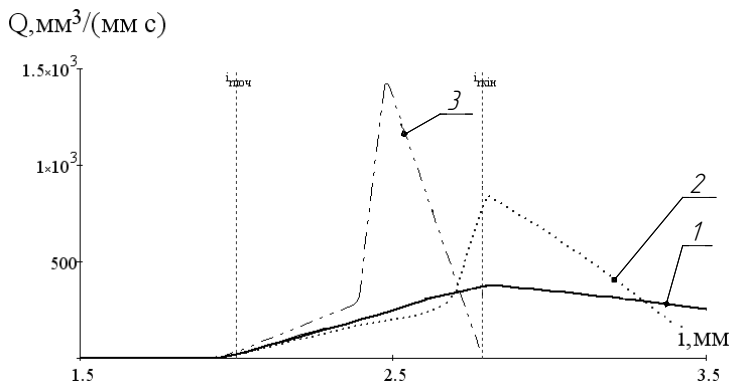


Рисунок 9 – Влияние угла ориентации круга на удельную производительность шлифования (скорость шлифования 120 м/с): кривая 1 –  $\alpha = 1^{\circ}$ ; кривая 2 –  $\alpha = 3^{\circ}$ ; кривая 3 –  $\alpha = -1^{\circ}$ .

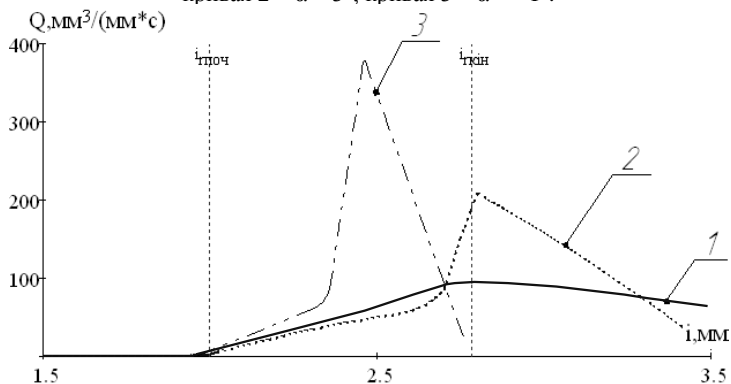


Рисунок 10 – Влияние угла ориентации круга на удельную производительность шлифования (скорость шлифования 35 м/с): кривая 1 –  $\alpha = 1^{\circ}$ ; кривая 2 –  $\alpha = 3^{\circ}$ ; кривая 3 –  $\alpha = -1^{\circ}$ .

Зависимость площади пятна контакта от угла ориентации круга диаметром 300 мм при глубинном шлифовании детали диаметром 30 мм со скоростью 120 м/с приведена на рисунке 8. Как видно из графика, существует некоторая неустойчивая область ( $\approx -0,1^{\circ}$ ), в которой происходит резкое изменение площади контакта. Этот угол соответствует углу наклона винтовой линии относительного движения круга, при переходе через который линия контакта изменяет свое направление, что и приводит к резкому изменению площади контакта.

В связи с поворотом круга на угол  $\alpha$  при шлифовании появляется геометрическая шероховатость, которую можно определить как разницу высоты профиля детали в точке 1 поворота круга (рисунок 11) и точке 2, отдаленной на половину подачи  $S_0$  на оборот детали:

$$Ra_{geom} = \left| Prd(0) - Prd\left(\frac{S_0}{2}\right) \right|, \quad (1)$$

где  $Prd(0)$  – высота профиля детали в точке поворота круга;  $Prd\left(\frac{S_0}{2}\right)$  – высота профиля детали в точке, отдаленной на половину подачи  $S_0$  на оборот детали.

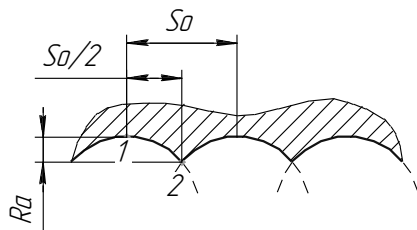


Рисунок 11 – Схема для определения геометрической шероховатости

Вследствие поворота шлифовального круга при обработке торцевых поверхностей появляется погрешность на торце детали. На рисунке 12,а приведен профиль торца ступенчатого валика диаметром 30 мм, получаемый при шлифовании с продольной подачей 0,1 мм/об и углом ориентации эльборового круга  $\alpha=1^0$ . При этом шероховатость обработанной цилиндрической поверхности  $Ra$  составила 0,02 мкм.

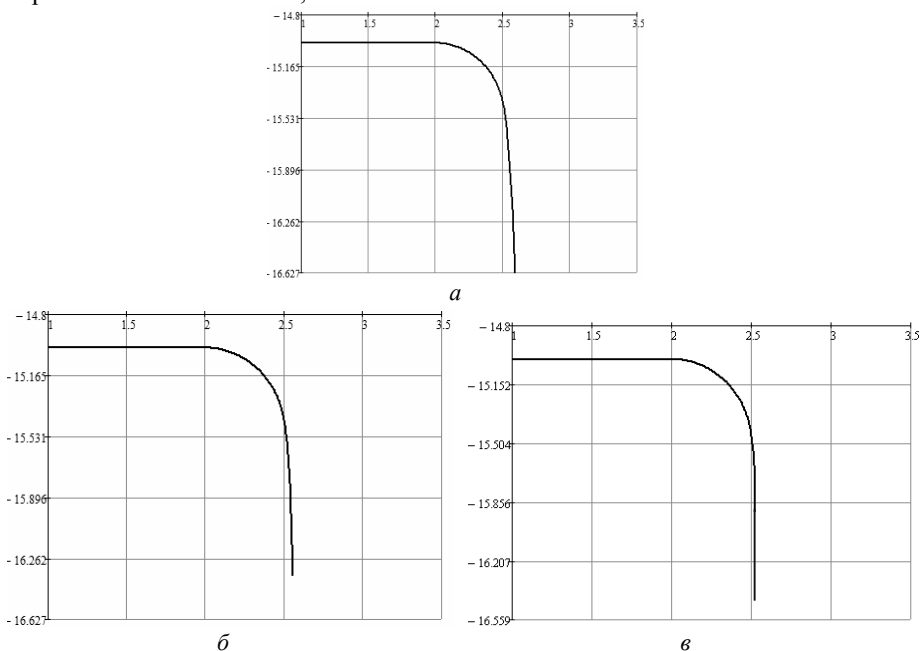


Рисунок 12 – Влияние угла ориентации шлифовального круга на точность формообразования торца ступенчатого валика

Как видно из рисунка 12а, для уменьшения погрешности на торце обрабатываемой детали необходимо изменить угол ориентации шлифовального круга. Профиль торца детали, получаемый при шлифовании его со скоростью 120 м/с с углом скрещивания осей круга и детали  $\alpha = 0,7^\circ$  приведен на рисунке 12,б и  $\alpha = 0,5^\circ$  на рисунке 12,в. При этом шероховатость обработанной цилиндрической поверхности  $R_a$  составила 0,01 мкм при угле ориентации круга  $\alpha = 0,7^\circ$  и 0,005 мкм при угле ориентации круга  $\alpha = 0,5^\circ$ .

На рисунке 13 приведены графики распределения удельной производительности шлифования (где начиная с точки  $i_{\text{точ}}$  (рисунок 3) она развернута на ось абсцисс, совпадающую с периферией круга) при обработке ступенчатого валика диаметром 30 мм ориентированным эльборовым кругом ( $\alpha = 0,5^\circ$ ) диаметром 300 мм при скорости шлифования 120 м/с в зависимости от продольной подачи  $S_o$  на оборот детали:  $S_o = 0,1$  мм/об (кривая 1),  $S_o = 0,07$  мм/об (кривая 2),  $S_o = 0,05$  мм/об (кривая 3).

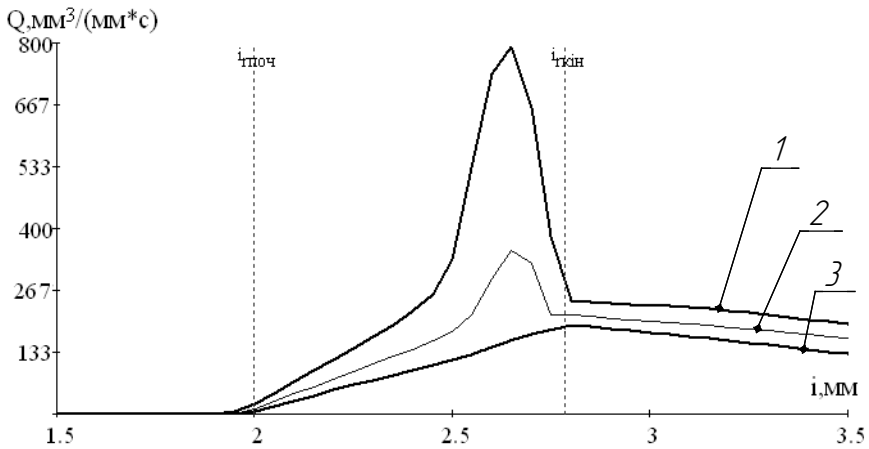


Рисунок 14 – Влияние продольной подачи на оборот детали на удельную производительность шлифования

Как видно из рисунков 8 и 9, оптимальный угол ориентации  $\alpha$  эльборового круга диаметром 300 мм при глубинном высокоскоростном шлифовании цилиндрического участка ступенчатого валика диаметром 30 мм (частота вращения 1250 об/мин) со скоростью 120 м/с составляет  $1^\circ$ , при этом подача на оборот детали  $S_o = 0,1$  мм/об. При подходе к торцу валика угол ориентации шлифовального круга и подачу на оборот детали  $S_o$  необходимо уменьшать ( $\alpha = 0,5^\circ$ ,  $S_o = 0,05$ ), так как возникает погрешность на торце детали (рисунок 12) и неравномерный износ шлифовального круга вследствие неравномерного распределения удельной производительности вдоль профиля инструмента (рисунок 13).

## Выводы

Разработан способ глубинного высокоскоростного шлифования со скрещающимися осями эльборового круга и ступенчатых валиков, где повышение производительности и точности обработки достигается выбором оптимального угла ориентации круга отдельно для цилиндрических и торцевых поверхностей ступенчатых деталей.

Приведен пример обработки ступенчатого валика диаметром 30 мм ориентированным эльборовым кругом диаметром 300 мм при скорости шлифования 120 м/с, где при подходе к торцу валика угол скрещивания осей инструмента и детали изменяется, что повышает точность формообразования торцевой поверхности.

В дальнейшем данная методика может использоваться для процессов шлифования различных поверхностей со скрещенными осями детали алмазного или эльборового кругов, а также при исследовании теплонапряженности процесса.

**Список использованных источников:** 1. А.с. 1234163 СССР, МКИ В24В 5/04. Способ круглого шлифования с продольной подачей. Авт. изобр. *В.И. Кальченко*. №3813415/25-08. Заявлено 20.11.84. опубл. 30.05.86. Бюл. №20. – 4 с. 2. *Кальченко В.И.* Научные основы шлифования криволинейных поверхностей с управляемой ориентацией абразивного инструмента// Диссертация докт.техн.наук. Харьков: ХГПУ. – 1994. – 329 с. 3. Круглое шлифование с ЧПУ// Проспект фирмы «Junker maschinen» на станки «Quickpoint 1001» и «Quickpoint 1002». Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 7618 Nordrash. Germany. 1991, 16с. 4. Look & See// Журнал для клиентов JUNKER. Erwin Junker. Maschinenfabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. 77787 Nordrash. Germany. Выпуск: ноябрь 2010, 12с. 5. QUICKPOINT. Все в одном закреплении// Проспект фирмы «Junker maschinen» на станки QUICKPOINT 1000, QUICKPOINT 3000 и QUICKPOINT 5000. Erwin Junker. Maschinenfabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. 77787 Nordrash. Germany. 2006, 12с.

*Поступила в редколлегию 22.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. A.s. 1234163 SSSR, MКИ V24V 5/04. Sposob kruglogo shlifovaniya s prodol'noj podachej. Avt. izobr. V.I. Kal'chenko. №3813415/25-08. Zajavleno 20.11.84. opubl. 30.05.86. Bjul. №20. – 4 s. 2. Kal'chenko V.I. Nauchnye osnovy shlifovaniya krivolinejnyh poverhnostej s upravljaemoj orientaciej abrazivnogo instrumenta// Dissertacija dokt.tehn.nauk. Har'kov: HGPU. – 1994. – 329 s. 3. Krugloe shlifovanie s ChPU// Prospekt firmy «Junker maschinen» na stanki «Quickpoint 1001» i «Quickpoint 1002». Erwin Junker. Maschinen fabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 7618 Nordrash. Germany. 1991, 16s. 4. Look & See// Zhurnal dlja klientov JUNKER. Erwin Junker. Maschinenfabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. 77787 Nordrash. Germany. Vypusk: nojabr' 2010, 12s. 5. QUICKPOINT. Vse v odnom zakreplenii// Prospekt firmy «Junker maschinen» na stanki QUICKPOINT 1000, QUICKPOINT 3000 i QUICKPOINT 5000. Erwin Junker. Maschinenfabric GmbH, Junkerstraße 2. Postfach 25. 77787 Nordrash. Germany. 2006, 12s.

## COMPARISON OF HARD MACHINING PROCEDURES ON THE BASIS OF THE AMOUNT OF THE USED UP COOLANT AND LUBRICANT

Я. КУНДРАК

*ПОРІВНЯННЯ ПРОЦЕСІВ ЧИСТОВОЇ ОБРОБКИ, ЩО БАЗУЄТЬСЯ НА КІЛЬКОСТІ ВИКОРИСТОВАНОЇ МАСТИЛЬНО-ОХОЛОДЖУВАЛЬНОЇ СЕРЕДИ*

*Застосування холодоагентів і змащень вносить значний вклад у збільшення ефективності видалення металу при механічній обробці. Охолодження й мастильний ефект зменшують навантаження на інструмент, у такий спосіб полегшуючи відділення матеріалу й формування поверхневого шару кращої якості. Ця робота спрямована на рішення даного завдання виробництва - а саме, механічної обробки поверхні - і чи може вона бути виконана з тією ж точністю й економічною ефективністю з використанням меншої кількості змащення.*

*Ключові слова: обробка матеріалів високої твердості, холодоагент і змащення*

*Применение хладагентов и смазок вносит значительный вклад в увеличение эффективности удаления металла при механической обработке. Охлаждение и смазочный эффект уменьшают нагрузку на инструмент, таким образом облегчая отделение материала и формирование поверхностно лучшего качества. Эта работа направлена на решение данной задачи производства – а именно, механической обработки поверхности – и может ли она быть выполнена с той же точностью и экономической эффективностью с использованием меньшего количества смазки.*

*Ключевые слова: обработка материалов высокой твердости, хладагент и смазка*

*The application of coolants and lubricants (CL) considerably contributed to the increase of the efficiency of material removal in metal machining procedures. Both the cooling and the lubricating effect reduces the load on the tools, thus facilitates the partition of the material and the formation of a better surface quality. This article seeks to ascertain whether given production task – namely the machining of a hard surface – can be fulfilled with the same accuracy and economic efficiency if using less CL.*

*Keywords: hard machining procedures, coolant and lubricant*

### INTRODUCTION

In production engineering, when choosing the machining procedures and operations, the aspects applied so far (accuracy, surface quality, economy etc.) are more and more frequently completed by environmental expectations.

A technologist has to consider what possibilities there are to reduce the significant amount of CL. The functions of CL are: chip disposal with washing and scavenging is 70%, cooling is 20%, and lubrication is 10% [1]. Besides their advantageous features, however, their application have a significant environment polluting effect. Because of this the CL became the most important environment damaging factor in the field of cutting.

Depending on the workpiece, the manufacturing structure, and the place of the production, the costs related to the use of CL average 7-17% of the total manufac-

turing cost of the workpiece [2]. In the field of cutting, the environment friendly methods of the application of coolant [3] are the following:

1. Modification of the coolant's and lubricant's composition
2. Reducing the amount of CL
3. Minimizing the amount of liquid (minimal cooling) (using less than 50 ml/h amount of liquid)
4. Application of coolant not in liquid state
5. Dry machining

The finish machining of hard, hardened materials traditionally was done by abrasive grinding, using large amount of CL in most cases. The environmental load can be reduced by the enlisted methods, to the largest extent by dry machining of course. Experts in the industry generally accept new technologies, – in this case the application of dry cutting technology –, if the task to be solved is fulfilled at least at the previous technical level, having approximately the same economic benefits.

This paper focuses on the usage of CL in hard machining. It compares hard turning and grinding of hardened steels, and examines the possibility, whether the significant amount of CL used up in grinding is possible to be reduced, and to what extent in another version of machining.

## *1. USING CL IN HARD MACHINING*

Using of CL in grinding and hard turning, the two procedures most frequently applied in finish hard machining of hardened steels is examined as well as the polluting effect of these procedures.

### *1.1. Grinding*

For a long time the most often used operation of hard machining was grinding. With the tools having superhard cutting edges, constructed in a way that their application is possible in industrial scale as well, hard turning has become widely spread for today.

Grinding, due to the large amount of lubricant, pollutes the environment in large measure, damages the workers' health and even the process costs are higher. In Figure 1 the relations of the grinding process are indicated taking auxiliary materials and the after process remains into calculation [4, 6].

Mud consists of abrasive and binding material grains broken off the wheel, flakes of microscopic size and lubricant. To separate them is impossible, the mud is harmful to the environment and health, to eliminate it requires special circumstances. In grinding one must account on liquid mist, too, in which tiny under 1  $\mu\text{m}$  solid particles, aerosols float. Breathing aerosols in may lead to serious damage to one's health.

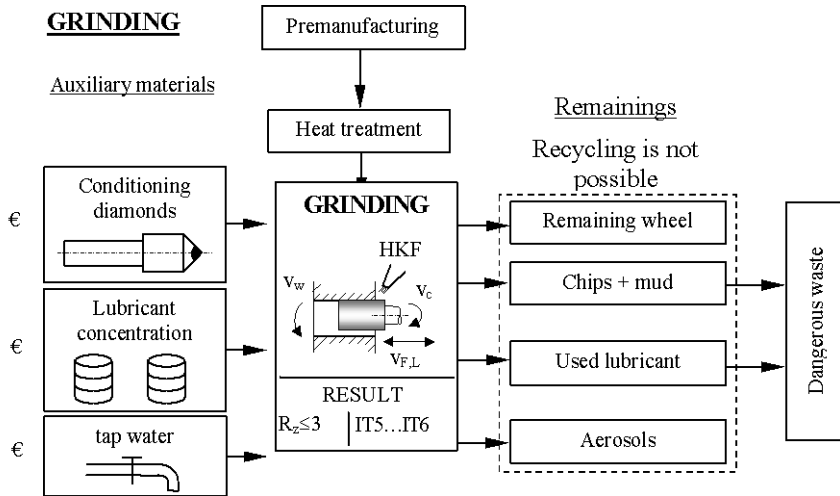


Figure 1 – Processes, auxiliary materials and remains in grinding

### 1.2. Hard turning

Hard turning is dry machining. From ecological aspects dry machining is much more beneficial than grinding, because the disadvantageous effects enlisted before do not emerge [5, 7, 8, 9, 10].

The chips are the same as the workpiece material, thus they can be recycled. The worn tool is either put away or after being resharpened it is reused, but it is not mixed with other materials. The ecological block-figure is in Figure 2. The dry procedure is fully environment friendly.

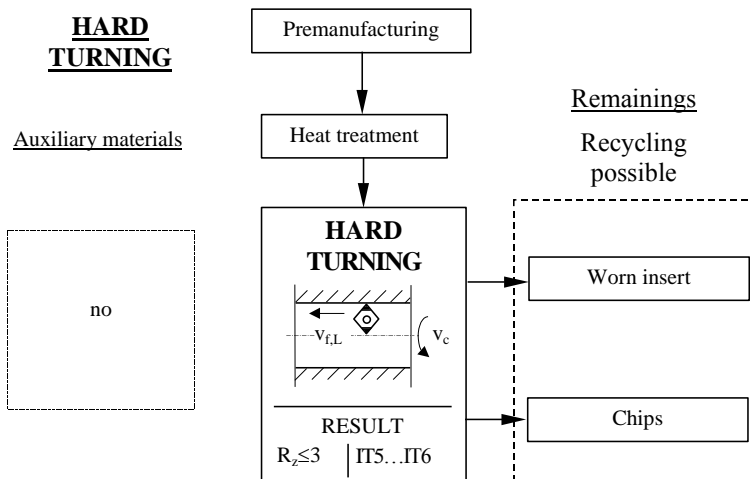


Figure 2 – Process remains in hard turning

## 2. EXPERIMENTS TO COMPARE THE HARD MACHINING PROCEDURES

We have done comparative examinations for the machining of two bore holes with the same lengths, having different diameters, with given accuracy and roughness, to examine the used up CL.

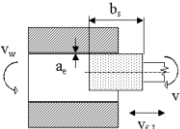
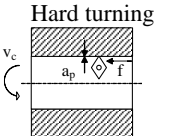
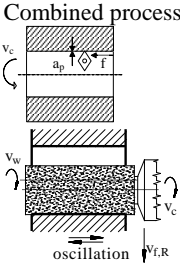
### 2.1. Experiments

The experiments were made for gear's bore-holes of IT5 accuracy when surface roughness  $Rz=5 \mu\text{m}$  was to be provided. Table 1 summarizes the sign and description of the applied procedures.

Table 1 – Summary of the investigated procedures

Sign	Description	Procedure	
		Roughing	Smoothing
<b>A</b>	internal traverse grinding	corundum wheel	corundum wheel
<b>B</b>	hard turning	standard insert	standard insert
<b>C</b>		wiper insert	
<b>D</b>	combined procedure	standard insert	corundum wheel
<b>E</b>		wiper insert	

Table 2 – Technological data of cutting bore-holes

Process	Machine tool / Tool	Condition data	
		Roughing	Smoothing
<p><b>Grinding</b></p> 	<p>SI-4/A 40x40x16-9A80-K7V22</p>	<p><math>v_c=25\dots29 \text{ m/s}</math> <math>v_w=14\dots19 \text{ m/min}</math> <math>v_{f,L}=2.2 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>v_c=25\dots29 \text{ m/s}</math> <math>v_w=14\dots19 \text{ m/min}</math> <math>v_{f,L}=2 \text{ m/min}</math></p>
<p><b>Hard turning</b></p> 	<p>PITTLER PVSL-2 CNGA 120408S-LO CBN CNGA 120408 7020</p>	<p><math>v_c=180 \text{ m/min}</math> <math>f=0.12 \text{ mm/rev.}</math> <math>a_p=0.10 \text{ mm}</math></p>	<p><math>v_c=180 \text{ m/min}</math> <math>f=0.24 \text{ mm/rev.}</math> <math>a_p=0.05 \text{ mm}</math></p>
<p><b>Combined process</b></p> 	<p>EMAG VSC 400 DS CNGA 120408S-LO CBN 40x40x16-9A80-K7V22</p>	<p><math>v_c=180 \text{ m/min}</math> <math>f=0.24 \text{ mm/rev.}</math> <math>a_p=0.1 \text{ mm}</math> <math>v_{f,R}=0.0033 \text{ m/min}</math></p>	<p><math>v_c=25\dots29 \text{ m/s}</math> <math>v_w=14\dots19 \text{ m/min}</math> <math>v_{f,R}=0.0016 \text{ m/min}</math></p>



The data of the workpiece were as follows: material: 16MnCr5; hardness: 61÷63 HRC; diameter:  $d=38$  and 66 mm; accuracy: IT 5; length of bore: 29 mm; allowance: 0.3 mm; sequence size:  $n=200$ .

From 0.15 mm allowance 0.1 mm were removed by roughing, 0.05 mm by smoothing.

The operation times and the ratio of the used up CL were defined for five possible machining variations. In grinding CL were used throughout the whole machining process, hard turning was done dry, however, in the combined procedure roughing was done dry, in smoothing CL was applied.

The characteristic technological parameters are summarized in Table 2.

### 3. RESULTS AND EVALUATION OF EXPERIMENT

In the first part of the experiment it was investigated whether in different machining variations done with the cutting data ensuring the same accuracy and roughness how much CL was used up.

If the amount of the liquid used up in grinding is considered 100%, the ratios indicated in Figures 3 and 4 are obtained.

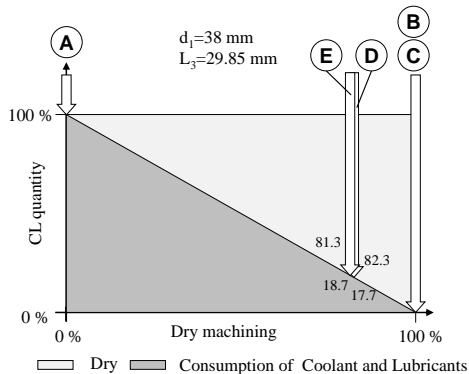


Figure 3 – The proportion of environmental load in different procedures related to grinding

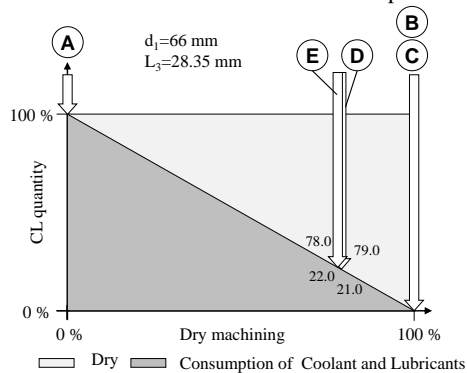


Figure 4 – The proportion of environmental load in different procedures related to grinding

It can be stated that in the case of both diameters, applying the combined procedure, the usage of CL can be reduced to its one fifth, while in hard turning CL is not needed. The operation times of the processes were also investigated.

Grinding takes the longest operation time. In hard turning the operation time of a gear-wheel reduces to one fourth compared to grinding. It can be reduced even lower by the application of wiper inserts (Figure 5 and 6).

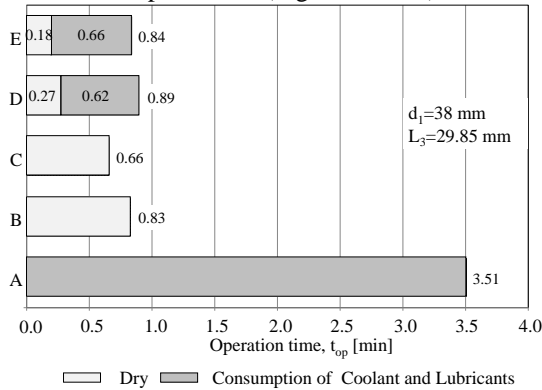


Figure 5 – Operation times in different procedures

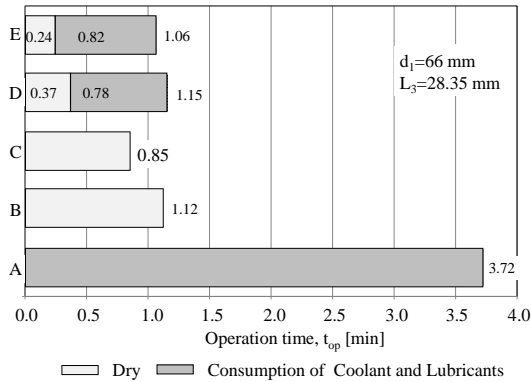


Figure 6 – Operation times in different procedures

This unambiguously proves the economic advantage of hard turning. Apart from those it ensures the accuracy, roughness and surface quality parameters at the same level as grinding. If the functional requirements for the part need ground topography, the proper joint application of the two procedures is suitable.

The condition for economy is that the bigger possible portion of the allowance should be removed by turning and only the allowance minimally needed for creating the topography should be ground. If it is done in a traditional way, because of the higher number of machine tools and clamping, the economic efficiency will not be, or will not be remarkably better than if applying only grinding.

This time the hybrid machining come to the front, which typically does not require another machine-tool, but together with hard turning grinding is done on the same machine-tool.

Figure 5 and 6 it can be seen that with the applied procedures in creating ground topography, economic efficiency can be reached similar to that of hard turning carried out by a standard insert. That is why for creating ground topography the combined version can be recommended because the operational time is hardly longer than in hard turning and the consumption of coolants and lubricants is one fifth of the grinding.

The consumption of the volume of coolants and lubricants is proportional to the time of grinding. Therefore it was also examined what the proportion of grinding is within the operational time in the different procedures, thus the consumption of CL. Hard turning, having the shortest operational time, can be done dry. If for the ground topography the total material removal is done by grinding, we get not only the longest operational time but the highest consumption of coolants and lubricants as well. In Figure 7 and 8 the portion of dry machining within the given procedure is also indicated. It is clearly indicated that in the combined procedure the consumption of CL can be reduced if the allowance to be removed by grinding is further reduced.

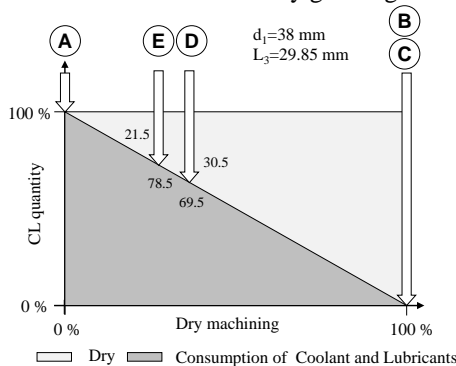


Figure 7 – The proportion of the use of coolants and lubricants in the different procedures

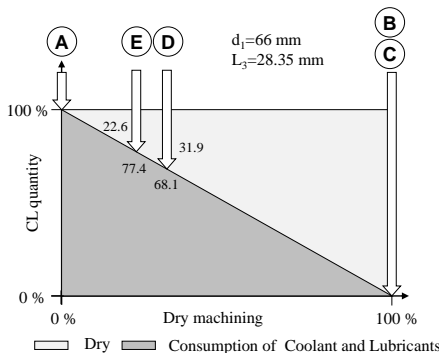


Figure 8 – The proportion of the use of coolants and lubricants in the different procedures

## SUMMARY

A relatively wide range of hard machining procedures are available for the production of components. In this paper the different variations of grinding and turning applied in finish precision machining of hardened steels are presented on the basis of the used up amount of CL.

The results of the experiments have proved that there are significant differences in the consumption of CL in the procedures suitable to provide the given accuracy and surface quality.

At present, in most cases the technical and technological conditions for the application of hard turning are available, in which the machining can be done economically with no consumption of CL.

There are cases, however, when the functional conditions require ground topography. In such a case the so called combined (hybrid) machining is suggested.

Our investigations have proved that if the combined procedure includes a hard turning procedure besides grinding, the consumption of CL can be reduced to one fifth compared to grinding, having economic efficiency similar to hard turning, if the technological data are chosen properly.

## ACKNOWLEDGEMENT

The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: OTKA K 78482 and OTKA 84177), which the authors greatly appreciate.

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project.

**References:** 1. Rowe, W.B., Li, Y., Chen, X., Mills, B., An intelligent multi-agent approach for selection of grinding conditions, *Annals of the CIRP*, 46/1 1997, pp.233-238. 2. Weinert, K., Adams, F. J., Thammke, D., 1995, Was kostet die Kühlschmierung?, *Technika*, 44/7: 19-23. 3. Popke, H. & Emmer, T. (1999): Minimalschmiertechnik und trockenbearbeitung erreichter stand und perspektivische Entwicklungen, *Rezanie i instrument*, 55/ 1999, pp.190-194. 4. Klocke, Brinksmeier, Wiessert: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes, *Annals of the CIRP Vol. 54/2* (2005) pp.557-580. 5. Tönshoff H. K. – Arendt C. – Ben Amor R.: Cutting of hardened Steel. *Annals of the CIRP Vol. 49/2/2000* pp.547-566. (ISBN 3-905-277-34-4). 6. Kundrak J, Mamalis AG, Markopoulos A: Finishing of hardened boreholes: Grinding or hard cutting? *Materials and Manufacturing Processes* 19 (6) pp.979-993 2004. 7. Szabó O.: Designing of the Working Area of Ultraprecision Machining with High-Accuracy and Surface. *Quality Occupational Ergonomics*. Editors: Whang Sheng and Zhang Kan. Peking, 2002. Tianjing Science and Technology Press, pp. 385-387. ISBN-7-5308-3126-7. 8. Kundrak J, Mamalis AG, Gyani K, et al.: Environmentally friendly precision machining, *MATER MANUF PROCESS Vol.21/1* pp.29-37 2006. 9. Mamalis AG, Kundrak J, Gyani K: On the dry machining of steel surfaces using superhard tools *INTERNATIONAL JOURNAL OF ADVANCED MANUFACTURING TECHNOLOGY Vol.19/3* pp.157-162 2002. 10. Varga, Gy.: Tribological Questions of Environmentally Friendly Machining, *Proceedings of International Scientific Conference, 11th FMTU, Cluj Napoca, Romania, March 24-25, 2006*, pp.375-378 (in Hungarian).

*Поступила в редколлегию 16.04.2011*

## COMPARISON OF FINISH MACHINING PROCEDURES ON THE BASIS OF MATERIAL REMOVAL PERFORMANCE

Я. КУНДРАК, І. ДЕЗПОТ

ПОРІВНЯННЯ ПРОЦЕСІВ ЧИСТОВОЇ ОБРОБКИ, ЩО БАЗУЄТЬСЯ НА ЗНЯТТІ МАТЕРІАЛУ

*Пропонується порівняти економічні аспекти процесів – абразивну механічну обробку й механічну обробку різанням – на основі інтенсивності зняття матеріалу. Порівняння різних процесів обробки було виконано відповідно до критеріїв оцінки якісних вимог обробки заготовок. У даній роботі економічна ефективність процесів механічної обробки – шліфування, свердління й комбіновані процеси – проаналізована на основі часу механічної обробки, номінальної поверхневої потужності і інтенсивності знімання матеріалу.*

*Ключові слова: альтернативна обробка, інтенсивність зняття матеріалу (MRR), номінальна поверхнева потужність (SR)*

*Предлагается сравнить экономические аспекты процессов – абразивную механическую обработку и механическая обработка резанием – на основе интенсивности съема материала. Сравнение различных процессов обработки было выполнено согласно критериям оценки качественных требований обработки заготовок. В данной работе экономическая эффективность процессов механической обработки – шлифование, сверление и комбинированные процессы – проанализирована на основе времени механической обработки, номинальной поверхностной мощности и интенсивности съема материала.*

*Ключевые слова: альтернативная обработка, интенсивность съема материала (MRR), номинальная поверхностная мощность (SR)*

*It is suitable to compare the economy of procedures so much different in material removal – like abrasive machining and machining with edges – on the basis of material removal rates. The comparison of different hard cutting procedures was carried out in compliance with the evaluation criteria that were the quality requirements in producing the workpieces. In this paper the economic efficiency of the machining procedures – grinding, turning, and combined procedures – is analysed on the basis of the machining times, the surface rate and the material removal rate.*

*Keywords: alternative machining, material removal rate (MRR), surface rate (SR)*

### INTRODUCTION

Nowadays actuality of the machining method selection is underlined by the comparison of grinding and hard turning when manufacturing hard surfaces.

Many practical applications require components to be hardened in order to improve their wear behavior.

The enhancement of the durability of parts is associated with the formation of ever harder surfaces as well as a higher number of hard surfaces. But it is also noticeable that surfaces are increasingly more often hardened to shorten the technological chain (to simplify the technological process).

In the manufacturing chain, the hardening process is usually followed by a finishing operation that generates the component's final geometry [1], [2].

The finish machining of hard surfaces can be done first of all by grinding, hard turning as well as by the combination of the two procedures.

It is production engineering task to compare and optimally select these machining versions on technical, economic bases. The technological conditions under which grinding and hard turning can be alternatives to perform a given process had been examined earlier [3, 4], and they were examined by us too [5, 6, 7, 8, 9]. The machining procedures by which all the accuracy and quality prescriptions of the examined component can be met are considered alternatives to each other.

In this paper examinations are outlined that focus on with what economic efficiency the chosen alternative procedures can perform the quality requirements prescribed for the part. The effectiveness of the machining processes was analysed on the bases of the surface rate, the operation times, and the material removal rate.

## 2. EXPERIMENTS

The experiments were made for bore-holes of IT5-IT6 accuracy when surface roughness  $Rz=5 \mu\text{m}$  was to be provided.

### 1.1. The examined procedures

The examined procedures by which it was possible to provide the prescribed surface quality and accuracy were as follows:

- a) internal traverse grinding (symbol: **G**)
- b) hard turning: roughing and smoothing with standard insert (symbol: HT\_S)
- c) hard turning: roughing with wiper insert, smoothing with standard insert (symbol: HT\_W+S)
- d) combined procedure: roughing with standard insert, smoothing with corundum wheel (symbol: C\_S+Cor)
- e) combined procedure: roughing with wiper insert, smoothing with corundum wheel (symbol: C\_W+Cor)
- f) combined procedure: roughing with standard insert, smoothing with CBN wheel (symbol: C\_S+CBN)
- g) combined procedure: roughing with wiper insert, smoothing with CBN wheel (symbol: C\_S+Cor)

### 1.2. The technological characteristics of the examined workpieces and machining

Two bore-holes with different diameters, and identical lengths were machined. The data of the workpiece were as follows:

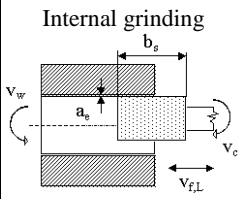
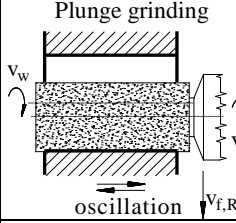
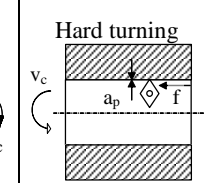
material	16MnCr5;	length of bore:	27.35;
hardness:	61÷63 HRC;	$\ell/d$ relationship:	0.41÷0.57;
diameters:	d=48 (sign A), d=66 (sign B);	allowance:	0.3 mm (in diameter);
accuracy:	IT 5-6;	sequence size:	n=200.

From 0.15 mm allowance 0.1 mm-s were removed by roughing, 0.05 mm-s by smoothing. The characteristic technological data are summarized in Table 1.

Table 1 – Technological data of cutting bore-holes

Process	Machine tool / Tool	Condition data	
		Roughing	Smoothing
Grinding	SI-4/A 40x40x16-9A80-K7V22	$v_c=25\dots29$ m/s $v_w=14\dots19$ m/min $v_{f,L}=2.2$ m/min	$v_c=25\dots29$ m/s $v_w=14\dots19$ m/min $v_{f,L}=2$ m/min
Hard turning	PITTLER PVSL-2 CNGA 120408S-LO CBN CNGA 120408 7020	$v_c=180$ m/min $f=0.08\dots0.15$ mm/rev. $a_p=0.10$ mm	$v_c=180$ m/min $f=0.12\dots0.24$ mm/rev. $a_p=0.05$ mm
Combined process	EMAG VSC 400 DS CNGA 120408S-LO CBN 40x40x16-9A80-K7V22	$v_c=180$ m/min $f=0.24$ mm/rev. $a_p=0.1$ mm $v_{f,R}=0.0033$ m/min	$v_c=25\dots29$ m/s $v_w=14\dots19$ m/min $v_{f,R}=0.0016$ m/min

Table 2 – Formulas of material Removal Rate and Surface Rate

Processes	Internal grinding	Plunge grinding	Hard turning
			
Theoretical value of the Material removal rate $Q_w$ [mm <sup>3</sup> /s]	$Q_w = a_e \cdot f \cdot v_w$	$Q_{w,elm,N} = L_3 \cdot v_{f,R} \cdot d_1 \cdot \pi$	$Q_w = a_p \cdot f \cdot v_c$
Practical value of the Material removal rate $Q_w$ [mm <sup>3</sup> /s]	$Q_{wp} = \frac{d_1 \cdot \pi \cdot L_3 \cdot Z}{t_{op} \cdot 60}$		
Theoretical value of the Surface rate $A_w$ [mm <sup>2</sup> /s]	$A_w = f \cdot v_w$	$A_w = L_3 \cdot v_w$	$A_w = f \cdot v_c$
Practical value of the Surface rate $A_w$ [mm <sup>2</sup> /s]	$A_{wp} = \frac{d_1 \cdot \pi \cdot L_3}{t_{op} \cdot 60}$		

where:

- $a_e$  – depth of cut (mm); (grinding);
- $a_p$  – depth of cut (mm); (turning);
- $v_w$  – surface speed of the workpiece (mm/s);
- $v_{f,R}$  – plunge speed (mm/s);

- $v_c$  – cutting speed (mm/s);
- $f$  – feed rate (mm/workpiece rev.);
- $d_1$  – diameter of the workpiece (mm);
- $L_3$  – length of the workpiece (mm);
- $t_{op}$  – operating time (min).

### 2.3. Measurement numbers of comparison

In calculating of different theoretical values, the value of the surface and/or the volume to be removed regarding to a time unit has been used for a long time – mainly using the different, possible cutting data of a process.

These measurement numbers are as follows (Table 2):

material removal rate (MRR)

$$- Q_w \text{ (mm}^3\text{/s)}$$

surface rate (SR)

$$- A_w \text{ (mm}^2\text{/s)}.$$

These measurement numbers had been examined by us before [7, 8] and also outlined that a corrected (“practical”) interpretation was introduced for the process examination to make the comparison more accurate.

These practical parameters express how many mm<sup>2</sup>-s of surface can be made ready and also how many mm<sup>3</sup>-s of material can be removed in 1 s by the given machining procedure under the conditions of the prescribed accuracy and surface quality.

We can calculate the practical value of the material removal rate  $Q_{wp}$  by dividing the material volume of the allowance by the time required for its removal.

$$Q_{wp} = \frac{d_1 \cdot \pi \cdot L_4 \cdot 0.3}{t_x \cdot 60} \text{ (mm}^3\text{/s)}, \quad (1)$$

We calculate the practical surface rate ( $A_{wp}$ ) by dividing the size measure of the surface to be machined by the time required for its production:

$$A_{wp} = \frac{d_1 \cdot \pi \cdot L_4}{t_x \cdot 60} \text{ (mm}^2\text{/s)}. \quad (2)$$

The earlier analysis of practical parameters proved [7, 8] that with them we can express the efficiency of material removal and they are in accordance with the real machining times and expenditure.

That is why our examinations focused on defining the practical values, and  $Q_{wp,op}$  (mm<sup>3</sup>/s),  $A_{wp,op}$  (mm<sup>2</sup>/s) values comparison referring to the operation times are given.

### 3. RESULTS

The two bore-holes were machined by seven possible versions. The operation times, the practical values of surface rate and material removal rate were defined.

Grinding takes longest operation time. In hard turning the operation time of a 48 mm bore reduces to its quarter, which reduces even lower by application of wiper inserts (Figure 1). By increasing the diameter, the difference between the operation times reduces; however, in machining the 68 mm bore (Figure 2) the operation time of hard tuning is still only the third of that of grinding.

The difference in operation times can be that big because the surface rate and the material removal performance is significantly higher in hard turning.



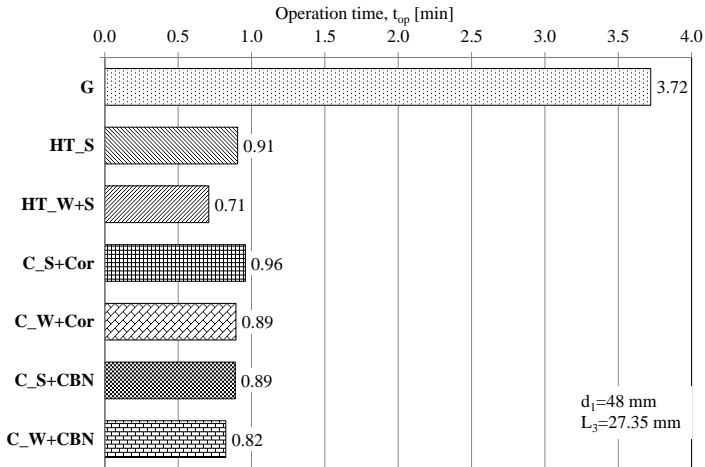


Figure 1 – Operation times in different procedures in piece signed **A**

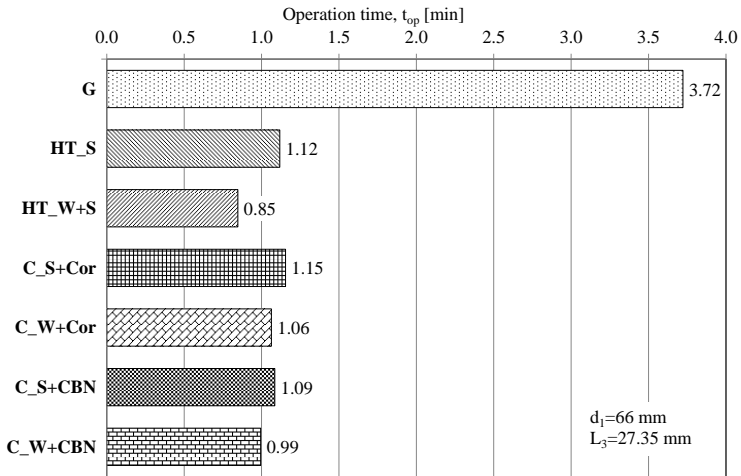


Figure 2 – Operation times in different procedures in piece signed **B**

Having a smaller diameter, the surface rate is four times higher, which can be over five times higher if applying a wiper insert (Figure 3). Increasing the diameter, the difference in the surface rate decreases 3.3 times, which can be increased to 4.6 times if applying a wiper insert. The proportions are similar in the material removal performance as well (Figures 5, 6).

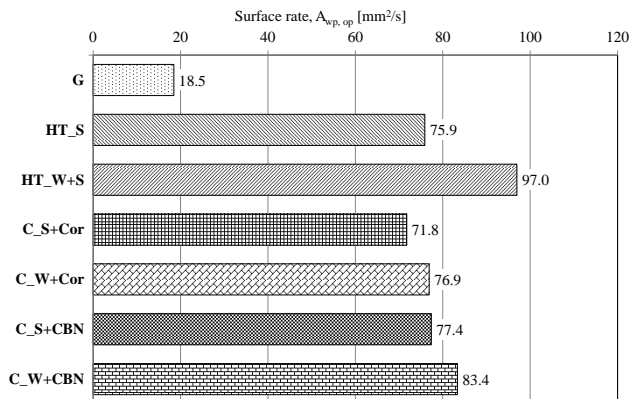


Figure 3 – Surface rate on the basis of operation time ( $A_{wp,op}$ ) in piece signed **A**

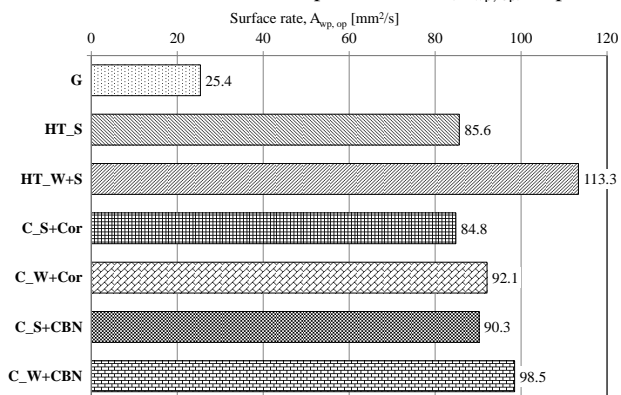


Figure 4 – Surface rate on the basis of operation time ( $A_{wd,op}$ ) in piece signed **B**

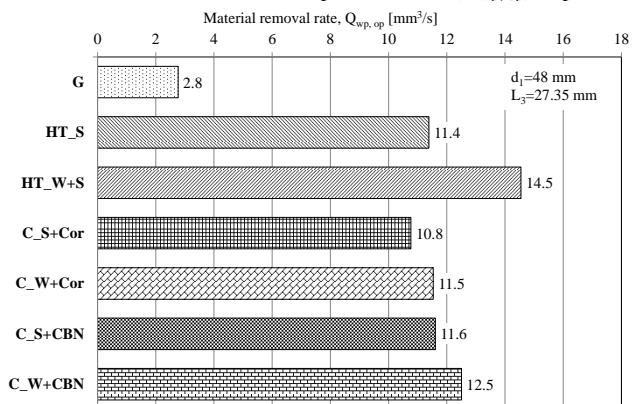


Figure 5 – Material removal rate on the basis of operation time ( $Q_{wp,op}$ ) in piece signed **A**

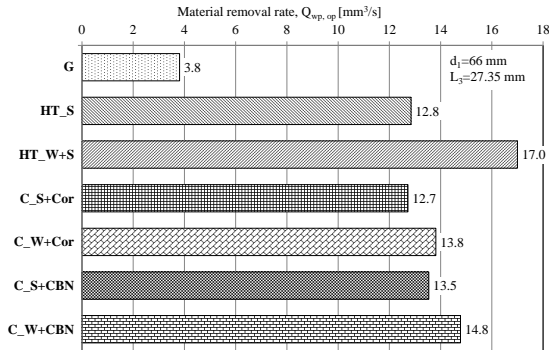


Figure 6 – Material removal rate on the basis of operation time ( $Q_{wp,op}$ ) in piece signed **B**

This unambiguously proves the advantage of hard turning.

First of all because its productivity is multiple compared to grinding, however, its process cost is much smaller, and it is an environmentally friendly technology. Apart from those it ensures the accuracy, roughness and surface quality parameters on the same level as grinding.

However, in finish machining not always the proceeding carried out by tools with geometrically defined cutting edges is the most beneficial.

If the functional requirements for the part need ground topography it is suitable to choose a finish procedure with which the economic efficiency can be ensured as well.

The condition for that is that the bigger possible portion of the allowance should be removed by turning and only the allowance minimally needed for creating the topography should be ground. If it is done in a traditional way, because of the higher number of machine tools and clampings, the economic efficiency will not be remarkably better than if applying only grinding.

This, time the hybrid machining come to the front, which typically does not require another machine-tool, but together with hard turning it is done on the same machine-tool.

From Figure 1-6 it can be seen that with the applied procedures in creating ground topography, economic efficiency can be reached similar to that of hard turning carried out by a standard insert.

### CONCLUSION

Such a comparison of hard turning and grinding for internal cylindrical surfaces shows an important advantage of the economic efficiency of hard turning as compared to grinding.

The practical values of the material removal rate (MRR) and surface rate (SR) reveal the existing differences, therefore they are suitable for comparing alternative machining procedures.

In most cases there are the technical and technological conditions of the substitution of grinding with hard turning in most cases at present.

There are cases when the functional conditions require ground topography. The most important motive is to avoid the periodic topography being disadvantageous on sealing surfaces, at bearing areas and synchronous cones as well.

In a case like that, the application of the so called combined (hybrid) machining is suggested.

It means the application of a hybrid machine on which the workpieces are machined with one clamping on one machine altering automatically either the turning tools or the grinding tools as needed.

Our investigations proved that by combined procedures, economic efficiency can be reached similar to that of hard turning.

#### ACKNOWLEDGEMENT

The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: OTKA K 78482 and OTKA 84177), which the authors greatly appreciate.

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1. Rowe, W.B., Li, Y., Chen, X., Mills, B., An intelligent multi-agent approach for selection of grinding conditions, *Annals of the CIRP*, 46/1 1997, pp.233-238. 2. Gopal, A.V., Rao, P.V., 2003, Selection of optimum conditions for maximum material removal rate with surface finish and damage as constraints in SiC grinding, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43/13 pp.1327-1336. 3. Klocke, Brinksmeier, Wiessert: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes, *Annals of the CIRP Vol. 54/2* (2005) pp.557-580. 4. Tönshoff H. K. – Arendt C. – Ben Amor R.: Cutting of hardened Steel. *Annals of the CIRP Vol. 49/2/2000* pp.547-566. (ISBN 3-905-277-34-4). 5. Kundrak J, Mamalis AG, Markopoulos A: Finishing of hardened boreholes: Grinding or hard cutting? *Materials and Manufacturing Processes* 19 (6) pp.979-993 2004. 6. J. Kundrák, K. Gyáni, I. Deszpoth, G. Szabó: Efficiency Of Hard Turning, The Limits Of Its Application And Combination With Abrasive Proceedings, Резание и инструмент в технологических системах, 2009/76 pp.78-84. 7. Kundrak J. Deszpoth I.: Material Removal Rate and Surface Rate in Turning and Grinding Bore-Holes Proc. on the micro-CAD 2007, XV<sup>th</sup> International Computer Science and Practical Conference "Information Technologies: Science, Engineering, Technology, Education, Health" Kharkov, Ukraine, May 17-18 2007 pp.110-121, 2007 (ISBN978-966-8944-35-2). 8. Toth, T; Kundrak, J; Gyani, K: The removal rate as a parameter of qualification for hard turning and grinding *Tools And Methods Of Competitive Engineering Vol. 1 and 2*, apr 13-17, 2004 Lausanne Switzerland, pp.629-639, 2004. 9. Kundrák J, Tóth T., Gyáni K.: How to make a choice of machining methods on the basis of economy: comparison between hard turning and grinding The Eleventh International Conference on Machine Design and Production, Conf. proc. 13-15 October 2004, Antalya, Turkey Matimaren, pp.31-45

Поступила в редколлегию 12.04.2011

J. Kundrak, G. Szabo, Miskolc, Hungary

## RESEARCH OF PLASTIC STRAIN AND CHIP MORPHOLOGY IN HARD TURNING

Я. КУНДРАК, Д. ЗАБО

ДОСЛІДЖЕННЯ ПЛАСТИЧНОЇ ДЕФОРМАЦІЇ І МОРФОЛОГІЇ ПРИ ОБРОБЦІ ДЕТАЛЕЙ ПІДВИЩЕНОЇ ЖОРСТКОСТІ

*У випадку декількох поверхонь/частин, шліфування загартованих сталей було замінено на механічну обробку, використововану раніше. Знання механізмів напруження може просунути збільшення ефективності знімання матеріалу, що визначається більше новими областями застосування. У цій роботі розглядається морфологія й пластична деформація зрізу стружки, що, у випадку ортогонального (2D) різання. Була досліджена залежність між пластичною деформацією й зміною режимів різання.*

*В случае нескольких поверхностей/частей, шлифование закаленных сталей было заменено на механическую обработку, используемую ранее. Знание механизмов напряжения может продвинуть увеличение эффективности съема материала, которая определяется более новыми областями применения. В этой работе рассматривается морфология и пластическая деформация срезаемой стружки в случае ортогонального (2D) резания. Была исследована зависимость между пластической деформацией и изменением режимов резания.*

*In the case of several surfaces/parts, the turning of hardened materials replaced the machining applied before. The knowledge of strain mechanisms may advance the increase of material removal efficiency this appoint newer fields of application. This paper introduces the morphology and the plastic strain of the removed chip in the case of orthogonal (2D) cutting. The relationship between plastic strain and the change of cutting data has been investigated.*

### INTRODUCTION

Nowadays the development of the finish machining of hardened parts with high productivity is very important in the engineering industry. There is great need for this because of today's ever increasing loads of components, higher and higher demand for accuracy, quality (eq. wear resistance, etc.) is required. One fulfilment method of this requirement can be solved by the increase of the number of hard, hardened surfaces (>45 HRC) on the components. Hard turning with geometrically defined edges is the most effective procedure, among different types of finishing hard machining. The appearance and spread of super hard tool materials (e.g. PCBN) however opened way to finish machining (eq. hard turning) of hardened steels by cutting tools having single point cutting edges.

Because of the physical and mechanical characteristic, of hardened steels and the PCBN tool material as well as the needed edge formation and the applied cutting conditions, the process of chip removal differs from the traditional turning. The most frequently hard turned workpiece- material qualities can be found in Figure 1 [11].

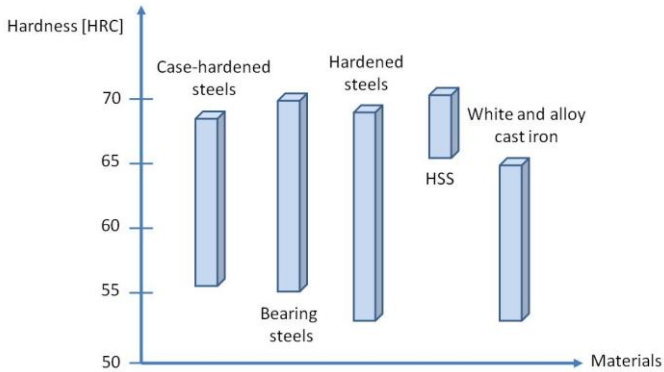


Figure 1 – The most frequent hard materials in engineering [11]

### 1. CHIP REMOVAL IN CASE HARD TURNING

In the case of chip removal in hard turning, special plastic deformation mechanisms take place in the chip root. This mechanism- similarly to other types of material removal- can be examined well in free cutting. The characteristic shape of the removed chip morphology can be seen in Figure 2 [2].

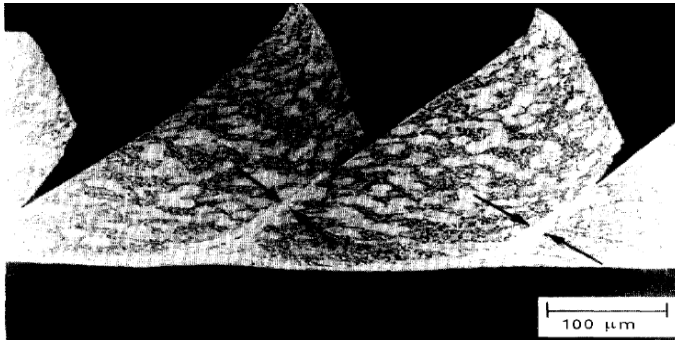


Figure 2 – Characteristic “sawtooth” shaped chip removed by hard turning [2]

The chip formation mechanisms in hard turning were first investigated by Ackerschott [31], who postulated high compressive stresses in the surface layer causing cracks in front of the cutting tool under an angle of  $45^\circ$  to the surface. At the same time the material is plastically deformed by the rounded cutting edge [24]. The removed chip is „sawtooth” shaped, the creation mechanism of which is explained in technical literature as follows [2]. The negative tool rake angle creates high compressive stresses both on the cutting edge and in the material. As a result, the material is parted by cracking and plasticisation and chips are formed. It removes from the chip root as a chip segment (Figure 2). Owing to the brittleness of

the material, the high compressive stress initially leads not to a material flow but to formation of a crack. In high speed cutting of steels segmented chips have also been observed [32]. This crack releases the stored energy and thus acts as a sliding surface for the material segment, allowing the segment to be forced out between the parting surface. The sliding of a chip segment along the crack reduces the compressive stresses until a further crack is induced due to the continuous movement of the tool [24]. Simultaneously, plastic deformation and heating of the material occur at the leading edge of the cutting tool. The individual chip segments are linked by the small proportion of the material, which is plastically deformed and heated to a high temperature. A continuous chip is formed [1].

## 2. RESEARCH OF THE PLASTIC STRAIN WITH FEM- SIMULATION

According to technical literature [1, 2, 3, 4, 7, 9, 11, 12] on effective method for the research and modelling of chip removal mechanisms is the Finite Element Method (FEM). For investigation of plastic strain at the root of the chip we have the 2D version of the Third Wave AdvantEdge™ 5.3 program package, which is optimised for cutting processes. By this program package we can examine the process characteristics in orthogonal cutting. That is why the input data such as the geometrical data of the cutting tool need to be defined in the tool-orthogonal plane. The program starts from the Johnson-Cook equation for numerical calculation of the plastic strain and strain rate [1, 3, 5, 7]:

$$\sigma_{red} = \left( A + B \cdot e^n \right) \cdot \left( 1 + C \ln \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right) \cdot \left( 1 - \left( \frac{T - T_{room}}{T_m - T_{room}} \right)^m \right)$$

Where  $\sigma_{red}$  is the reduced stress,  $\varepsilon$  is the plastic strain,  $\dot{\varepsilon}$  is the plastic strain rate,  $\dot{\varepsilon}_0$  is the reference plastic strain rate, T is the temperature of workpiece,  $T_m$  is the melting temperature of workpiece material,  $T_{room}$  is the room temperature, coefficient A is the yield strength, B is the hardening modulus, and C is the strain rate sensitivity coefficient, n is the hardening coefficient, and m is the thermal softening coefficient. The Johnson-Cook coefficients regarding the workpiece can be found in the Table 1.

Table 1 – Johnson-Cook parameters of 20MnCr5 [6]

$\sigma_{red}$ [MPa]	A [Mpa]	B [Mpa]	C	n	m
400	588	680	0.057	0.4	0.7

The theoretical diagram of the operation Third Wave AdvantEdge™ 5.3 2D program can be seen in Figure 3 [4, 25].

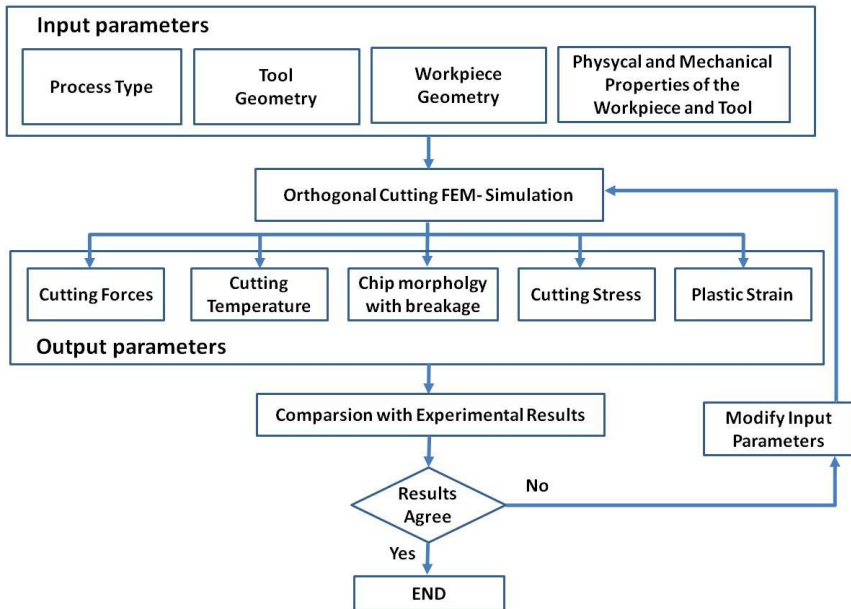


Figure 3 – The utilized iterative numerical procedure scheme of Third Wave AdvantEdge™ 5.3 [4, 25]

### 3. EXPERIMENTAL CONDITIONS

The input parameters (for the simulation) of the machining operation can be found in Table 2.

Table 2 – Software input parameters

<i>Workpiece</i>		<i>Process</i>	
Workp. length	5 mm	Depth of cut	0.1÷0.2 mm
Workp. height	3 mm	Length of cut	3 mm
Workp. material	20MnCr5	Feed	0.05÷0.2 mm/rev
<i>Tool</i>		Cutting speed	90÷240 m/min
Rake angle	-26°	Friction coefficient	0.35
Rake face length	1.2 mm	Coolant	Not used
Relief angle	6°	<i>Simulation</i>	
Relief face length	2 mm	Max. nodes	24000
Cut. edge radius	0.01 mm	Max. element size	0.1 mm
Material	CBN	Min. element size	0.01 mm



#### 4. RESULTS OF THE FEM- SIMULATION

The FEM simulations gained by calculation are divided into three groups. The three groups are the combinations of the feed ( $f$ ) and depth of cut ( $a_p$ ) in the three revolutions. In the case of these combinations of cutting data, the characteristics of chip segment creation depending on the cutting speed ( $v_c$ ) is investigated.

The chip segmentation is characterized by the spacing occurring between the chip segments, which is an accepted method for this research in technical literature as well [1, 2, 3, 4, 13]. The results of the investigation can be found in Figures 4, 5, 6.

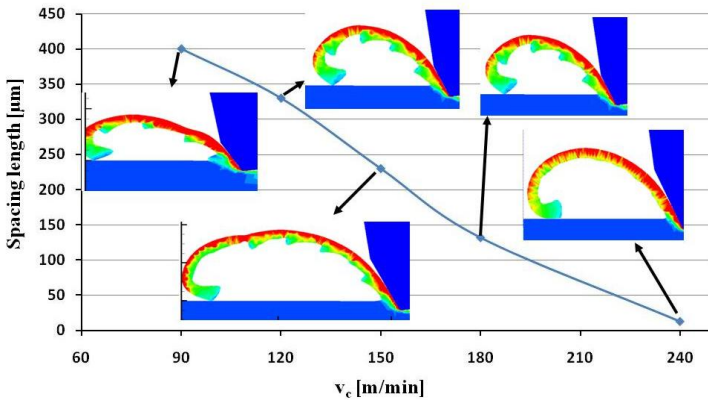


Figure 4 – Frequency of chip segment creation  $f=0.1$  [mm/rev], in the case of  $a_p=0.2$  [mm] depending on the cutting speed

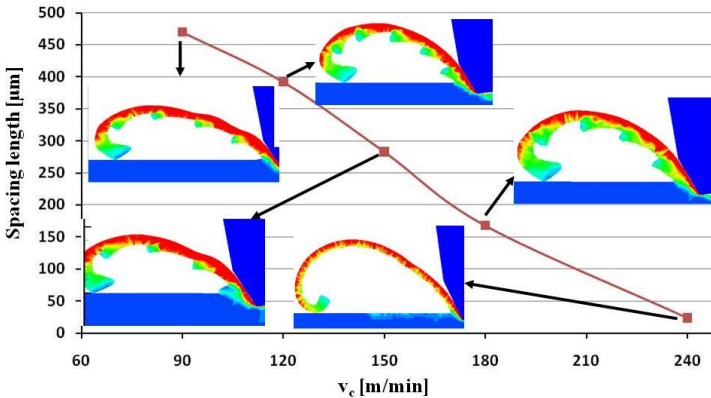


Figure 5 – Frequency of chip segment creation  $f=0.1$  [mm/rev], in the case of  $a_p=0.1$  [mm] depending on the cutting speed

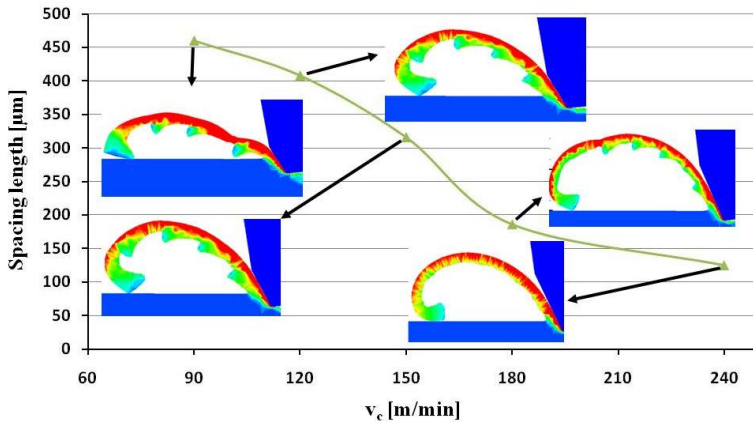


Figure 6 – Frequency of chip segment creation  $f=0.1$  [mm/rev], in the case of  $a_p=0.2$  [mm] depending on the cutting speed

Analyzing FEM runs it was experienced that increasing the cutting speed the size of extrusions decreases and the spacing between the „sawtooth” shaped chip segments becomes smaller. It can be explained by the following: the strain and segment creation mechanism that is dealt with in point 2 takes place with higher and higher intensity if increasing the cutting speed, while at 240 [m/min] speed rate these extrusions even disappear. In the case of high cutting speed practically in the whole cross section, the removed chip strains. This high strain may involve high heat generation, which can even modify the state of the workpiece’s surface layer [21, 22].

### CONCLUSION

As a consequence of FEM simulation it can be stated that the „sawtooth” structure appearing in chip removal depends on the cutting parameters. This morphology may relate to the heat generation characteristic of the removal process and themes it may effect the state of the workpiece’s surface layer. The research of these relationships requires more experiments.

### ACKNOWLEDGEMENT

The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: OTKA K 78482 and OTKA 84177). The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project.

**References:** 1 König W., Klinger M., Link R.: **Machining Hard Materials with Geometrically Defined Cutting Edges- Field of Applications and Limitations**. Annals of the CIRP Vol. 39/1, 1990 pp. 61-64. 2 Zhen B. H., Komanduri R.: **Modeling of Thermomechanical Shear Instability in Machining**. International Journal of Mechanical Science Vol. 39, No. 11, 1997, pp. 1273-1314. 3 Davim J. P.,

Maramhao C.: **A Study of Plastic Strain and Plastic Strain Rate in Machining of Steel AISI 1045 Using FEM Analysis**. Materials and Design, Vol. 30, 2009, pp. 160-165. **4** Umbrello D., Rizzuti S., Outeiro J. C., Shivpuri R., M'Saoubi R.: **Hardness-based flow stress for numerical simulation of hard machining AISI H13 tool steel**. Journal of Materials Processing Technology Vol. 199, 2008, pp. 64-73. **5** Beňo J., Maňková I.: **Experimental and Modelling Procedures for Cutting Zone Phenomena**. XXV. microCAD International Scientific Conference (Production engineering and Manufacturing Systems), 31 March-1 April 2011, pp. 11-16. ISBN 978-963-661-965-7 **6** ČSN 41 4220/ISO 683/11-70 **7** Al-Zkeri I.: **Finite Element Modeling of Hard Turning**. VDM Verlag Dr. Müller. Saarbrücken, 2008. ISBN: 978-3-639-110340. **8** Davies, M. A.- Evans, C. J.- Chou, Y.: **On Chip Morphology, Tool Wear and Cutting Mechanics in Finish Hard turning**. Annals of the CIRP Vol. 45/1, 1996. pp. 77-82. **9** Poulachon G., Moisan A., Jawahir I. S.: **On modelling the influence of thermo-mechanical behavior in chip formation during hard turning of 100Cr6 bearing steel**. Annals of the CIRP Vol. 50/1, 2001, pp. 31-36. **10** Pálmai, Z.: **Fémek forgácsolhatósága**. Műszaki könyvkiadó. Budapest, 1980. pp. 61-69. **11** König W., Komanduri R., Tönshoff H. K., Ackershott G.: **Machining of Hard Materials**. Annals of the CIRP Vol. 33/2, 1984, pp. 417-427. **12** Guo Y. B., Yen D. W.: **A FEM study on mechanisms of discontinuous chip formation in hard machining**. Journal of Materials Processing Technology Vol. 155-156, 2004, pp. 1350-1356. **13** Davim J. P., Maramhao C.: **Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation**. Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 18, 2010, pp. 139-156. **14** Tönshoff H. K., Arendt C., Ben Amor R.: **Cutting of Hardened Steel**. Annals of the CIRP Vol. 49/2, 2000, pp. 547-566. **15** Dolinšek S., Ekinović S., Kopač J.: **A contribution to the understanding of chip formation mechanism in high-speed cutting of hardened steel**. Materials Processing Technology Vol. 157-158, 2004, pp. 485-490. **16** Elbestawi m. A., Srivastava A. K., El-Wardany T. I.: **A Model for Chip Formation During Machining of Hardened Steel**. Annals of the CIRP, Vol. 45/1, 1996, pp. 71-76. **18** Zorev N. N.: **Metal Cutting Mechanics**. Pergamon Press, London, 1966. **19** Beňo J.: **Teória rezania kovov**. Vienaľa, Košice, 1999. pp.61-110. ISBN 80-7099-429-0. **20** Bayard O.: **Investigation of the verifikation techniques for modelling turning processes**. Royal Institute of Technology, Stockholm, 2000. **21** Chou K. Y., Song H.: **Tool nose radius effects on finish hard turning**. Journal of Materials Processing Technology, Vol. 148, 2004, pp. 259-268. **22** Barry J., Byrne G.: **Chip Formation, Acoustic Emission and Surface White Layers in Hard Machining**. Annals of the CIRP, Vol. 51/1, pp. 65-70. **23** Recht, R.F.: **Catastrophic Thermoplastic Shear**. Journal of Applied Mechanics, Vol. 31, pp. 189-193. **24** Klocke F., Brinksmeier E., Weinert K.: **Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes**. Annals of the CIRP, Vol. 54/2, 2005, pp. 22-45. **25** **Third Wave AdvantEdge™ User's Manual**, Version 5.3. **26** Timoshenko S.: **Theory of Elasticity**. McGraw-Hill, New York, 1951. **27** Dogra M., Sharma V. S., Sachdeva A., Suri N. M., Dureja J. S.: **Tool wear, chip formation and workpiece surface issues in CBN hard turning: a review**. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 11/2, 2010, pp. 341-358. **28** Shi J., Liu C. R.: **On predicting chip morphology and phase transformation in hard machining**. International Journal of Advanced Manufacturing Technology, Vol. 26, 2006, pp. 645-654. **29** Woon K.-S., Rahman M., Liu K.: **Numerical and experimental study of contact behaviour in the tool-based micromachining of steel**. International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 11/3, 2010, pp. 453-459. **30** Pittala G. M., Monno M.: **Flow stress determination in orthogonal cutting process combining the primary and the secondary shear zones**. International Journal of the Material Form, Vol. 3, 2010, pp. 483-486. **31** Ackerschott G.: **Grundlagen der Zerspanung einsatzgehärteter Stähle mit geometrisch bestimmter Schneide**. Ph.D.-Thesis, RWTH Aachen, 1989. **32** M'Saoubi R., Calvez C. L., Outeiro J., Lebrun J. L.: **Thermal analysis of cutting in turning**. Application to high speed machining. Proc. 1st French and German Conference on High Speed Machining, Metz, 1997, pp. 395-402.

*Поступила в редколлегию 16.04.2011*

Д.В. Ленский, Т.Г. Джугурян, д-р техн. наук, Одесса, Украина

## **НЕПРЯМОЙ КОНТРОЛЬ ПРЕДЕЛЬНЫХ СОСТОЯНИЙ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ПРИ СОВМЕЩЕННОМ РАСТАЧИВАНИИ ПАРАЛЛЕЛЬНЫХ ОТВЕРСТИЙ**

*Запропоновано непрямий контроль граничних станів технологічної системи при суміщеному розточуванні паралельних отворів інструментами одностороннього різання з урахуванням частоти їх обертання.*

*Предложен непрямой контроль предельных состояний технологической системы совмещенного растачивания параллельных отверстий инструментами одностороннего резания с учетом частот их вращения.*

*D.V. LENSKIJ, T.G. DZHUGURJAN*

*THE INDIRECT CONTROL OF LIMITING CONDITIONS OF TECHNOLOGICAL SYSTEM AT COMBINED INTERNAL TURNING OF PARALLEL APERTURES*

*The indirect control of technological system limiting conditions of combined boring of parallel holes by one-site cutting tools into account the frequency of their rotation is proposed.*

**Введение.** В корпусных деталях машиностроения часто встречаются прецизионные параллельно расположенные отверстия. Как правило, к таким отверстиям предъявляются высокие требования к точности их взаимного расположения, а именно, к параллельности их осей. Обработка таких отверстий осуществляется на высокоточных обрабатывающих центрах или на специальных отделочно-расточных станках. В процессе растачивания отверстий снимается неравномерный припуск и исправляются погрешности взаимного расположения отверстий, полученные на предыдущих операциях. Необходимость использования специальных станков определяется требованиями точности, производительности обработки, а также геометрическими параметрами обрабатываемых отверстий. В большинстве случаев обработки таких отверстий (особенно с отношением длины отверстий к их диаметрам больше 4) используются высокопроизводительные расточные инструменты одностороннего резания (РИОР), которые позволяют уменьшить влияние технологического наследования предшествующих операций, а также обеспечить наилучшие эксплуатационные показатели детали [1,2].

**Постановка проблемы.** Одним из основных показателей точности параллельно расположенных отверстий является отклонение их осей от параллельности, допустимое значение которой задается разработчиком на этапе проектирования корпусной детали и учитывается при выборе рациональных конструкторско-технологических решений обработки РИОР [1,2]. На ход технологического процесса обработки таких отверстий оказывают влияние различные факторы, действия которых при определенных обстоятельствах

могут привести к появлению бракованной продукции. Поэтому своевременное определение предельных состояний технологической системы (ТС), приводящих к превышению допуска отклонения от параллельности отверстий в процессе их обработки РИОР является важной задачей.

**Анализ последних исследований и публикаций.** В предыдущих исследованиях рассмотрены технологические схемы обработки, разработаны модели формирования погрешности (увода) оси отверстия в зависимости от условий его обработки РИОР.

Неравномерность припуска на растачивание является одним из основных факторов, влияющих на формирование точности расположения оси отверстия. Установлено, что непрямой контроль предельного неравномерного припуска по точности обработки можно осуществлять на основе измерения амплитуды колебаний тока якоря привода главного движения постоянного тока (АКТП) с частотой, соответствующей частоте вращения инструмента [3]. С целью предотвращения образования бракованных деталей разработаны экспресс оценки обеспечения и поддержания точности обработки отверстий РИОР на основе контроля АКТП и матрицы для идентификации предельных значений неравномерности припуска обрабатываемой заготовки. Вид и предельные значения неравномерности припуска определяются предельными значениями смещения оси отверстия заготовки относительно оси направления РИОР, которые формируются на предварительных операциях обработки отверстия [2,3]. Однако выполненные исследования не могут быть использованы в полной мере для своевременного определения предельных состояний технологической системы (ТС) при совмещенном растачивании параллельных отверстий различных геометрических параметров.

**Постановка задачи.** Целью работы является разработка непрямого контроля предельных состояний ТС при совмещенной обработке РИОР параллельно расположенных точных отверстий.

Для достижения поставленной цели в данной работе потребовалось решить следующие задачи: 1) определить возможность идентификации предельных состояний ТС на основе контроля АКТП при совмещенной обработке параллельных отверстий РИОР с учетом частоты их вращения; 2) разработать критерии для непрямого контроля предельных состояний ТС при прецизионном растачивании параллельно расположенных отверстий.

**Основная часть.** Совмещенное растачивание параллельных отверстий на отделочно-расточном станке (ОРС) осуществляется с использованием шпиндельных узлов с общим приводом главного движения постоянного тока и синхронной ременной передачей, обеспечивающей строго определенные взаимные угловые положения режущих и направляющих элементов РИОР. Экспериментально установлено, что рациональное взаимное расположение режущих элементов, при котором возможно выявлять предельные состояния

ТС, достигается при их установке с одной стороны при их расположении в горизонтальной плоскости (см. рис. 1).

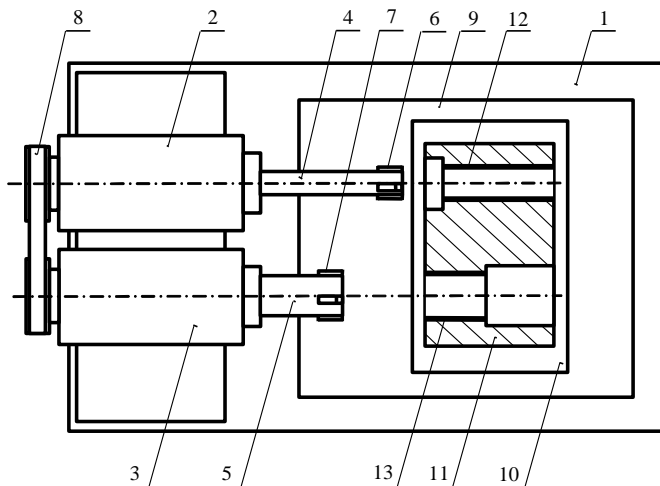


Рисунок 1 – Схема обработки параллельных отверстий на ОРС: 1 – ОРС; 2 и 3 – отделочно-расточные головки; 4 и 5 – РИОР; 6 и 7 – режущие элементы РИОР; 8 – синхронный ремень; 9 – подвижный стол станка; 10 – приспособление станка; 11 – заготовка; 12 и 13 – обрабатываемые отверстия

Частоты вращения РИОР зависят от диаметра обрабатываемого отверстия, материалов заготовки и режущих элементов. Как правило, при одинаковых диаметрах обрабатываемых отверстий частоты вращения РИОР одинаковы (исключения возможны при наличии в корпусе заготовки вставных втулок с обрабатываемыми отверстиями из различных материалов). В остальных случаях частоты вращения РИОР не совпадают. Рассмотрим оба случая, в первом из которых, частоты вращения РИОР совпадают, а во втором – не совпадают.

В случае вращения РИОР с одинаковой частотой контроль АКТП осуществляется с использованием одного частотного фильтра. При этом важно за счет длины РИОР обеспечить одновременное их врезание и выход из обрабатываемых отверстий (это особенно важно при одинаковой длине обрабатываемых отверстий) с тем, чтобы определять АКТП при отдельной и совмещенной обработке отверстий. На рис. 2 представлены зоны допустимых значений АКТП (затемненные участки) при обработке на ОРС двух параллельных отверстий РИОР, которые вращаются с одинаковой частотой.

В момент времени  $\tau_1$  происходит врезание режущего элемента 6 в обрабатываемое первое отверстие 12, для которого определены нижнее  $A'_{\min.1}$  и верхнее  $A'_{\max.1}$  предельные значения АКТП. Указанные предельные значения

АКТП позволяют предохранить инструмент от перегрузки и своевременно выявить недостаточный припуск на обработку.

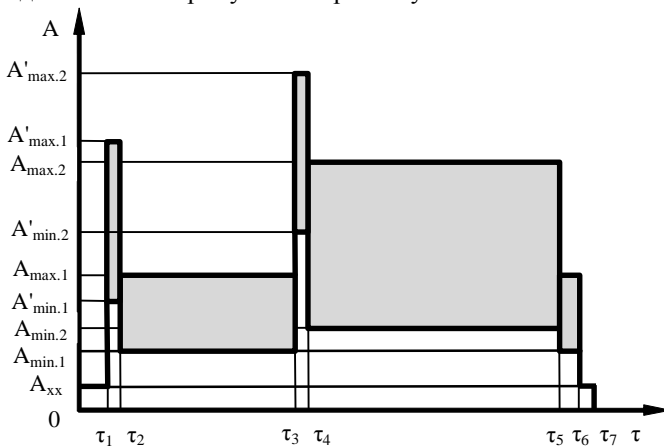


Рисунок 2 – Зоны допустимых значений АКТП при обработке двух параллельных отверстий РИОР, вращающихся с одинаковой частотой

После окончания переходного периода начиная с момента времени  $\tau_2$  осуществляется процесс стабильного растачивания первого отверстия, для которого также определены нижнее  $A_{min.1}$  и верхнее  $A_{max.1}$  предельные значения АКТП. В этом случае предельные значения АКТП назначаются из условия обеспечения точности расположения отверстия.

В момент времени  $\tau_3$  происходит врезание режущего элемента 7 в обрабатываемое второе отверстие 13, для которого также определены нижнее  $A'_{min.2}$  и верхнее  $A'_{max.2}$  предельные значения АКТП. После окончания переходного периода начиная с момента времени  $\tau_4$  осуществляется процесс стабильного совмещенного растачивания двух отверстий, для которого установлены нижнее  $A_{min.2}$  и верхнее  $A_{max.2}$  предельные значения АКТП из условия обеспечения точности. Следует отметить, что значения  $A_{min.2}$  и  $A_{max.2}$  определяются взаимным расположением неравномерного припуска на обработку в двух отверстиях. Значение  $A_{min.2}$  определяет «зеркальное» расположение неравномерного припуска, а значение  $A_{max.2}$  – расположение неравномерного припуска в одном направлении. В первом случае, неравномерность сил резания сглаживается, а во втором – усиливается.

В момент времени  $\tau_5$  обработка второго отверстия 13 завершается и осуществляется раздельная обработка первого отверстия 12. После выхода РИОР 4 из обрабатываемого отверстия АКТП снижается до уровня  $A_{xx}$  холостого вращения инструмента. В момент времени хода  $\tau_6$  производится оста-

новка вращения инструментов с последующим их выводом из обработанных отверстий.

При различных частотах вращения РИОР контроль АКТП осуществляется с использованием двух частотных фильтров. На рис. 3 представлены зоны допустимых значений АКТП (затемненные участки) при обработке на ОРС первого (а) и второго (б) параллельных отверстий РИОР, которые вращаются с различной частотой. Особенностью этапа совмещенной обработки первого отверстия является наличие периодических всплесков АКТП, связанных с одновременным срезанием режущими элементами наибольшего припуска.

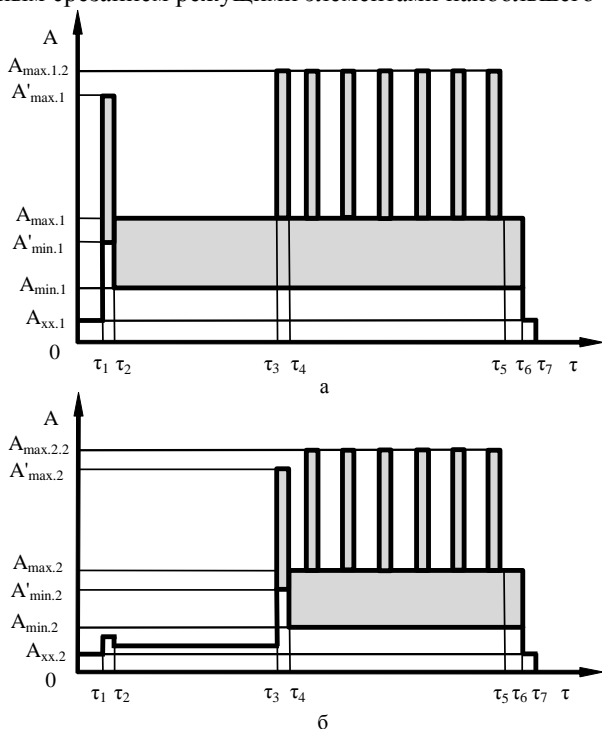


Рисунок 3 – Зоны допустимых значений АКТП при обработке на ОРС первого (а) и второго (б) параллельных отверстий РИОР, вращающихся с различной частотой

Предельные состояния ТС при прецизионном растачивании параллельно расположенных отверстий могут быть идентифицированы с помощью следующих условий:

$$A \leq A'_{\min.1}; \quad A \geq A'_{\max.1}; \quad A \leq A_{\min.1}; \quad A \geq A_{\max.1}; \quad A \geq A_{\max.1.2}; \quad (1)$$

$$A \leq A'_{\min.2}; \quad A \geq A'_{\max.2}; \quad A \leq A_{\min.2}; \quad A \geq A_{\max.2}; \quad A \geq A_{\max.2.2}, \quad (2)$$



где  $A$  – текущее АКТП при обработке параллельных отверстий,  $A$ ;  $A'_{\min.1}$ ,  $A'_{\max.1}$  и  $A'_{\min.2}$ ,  $A'_{\max.2}$  – предельные значения АКТП в момент врезания РИОР в первое (с индексом 1) и второе (с индексом 2) отверстия,  $A$ ;  $A_{\min.1}$ ,  $A_{\max.1}$  и  $A_{\min.2}$ ,  $A_{\max.2}$  – предельные значения АКТП в процессе обработки РИОР первого и второго отверстия,  $A$ ;  $A_{\max.1.2}$ ,  $A_{\max.2.2}$  – предельные значения АКТП в процессе совмещенной обработки первого и второго отверстия с различной частотой вращения РИОР,  $A$ .

Предельные значения АКТП определяются на основе статистической обработке опытных данных с обязательным сплошным контролем отклонения от параллельности отверстий. После введения в систему ЧПУ полученных предельных значения АКТП, сплошной контроль указанного параметра точности можно заменить на выборочный. При эксплуатации ОРС возможна, при необходимости, корректировка установленных предельных значений АКТП.

В результате исследований установлено, что непрямым контролем предельных состояний ТС на основе измерений АКТП эффективен при обработке параллельных отверстий диаметрами не менее 15 мм в стальных и чугунных заготовках. Применение предложенного метода непрямого контроля предельных состояний ТС при совмещенной обработке параллельных отверстий РИОР позволяет повысить эффективность операции.

**Выводы.** 1. Определена возможность оперативного выявления предельных состояний ТС при совмещенной обработке РИОР параллельных отверстий на основе контроля АКТП. 2. Применение предложенного непрямого контроля предельных состояний ТС целесообразно при совмещенном растачивании инструментами одностороннего резания параллельных отверстий диаметрами не менее 15 мм в стальных и чугунных заготовках на ОРС с ЧПУ.

**Список использованных источников:** 1. *Линчевский П.А.* Обработка деталей на отделочно-расточных станках / *П.А. Линчевский, Т.Г. Джугурян, А.А. Оргиян.* – К.: Техника. – 2001. – 300 с. 2. *Джугурян Т.Г.* Комбинированная обработка координированных отверстий. – Одесса: АО БАХВА, 2003. – 108 с. 3. *Джугурян Т.Г.* Экспресс оценка предельных состояний технологической системы в процессе растачивания соосных отверстий / *Т.Г. Джугурян, В.С. Попов, Д.В. Ленский* // *Вісник ОДАБА.* – Одеса: ОДАБА, 2010. – Вип. 40. – С.64-70.

*Поступила в редколлегию 14.06.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. *Linchevskij P.A.* Obrabotka detalej na otdelocno-rastocnyh stankah / *P.A. Linchevskij, T.G. Dzhugurjan, A.A. Orgijan.* – K.: Tehnika. – 2001. – 300 s. 2. *Dzhugurjan T.G.* Kombinirovannaja obrabotka koordinirovannyh otverstij. – Odessa: AO BAHVA, 2003. – 108 s. 3. *Dzhugurjan T.G.* Jekspress ocenka predel'nyh sostojanij tehnologicheskoy sistemy v processe rastachivanija soosnyh otverstij / *T.G. Dzhugurjan, V.S. Popov, D.V. Lenskij* // *Visnik ODABA.* – Odessa: ODABA, 2010. – Vip. 40. – S.64-70.

І.В.Лещук, канд. техн. наук, Київ, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ ЗМІНИ ПОКАЗНИКІВ ПРАЦЕЗДАТНОСТІ СПЕЦІАЛЬНИХ СЕКТОРНИХ КРУГІВ З РІЖУЧИМ ШАРОМ, ЩО ЧЕРГУЄТЬСЯ У КОЛОВОМУ НАПРЯМКУ**

*Досліджені особливості зміни експлуатаційних показників спеціальних секторних кругів з ріжучим шаром, що чергується у коловому напрямку. Показано, що сумарний ефект, який полягає у застосуванні зниженої зернистості вставок – 63/50 та збільшенні твердості основного шару, дозволяє у порівнянні із стандартними кругами підвищити їх зносостійкість.*

*Исследованы особенности изменения эксплуатационных показателей специальных секторных кругов с чередующимся в окружном направлении режущим слоем. Показано, что суммарный эффект, когда применяется сниженная зернистость вставок – 63/50 и повышенная твердость основного слоя, позволяет повысить износостойкость таких кругов.*

I. V. LESHUK


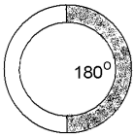
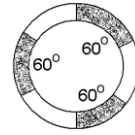
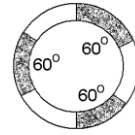
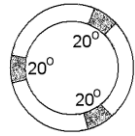
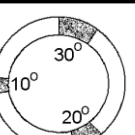
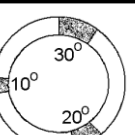
*RESEARCH OF CHANGE FEATURES OF WORKING CAPACITY PARAMETERS OF SPECIAL SECTOR CIRCLES WITH THE CUTTING LAYER, ALTERNATING IN A DISTRICT DIRECTION*

*The features of changes in sectoral performance indicators special wheels with cutting layer, alternating in circumferential direction. Shown that the overall effect is to use a reduces grain inserts – 63/50 and increase the hardness of the main layer, allows for a comparison with the standard wheel increase their durability.*

Відомо [1, 2], що ріжуча здатність кругів з НТМ при високопродуктивній обробці з часом знижується і круг потребує відновлення цієї здатності для забезпечення продуктивної і якісної обробки. В роботі [3] нами було визначено, що для умов, коли необхідно забезпечити спрямований вплив на ріжучу здатність шліфувальних кругів з НТМ необхідно мати багатосекторний ріжучий шар, який би містив основний робочий шар та вставні сектори, мета яких активувати цю здатність постійною зміною характеристик ріжучого шару. В тій же роботі були показані основні засади конструктивного вирішення такого багатосекторного робочого шару та надані принципи визначення їх геометричних розмірів. Метою даної роботи була перевірка цих припущень та уточнення напрямків подальших досліджень. Для того нами були виготовлені 4 варіанти конструкції спеціальних кругів та проведені дослідження їх працездатності у порівнянні їх серійними кругами (табл. 1). При цьому, у вставних секторах використовували дві досить суттєво різні зернистості алмазів – 63/50 та 200/160, аби вловити різницю у показниках працездатності та опосередковано підтвердити вірність наших висновків [3] з приводу кращого застосування у вставних секторах менших зернистостей у порівнянні із основним робочим шаром. Дослідження проводили на верстаті 3В642 при шліфуванні з охолодженням твердого сплаву Т15К6 з продуктивністю обробки 1050

мм<sup>3</sup>/хв. (швидкість обертання круга – 30 м/с, подовжня подача – 0,5 м/хв., поперечна подача – 0,3 мм/пдв.х.

Таблиця 1 – Досліджені варіанти конструкцій робочого шару кругів та їх експлуатаційні показники при шліфуванні твердого сплаву Т15К6

Конструкція робочого шару кругу	Характеристика робочого шару кругу 12А2-45° 150x10x3x32	Показники шліфування		
		Відносні витрати алмазів, мг/г	Ефективна потужність шліфування, кВт	Шорсткість поверхні, Ra, мкм
Стандартна				
	АС6 125/100–МО20-2–100	1,42	0,95	0,25
	АС6 63/50–МО20-2–100	1,81	1,28	0,16
	АС6 200/160–МО20-2–100	1,22	0,80	0,42
Основний шар				
	АС6 125/100–МО20-2–100			
	Вставні сектори			
	АС6 63/50–МО20-2–100	1,60	1,25	0,18
	АС6 200/160–МО20-2–100	1,34	0,80	0,36
	Основний шар			
	АС6 125/100–МО20-2–100			
	Вставні сектори			
	АС6 63/50–МО20-2–100	1,62	1,10	0,24
	Основний шар			
	АС6 125/100–МО20-2–100			
	Вставні сектори			
	АС6 63/50–МО20-2–100	0,84	0,90	0,21
	Основний шар			
	АС6 125/100–МО20-2–100			
	Вставні сектори			
	АС6 63/50–МО20-2–100	0,54	0,70	0,19
	АС6 200/160–МО20-2–100	1,03	0,55	0,37

Аналіз даних табл. 1 дозволяє зробити наступні висновки : по-перше, внесення в робочу поверхню круга додаткового збурення розділенням на дві частини або послідовно і рівномірно і рівномірно на 6 частин практично не надає ефекту, а і навіть дещо погіршує експлуатаційні показники. Вочевидь, така примусова

заміна основного робочого шару, досить істотною частиною вставних секторів, без спрямованої направленості у доцільності такої заміни, і не може надати суттєвого ефекту; по-друге, введення в робочий шар невеликої, але спрямованої протяжності, вставних секторів (кутова протяжність сумарно біля  $60^\circ$ ) дає змогу досягти необхідного ефекту. При цьому, рівномірний розподіл протяжності вставних секторів (кутова протяжність по  $20^\circ$ ), дозволяє знизити знос круга, але потужність шліфування залишається майже без змін, тоді як при нерівномірному розподілу кутової протяжності вставних секторів ( $30^\circ$ ,  $20^\circ$  та  $10^\circ$ ) досягається як зниження зносу круга, так і потужності шліфування, що свідчить про покращення ріжучої здатності круга.

Виходячи з результатів табл. 1 нами і була вибрана надалі за основу конструкція круга з чергуючимися секторами у коловому напрямку, причому періодичність чергування була визначена нерівномірною (розробка захищена на рівні винаходу А.с. № 1437169). Для проведення подальших досліджень було спроектоване та виготовлене оснащення для виробничого пресування та спікання спеціальних кругів. Після цього, для уточнення найбільш раціональної характеристики робочого шару вставних секторів, була виготовлена дослідна партія спеціальних кругів, у яких змінювалися: зернистість з діапазону від 63/50 до 200/160, концентрація НТМ від 50 до 150%, покриття зерен (металеве, склопокриття), зв'язка круга (металеві, полімерні), марка НТМ – алмази АС4, АС6, АС20. При цьому за базову характеристику була вибрана характеристика круга 12А2-45° 150x10x3x32-АС6 125/100-М020-2-100. Виготовлювали круги (конструкція див. табл. 1, остання строчка) зі вставними секторами різних характеристик і досліджували вплив зміни характеристики вставних секторів на працездатність кругів у порівнянні із кругами з суцільним робочим шаром. Результати досліджень подані у таблицях 2-4.

Вплив покриття алмазних зерен. Встановлено, що у порівнянні із суцільним кругом (табл. 2) введення вставних секторів із застосуванням металізації алмазів (М) практично не знижує відносні витрати алмазів, хоча спостерігається певна тенденція на зниження, але зростає ефективна потужність шліфування та шорсткість оброблюваної поверхні. Введення секторів із склопокриттям (С) дозволяє значно знизити потужність шліфування, але відносні витрати алмазів та шорсткість поверхні суттєво зростають (див. табл. 4.2).

Вплив зернистості алмазних зерен. Встановлено, що зміна зернистості алмазів у вставних секторах суттєво впливає на показники працездатності і введення вставок із великими зернистостями досить істотно зменшує ефективну потужність шліфування, дещо знижує витрати алмазів, але значно зростає шорсткість оброблюваної поверхні (див. табл. 4.2). Разом з тим, аналіз даних таблиці 4.2 свідчить про те, що саме зниження зернистості алмазів у вставних секторах є більш сприйнятним з точки зору підвищення

зносостійкості кругів, і, при цьому, знижується як потужність шліфування, так шорсткість оброблюваної поверхні.

Таблиця 2 – Показники працездатності кругів з чергуючимся ріжучим шаром при шліфуванні твердого сплаву Т15К6 (вплив покриття зерен та зернистості алмазів)

Характеристика круга 12A2-45 150x10x3x32	<i>Показники шліфування</i>		
	Відносні витрати алмазів, мг/г	Ефективна потужність шліфування, кВт	Шорсткість поверхні, Ra, мкм
Стандартний круг з суцільним робочим шаром			
АС6 125/100–МО20–2–100	1,42	0,95	0,25
<i>Круги з ріжучим шаром, що чергується</i>			
Основний робочий шар – АС6 125/100–МО20–2–100			
Вплив покриття зерен			
Характеристика вставних секторів:			
АС6С 125/100–МО20–2–100	4,34	0,55	0,35
АС6М 125/100–МО20–2–100	1,12	1,05	0,35
АС6 125/100–МО20–2–100 (без покриття)	1,35	1,00	0,26
Вплив зернистості алмазів			
Характеристика вставних секторів:			
АС6 200/160–МО20–2–100	1,03	0,55	0,37
АС6 160/125–МО20–2–100	1,18	0,70	0,32
АС6 125/100–МО20–2–100	1,35	1,00	0,26
АС6 80/63–МО20–2–100	0,62	0,85	0,25
АС6 63/50–МО20–2–100	0,54	0,70	0,19

Вплив концентрації алмазів у робочому шарі. Встановлено, що зміна у вставних секторах концентрації алмазів з 50 до 150% у певній мірі впливає на показники працездатності кругів. При цьому, виявлено, що по відносним витратам алмазів кращим є використання вставок із концентрацією алмазів в 50%. Характерним є те, що у обох випадках, як 50% так і 150% дещо зростає шорсткість оброблюваної поверхні. Це свідчить про те, що ріжуча здатність кругів підвищується, на що вказує також і певне зменшення у порівнянні із концентрацією у 100% ефективної потужності шліфування (табл. 3).

Вплив міцності зерен. Встановлено, що зміна у вставних секторах міцності зерен алмазів від АС4 до АС20 впливає на показники працездатності кругів на металевій зв'язці МО20-2. При цьому, використання високоміцних зерен погіршує всі показники працездатності, тому бажано застосовувати у вставних секторах зерна алмазів невисокої міцності АС4 (див. табл. 3).

Зробимо перші висновки з наведеного вище. Проведені дослідження виявили, що для досягнення умов активованого впливу на ріжучу поверхню та підвищення зносостійкості круга в цілому, кращими є ті характеристики

вставних секторів, які мають суттєву відмінність від основного робочого шару, а саме, зменшену зернистість – 63/50 або 80/63 (див. табл. 2), або відносну концентрацію алмазів у робочому шарі – 50% (див. табл. 3), ніж у основному робочому шарі, який мав зернистість 125/100 та концентрацію 100%. При цьому, підвищується зносостійкість спеціальних кругів до 2,5 раз у порівнянні із стандартними, які мали характеристику, що відповідала основному робочому шару і наступні експлуатаційні показники ( $q_p=1,42$  мг/г,  $N_{ef}=0,95$  кВт,  $Ra=0,25$  мкм), та знижується ефективна потужність при шліфуванні у 1,5 рази, що свідчить про покращення ріжучої здатності спеціальних кругів. Разом з тим, і невелике зниження міцності алмазів у вставних секторах на АС4 (АС6 у основному шарі) також дало очікуваний позитивний ефект.

Таблиця 3 – Показники працездатності кругів з чергуючимся ріжучим шаром при шліфуванні твердого сплаву Т15К6 (вплив міцності алмазних зерен та відносної концентрації алмазів у робочому шарі)

Характеристика круга	Показники шліфування		
	Відносні врати алмазів, мг/г	Ефективна потужність шліфування, кВт	Шорсткість поверхні, Ra, мкм
12A2-45 150x10x3x32			
Стандартний круг з суцільним робочим шаром			
АС6 125/100–МО20-2–100	1,42	0,95	0,25
Круги з ріжучим шаром, що чергується			
Основний робочий шар - АС6 125/100 - МО20-2 - 100%			
Вплив концентрації алмазів			
Характеристика вставних секторів:			
АС6 125/100–МО20-2–150	1,74	0,75	0,30
АС6 125/100–МО20-2–100	1,35	1,00	0,26
АС6 125/100–МО20-2–50	0,75	0,90	0,29
Вплив міцності алмазів			
Характеристика вставних секторів:			
АС4 125/100–МО20-2–100	0,92	0,78	0,29
АС6 125/100–МО20-2–100	1,35	1,00	0,26
АС20 125/100–МО20-2–100	1,59	0,95	0,36

Вкажемо, що в усіх викладених вище випадках, експерименти провадили з однаковим складом зв'язуючого (МО20-2), як у основному робочому шарі, так і у вставних секторах. Між тим, цікавим би було дослідити вплив іншого складу зв'язки у вставних секторах на показники працездатності кругів із чергуючимся ріжучим шаром. При цьому, нами були вибрані три різних варіанти із зміною твердості вставних секторів від 54 HRB до 96 HRB. Дослідження, які викладені у табл. 4, свідчать про те, що введення суттєво “м'яких” секторів не сприяє зносостійкості кругів. Разом з тим, фактично вдвічі зменшується ефективна потужність шліфування, що свідчить про підвищення ріжучої здатності кругу. Описередковано можливо це спостерігати і по підвищенню

шорсткості оброблюваної поверхні. З аналізу табл. 4 ми можемо також зробити висновок, що застосування у вставних секторах зв'язки М1-10 сприяє підвищенню різальної здатності, але виграш у зносостійкості при цьому є несуттєвим, хоча і спостерігається тенденція до її збільшення. Ймовірно, тут грає роль основа зв'язуючого. Напрошується, що бажано було би мати одну основу зв'язки, а ось твердість різну і більшу на основних секторах, щоби забезпечити поновлення ріжучої здатності.

Таблиця 4 – Показники працездатності кругів з чергуючимся ріжучим шаром при шліфуванні твердого сплаву Т15К6 (вплив зв'язуючого, основний робочий шар – АС6 125/100–МО20-2–100)

Характеристика круга 12А2-45 150x10x3x32	<i>Показники шліфування</i>		
	Відносні витрати алмазів, мг/г	Ефективна потужність шліфування, кВт	Шорсткість поверхні, Ra, мкм
Стандартний круг з суцільним робочим шаром			
АС6 125/100–МО20-2–100	1,42	0,95	0,25
Круги з ріжучим шаром, що чергується			
Характеристика вставних секторів:			
АС6 125/100–МО20-2–100 (HRB 96)	1,35	1,00	0,26
АС6 125/100–М1-10–100 (HRB 89)	1,09	0,65	0,44
АС6 125/100–В1-13–50 (HRB 54)	1,55	0,42	0,36

Таким чином, в результаті проведених досліджень вперше визначені особливості шліфування кругами з НТМ з чергуючимся секторним ріжучим шаром, який має спрямовану зміну характеристик у зоні різання, отримані показники їх працездатності та показано, що в цілому, сумарний ефект, який полягає у застосуванні зниженої зернистості вставок – 63/50 та збільшенні твердості основного шару, дозволяє у порівнянні із стандартними майже в 3 рази підвищити зносостійкість кругів та більше ніж в 2 рази зменшити ефективну потужність шліфування, що свідчить про покращення ріжучої здатності спеціальних кругів.

**Список використаних джерел:** 1. *Захаренко І.П., Савченко Ю.Я.* Алмазно-електролітичеська обробка інструмента. – К.: Наук. думка, 1978. – 224 с. 2. *Матюха П.Г.* Алмазне шліфування зі стабілізацією вихідних технологічних показників за допомогою керуючих дій на робочу поверхню круга // Сучасні технології в машинобудуванні: Зб. наук. статей, Том 2. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – С. 185–197. 3. *Левчук І.В.* Підвищення ефективності процесу шліфування інструментальних матеріалів спрямованою зміною характеристик робочого шару кругів з НТМ. – Автореф. ... канд. техн. наук – К.: ІНМ НАН України, 2008. – 21 с.

*Поступила в редколлегию 17.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. *Zaharenko I.P., Savchenko Ju.Ja.* Almazno-elektroliticheskaia obrabotka instrumenta. – K.: Nauk. dumka, 1978. – 224 s. 2. *Matyuha P.G.* Almazne shlifuvannja zi stabilizacijeu vihidnih tehnologichnih pokaznikov za dopomogoju kerujuchih dij na robochu poverhnju krugu // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: Zb. nauk. statej, Tom 2. – Harkiv: NTU «HPІ», 2006. – S. 185–197. 3. *Lewuk I.V.* Pidviwennja efektiwnosti procesu shlifuvannja instrumental'nih materialiv sprjamovanoju zminoju harakteristik robochogo sharu krugiv z NTM. – Avtoref. ... kand. tehn. nauk – K.: INM NAN Ukraini, 2008. – 21 s.

## **SURFACE ROUGHNESS OF ALUMINIUM ALLOY CUT BY ABRASIVE WATERJET**

### *3. МАРОС*

### *ШОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ АЛЮМІНІЄВОГО СПЛАВУ ПІСЛЯ АБРАЗІВНО-СТРУМІННОЇ ОБРОБКИ*

*Різні алюмінієві сплави часто застосовуються в різних областях промисловості, таких як космічна або автомобільна промисловість. Первинна механічна обробка таких деталей звичайно - гідроабразивне різання. Гідроабразивне різання - один з найбільше широко використовуваних нетрадиційних методів механічної обробки. Якість обробленої поверхні наближається до якості після токарної обробки. У даній роботі містяться деякі результати дослідження, спрямовані на характеристики поверхневого шару.*

*Различные алюминиевые сплавы часто применяются в различных областях промышленности, таких как космическая или автомобильная промышленность. Первичная механическая обработка таких деталей обычно – гидроабразивная резка. Гидроабразивная резка – один из наиболее широко используемых нетрадиционных методов механической обработки. Качество обработанной поверхности приближается к качеству после токарной обработки. В данной работе содержатся некоторые результаты исследования, направленные на характеристики поверхностного слоя.*

*Different aluminium alloys are frequently applied in different fields of industry like aerospace or automobile industry. First machining operation of these parts is often the abrasive waterjet cutting. Abrasive waterjet cutting is one of the most widely used non-traditional machining methods. Quality of the machined parts is determined by the surface roughness of the cut. Some results of research work oriented to the surface characteristics are summarised in this paper.*

### **1. INTRODUCTION**

High pressure waterjet cutting (WJC) is one of the so-called non-traditional machining methods using a very high energy density to dissipate material from the workpiece. Abrasive waterjet (AWJ) systems have been commercially available since 1983. This process relies on erosion caused by liquid or solid particle impact, giving the possibility of machining almost all kind of material.

Surface roughness of the cut surfaces is one of the important questions of abrasive waterjet cutting. Efficiency of the waterjet cutting always effects to the accuracy and quality of the cut. For decreasing of the machining costs every user try to choose the feedrate of the cutting head as high as possible, but increasing the traverse speed always causes increasing of inaccuracy and surface roughness.

Experimental investigation was planned for investigation of the problem of cut surfaces at abrasive waterjet cutting. Experiments were accomplished on 10 mm thick AlMgSi0.5aluminium alloy. Microgeometric characteristics were measured on the upper, middle and lower side of the cut section.



## 2. QUALITY OF THE MACHINED SURFACE

Appearance of striation curves is very characteristic for the abrasive waterjet cutting (Figure 1.) Cut surface is usually divided into two zones: fine cutting zone and rough cutting zone. For the second one appearance of striation curves is very characteristic. From top down of the cut surface inaccuracies increase noticeably.



Figure 1 – Characteristic Surface of Aluminium Alloy Cut by Abrasive Waterjet

However measuring results of the mean surface roughness does not show difference in the upper and the lower field of the cut surface. At both side mean roughness  $R_a \approx 6 \mu\text{m}$ . Reports in the professional literature [1, 2, 3, 4] as well show no significant connection between the mean surface roughness and the technological parameters. For exploring the contradiction between the measured result and the view of the cut surface cutting through experiment were carried out on, after which we measured different roughness parameters (like mean surface roughness  $R_a$ , maximum surface roughness  $R_t$ , ten-point roughness  $R_z$ , waviness  $W_t$  and the total profile error  $P_t$ ).

## 3. MEAN SURFACE ROUGHNESS

During the experiments the federate of the cutting head ( $f$ ), the pressure of the water ( $p$ ) and the abrasive mass flow rate ( $m$ ) were changed. Experimental results prove the observations in the professional literature.

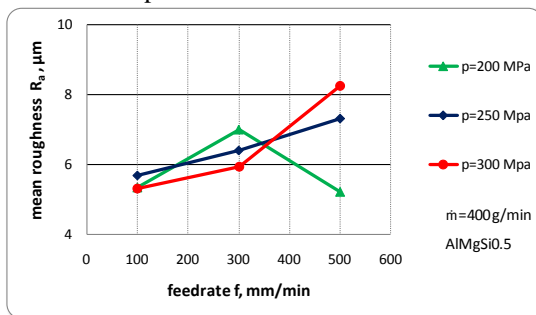


Figure 2 – Change of Mean Surface Roughness in Function of Feedrate

Effect of the federate ( $f$ ) can be seen on the Figure 2. It can be seen that increasing the extent of the feedrate does not affect unequivocally the mean surface roughness. The measured values of mean surface roughness change in the function of feedrate not synonymous. Basically the mean roughness increases, but at

feedrates near the cut through limit thickness the roughness can decrease as well. On the other hand the whole interval of the mean roughness is relatively narrow (5-10 $\mu$ m), and dispersion of the measured values is relatively high, influence of the casual effects seems to be high too.

Results coincide with uncertainty of the observations in the professional literature.

Effect of the pressure (p) on the mean surface roughness can be seen on Figure 3.

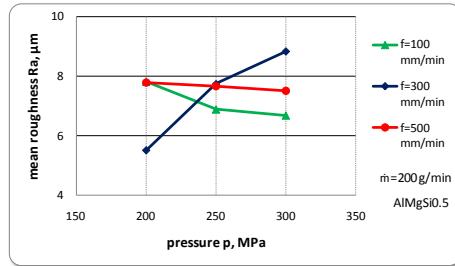


Figure 3 – Change of Mean Surface Roughness in Function of Pressure

Extent of the water pressure, similarly to the federate, does not effects clearly on the mean surface roughness. On different federate values increase of the pressure sometimes increases sometimes decreases the extent of the mean roughness. There is no significant connection between the pressure and the mean roughness.

More significant effects can be observed related to the abrasive mass flow rate (m). Increase of the abrasive mass flow rate unequivocally causes better surface quality ie. decreases the mean roughness. This phenomenon can be explained by that when abrasive mass flow rate increases the number of abrasive grains beat the surface increases, which causes more wear of the surface like if the grains would polish it. This effect results smaller mean surface roughness values.

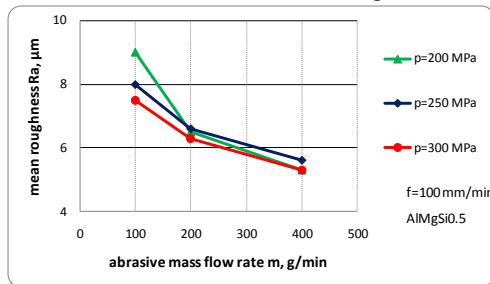


Figure 4 – Change of Mean Surface Roughness in Function of Abrasive Mass Flow Rate

From the result it can be determined, that mean surface roughness is not suitable parameter for characterisation of surfaces cut by abrasive waterjet. New surface topography parameter should be found for qualification of these surfaces.

#### 4. WAVINESS OF THE CUT SURFACE

After the cutting experiments the waviness of the surfaces were measured as well. Connection between the technological parameters and the waviness shows a very good correlation. Dependences of the waviness from the federate can be seen on the Figure 5.

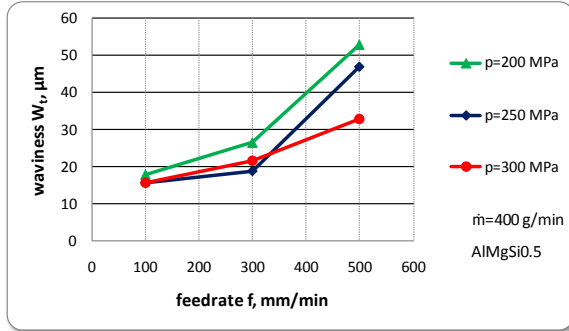


Figure 5 – Change of the Waviness in Function of Feedrate

From Figure 5 it can be seen that increase of the feedrate increases the waviness of the surface very characteristically. It means that the waviness explains the view of the cut surface. Striation of the jet highly changes with the technological parameters and it causes inaccuracies in the waviness.

Effect of all the three parameters (feedrate, pressure, abrasive mass flow rate) can be recognised on the Figure 6.

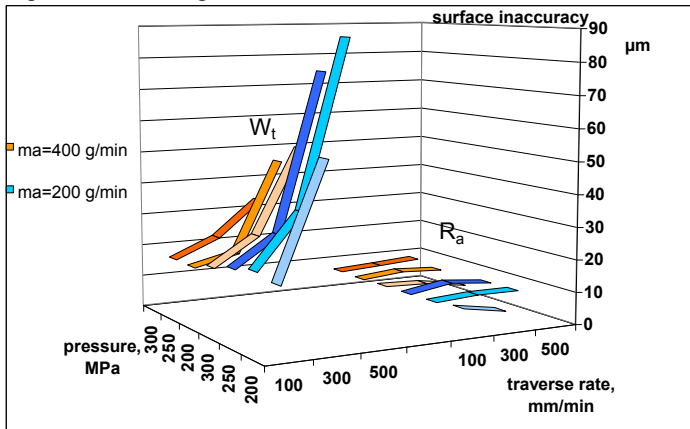


Figure 6 – Microgeometrical Inaccuracies of Surfaces Cut by Abrasive Waterjet Cutting

From the figure it is easy to see that while waviness depends on significantly from the technological parameters, the mean roughness does not show that type of tendency. It is also can be read from the figure that the feedrate increases, the pressure and the abrasive mass flow rate decrease the waviness of the machined surface.

## 5. MATHEMATICAL CORRELATION

On the base of experimental results a mathematical correlation was established between the technological parameters and the waviness of the cut surfaces. The mathematical connection was looked for in the following form:

$$W_t = A \cdot p^B \cdot m^C \cdot f^D$$

where:

- $W_t$ : waviness
- $f$ : feedrate
- $p$ : pressure of the water
- $m$ : abrasive mass flow rate
- $A, B, C, D$ : constants should be determined by regression

Results of the regression analysis are summarised in Table 1.

Table 1 – Constants of mathematical correlation between the surface roughness and the technological parameters

Roughness parameter	A	B	C	D	$R^2$
Waviness $W_t$	436,51	-0,482	-0,649	0,672	90,4%
Mean roughness $R_a$	1,419	0,454	-0,159	-0,006	42,4%

In Table 1 correlation coefficient ( $R^2$ ) is very small for the mean roughness. It means, that there is no correlation between the technological parameters and the mean surface roughness ( $R^2=42,4\%$ ). However a very significant correlation exists between the technological parameters and the waviness of the cut surface ( $R^2=90,4\%$ ). The signs before the constants in Table 1 very clearly show the effect of the different technological parameters on the waviness. Constants of the pressure and the abrasive mass flow rate have minus sign, which means that these parameters increase the extent of the waviness, while the federate decreases it.

On the base of accomplished research it can be summarised that mean surface roughness is not suitable for characterisation of surfaces cut by abrasive waterjet cutting. For qualification of these surfaces waviness is a more suitable parameter.

### ACKNOWLEDGEMENT

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Kovacevic, R.: **Surface Texture in Abrasive Waterjet Cutting**, Journal of Manufacturing Systems, 1991, 10(1), pp16-32 2 Ramulu, M. – Arola, D.: **Influence of Abrasive Waterjet Cutting Conditions on the Surface Quality of Graphite/Epoxy Laminates**, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1994, 34(3), pp295-313 3 Wang, J. – Wong, W.C.K.: **A Study of Abrasive Waterjet Cutting of Metallic Coated Sheet Steels**, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 1999, 39(6), pp855-870 4 Krajny, Z.: **Vodný lúč v praxi.**, Bratislava, EPOS, 1998, , p384 5 Bodnár, K.: **Characteristics of Abrasive Waterjet Cutting**, Miskolc, MicroCAD 2010, section N2, p33-38 6 Brandt, S. - Maros, Zs. - Monno, M.: **AWJ Parameters Selection - a Technical and Economical Evaluation**, 15th International Conference on Jetting Technology, Ronneby, Sweden, 6-8 September 2000., pp353-366.

Поступила в редколлегию 16.04.2011

П. Г. Матюха, д-р техн. наук, А. В. Бурдин, Донецк, Украина

## **ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЛИМИТИРОВАННОЙ СИЛЫ ПОДЖИМА КОМБИНИРОВАННОГО ОБРАЗЦА К РЕЖУЩЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА ПРИ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ**

*В статті запропоновано метод аналітичного розрахунку лімітованої сили підтиску комбінованого зразка «сталь – твердий сплав» до ріжучої поверхні круга при плоскому врзному шліфуванні за пружною схемою.*

*В статье предложен метод аналитического расчета лимитирующей силы поджима комбинированного образца «сталь – твердый сплав» к рабочей поверхности круга при плоском врезном шлифовании по упругой схеме.*

*P. G. MATYUHA, A. V. BURDIN*

*DEFINITION OF LIMITED HOLD-DOWN PRESSURE OF THE COMBINED SAMPLE TO THE CUTTING SURFACE OF THE WHEEL AT INFEEED GRINDING UNDER THE ELASTIC SCHEME*

*In article the method of analytical calculation of limiting radial force the complex workpiece «steel – hardmettal» to working surface of the circle is offered at flat infeed mode grinding under the elastic scheme.*

При плоском врезном шлифовании по упругой схеме к режимам обработки, влияющим на выходные показатели процесса, относятся: отношение скорости круга к скорости комбинированного образца, а также сила поджима образца к рабочей поверхности круга (РПК). Отношение скоростей круга и образца с учетом геометрических параметров поверхности РПК определяет параметры шероховатости обработанной поверхности, а сила поджима образца к РПК – условия работы круга и физико-механические свойства обработанной поверхности. В связи с этим, значение силы поджима образца к РПК может быть ограничено температурой окисления алмазов, механической прочностью алмазных зерен и температурой обработанной поверхности.

Как показал анализ литературы, сила поджима образца к РПК назначается на основе априорной информации [1, 2], а сведения об аналитическом определении силы поджима комбинированных образцов к РПК в литературе отсутствуют.

Цель работы: разработка методики аналитического расчета лимитированной силы поджима комбинированного образца «конструкционная сталь – твердый сплав» к РПК при плоском врезном шлифовании по упругой схеме.

Лимитированной силой поджима образца к РПК является сила поджима, удовлетворяющая технологическим ограничениям по температуре окисления алмазов, механической прочности алмазных зерен и температуре на обработанной поверхности.

При врезном шлифовании по упругой схеме комбинированного образца «конструкционная сталь – твердый сплав» (рис.), соединенных припоем, значение ограничивающих сил поджима к РПК определяется по зависимостям

$$P_{n\text{ок}} = P_{y\text{тс ок}} + P_{y\text{ст}}, \quad (1)$$

$$P_{n\text{мл}} = P_{y\text{тс мл}} + P_{y\text{ст}}, \quad (2)$$

$$P_{n\text{пл}} = P_{y\text{тс пл}} + P_{y\text{ст}}, \quad (3)$$

где  $P_{y\text{тс ок}}$ ,  $P_{y\text{тс мл}}$ ,  $P_{y\text{тс пл}}$  – соответственно, предельные радиальные силы резания на твердом сплаве, ограниченные температурой окисления алмазов, механической прочностью алмазных зерен, температурой плавления припоя, Н;  $P_{y\text{ст}}$  – радиальная сила резания, возникающая при шлифовании стальной части образца на одинаковых с твердым сплавом режимах, Н.

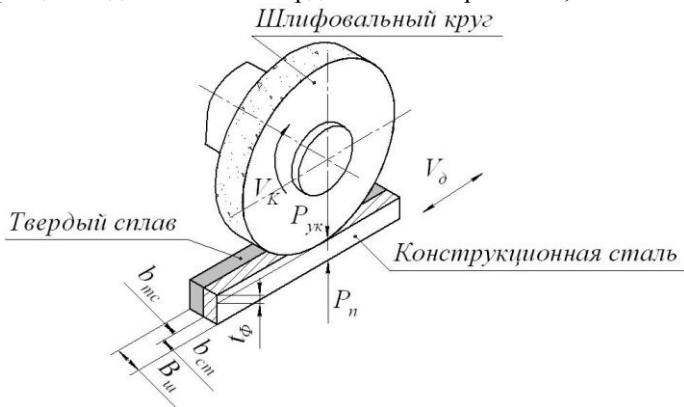


Рисунок – Схема плоского шлифования комбинированного образца

Аналитический расчет силы поджима образца к РПК, ограниченной температурой окисления алмазов, выполним по ранее полученным нами формулам, с учетом того, что ограничивающая радиальная сила резания возникает на твердосплавной компоненте комбинированного образца. Радиальная составляющая силы резания на твердосплавной части образца, ограниченная температурой окисления алмазов, определяется по формуле [3]

$$P_{y\text{тс ок}} = \frac{1}{k_{ш}} \left( \frac{[T_{ок} - 293] (\lambda_1 + 2,25\lambda_{тс} A^* \sqrt{F_0}) \pi z_p d^2}{4,52 A^* \delta \sqrt{\omega_1 V_k L}} \right), \quad (4)$$

где  $k_{ш}$  – коэффициент шлифования твердого сплава алмазным кругом;  $T_{ок}$  – температура окисления алмазного зерна, °К;  $L$  – длина дуги контакта зерна с обрабатываемой поверхностью, мм;  $V_k$  – скорость круга, м/с;  $d$  – диаметр основания цилиндрической модели зерна, мм;  $\lambda_{ка}$  – коэффициент теплопроводности алмаза, Вт/(м·°С);  $\lambda_{тс}$  – коэффициент теплопроводности твердого сплава.

ва, Вт/м·град;  $\omega_a$  – коэффициент температуропроводности алмаза, м<sup>2</sup>/с;  $\delta$  – коэффициент неравномерности нагрузки на зерне;  $z_{p\ mc}$  – количество режущих зерен на площадке контакта круга с твердосплавной частью образца, шт;  $F_0$  – безразмерное время контакта зерна с кругом, представленное с помощью критерия Фурье;  $A^*$  – безразмерная функция температуры на алмазе.

Длина дуги контакта шлифовального круга с образцом равна

$$L = \sqrt{D_k t_\phi},$$

где  $D_k$  – диаметр шлифовального круга, мм;  $t_\phi$  – глубина шлифования, мм.

Диаметр цилиндрической модели зерна определяется через диаметр шаровой модели, по условию равенства объёмов цилиндрической и шаровой моделей зерна [3], мкм,

$$d = \sqrt[3]{\frac{2}{3}} d_{cp}.$$

Диаметр шаровой модели зерна  $d_{cp}$ , мкм, [4]

$$d_{cp} = \frac{6090}{\sqrt[3]{N_z}},$$

где  $N_z$  – среднее количество зерен в одном карате, шт.

Количество одновременно работающих зерен  $z_{p\ mc}$ , на твердосплавной части образца, шт,

$$z_{p\ mc} = \frac{L b_{TC}}{S_{3n}^2} F(a_z),$$

где  $b_{TC}$  – ширина шлифования твердого сплава, мм.

Расстояние между зёрнами на поверхности круга, мм,

$$S_{3n} = S_{3p} K_1.$$

Расстояние между зёрнами в сечении алмазоносного слоя плоскостью, мм,

$$S_{3p} = \frac{10}{\sqrt[3]{\frac{4,4KN_z}{100}}},$$

где  $K$  – относительная концентрация алмазов в алмазоносном слое, %;  $K_1$  – коэффициент, учитывающий критическую величину закрепления зерна в связке алмазоносного слоя.

Вероятность попадания вершины зерна в интервал, равный толщине среза, определяется значением функции распределения Вейбулла, описывающей разновысотность вершин зерен.

$$F(a_z) = 1 - \exp\left(-\frac{a_z^m}{X_0}\right),$$

где  $X_0$ ,  $m$  – параметры распределения Вейбулла.

Толщина единичного среза  $a_z$ , мкм,

$$a_z = a_{z \max} + R_z k_{cp},$$

где  $R_z$  – параметр шероховатости на поверхности резания, мкм;  $k_{cp}$  – коэффициент, учитывающий влияние марки твердого сплава на параметр шероховатости поверхности резания при обработке твердого сплава [3].

Максимальная толщина среза  $a_{z \max}$ , мкм,

$$a_{z \max} = R_\kappa - \sqrt{\left(\frac{V_\delta l_{\phi_{ок}}}{60V_\kappa}\right)^2 + R_\kappa^2 - 2 \frac{V_\delta l_{\phi_{ок}} R_\kappa}{60V_\kappa} \sqrt{2 \frac{t_\phi 10^{-3}}{R_\kappa}}},$$

где  $l_{\phi_{ок}}$  – фактическое окружное расстояние между двумя контактирующими зёрнами, мм;  $R_\kappa$  – радиус шлифовального круга, мм;  $V_\delta$  – скорость детали, м/мин.

Фактическое окружное расстояние между контактирующими зёрнами определяется по формуле

$$l_{\phi_{ок}} = S_{зр} K_1 K_c K_\delta.$$

Значение коэффициента  $K_c$ , учитывающего разновысотное положение зерен определяется через вероятность попадания вершин зерен в интервал равный глубине шлифования, выраженной значением функции распределения Вейбулла

$$K_c = \frac{1}{\sqrt{F(t_\phi)}},$$

$$F(t_\phi) = 1 - \exp\left(-\frac{t_\phi^m}{X_0}\right),$$

где  $X_0$ ,  $m$  – параметры разновысотности вершин зерен, описываемых распределением Вейбулла.

Кинематический коэффициент  $K_\delta$ , учитывающий влияние режимов шлифования на окружное расстояние между зёрнами

$$K_\delta = \alpha_\delta + \beta_\delta \frac{60V_\kappa}{V_\delta},$$

где  $\alpha_\delta$ ,  $\beta_\delta$  – параметры уравнения регрессии.

Величина  $A^*$  определяется по формуле, [3]

$$A^* = A_1 - \frac{8\lambda_\kappa F_0}{\ln \frac{4h}{d} \lambda_1 + 8\lambda_\kappa F_0} A_{cp}. \quad (5)$$

Здесь:  $A_1$  – безразмерная функция учитывающая температуру рабочего торца зерна;  $A_{cp}$  – безразмерная функция, учитывающая среднюю температуру рабочего и не рабочего торца зерна;  $h$  – высота цилиндрической модели



зерна ( $d=h$ ), мм;  $\lambda_{\kappa}$  – коэффициентом теплопроводности алмазосносного слоя шлифовального круга, Вт/(м·°К);

Коэффициент теплопроводности алмазосносного слоя шлифовального круга, Вт/(м·°К), рассчитывается по формуле

$$\lambda_{\kappa} = \lambda_{\kappa a}^{0,01 Y_a} \cdot \lambda_{\kappa o}^{0,01 Y_o} \cdot \lambda_{\kappa m}^{0,01 Y_m},$$

где  $Y_a, Y_o, Y_m$  – процентное содержание алмаза, олова, меди в алмазосносном слое;  $\lambda_{\kappa a}, \lambda_{\kappa o}, \lambda_{\kappa m}$  – коэффициенты теплопроводности алмаза, олова и меди.

Безразмерное время шлифования определим следующим образом, [3]

$$F_0 = \frac{\omega_1 L}{V_{\kappa} d^2}.$$

При  $F_0 > 10$

$$A_1 = 0,977 + 0,718 F_0^{0,602},$$

$$A_{cp} = 1,041 F_0^{0,5}.$$

При  $F_0 \leq 10$

$$A_1 = 1,033 + 0,576 F_0^{0,719},$$

$$A_{cp} = 1,075 F_0^{0,502}.$$

Радиальную силу резания при шлифовании твердого сплава, ограниченную механической прочностью алмазных зерен, определим по зависимости

$$P_{ytc.m} = \frac{z_{разр} P_{\kappa}}{\sqrt{1 + k_{ш}^2}}, \quad (6)$$

где  $z_{разр}$  – количество зерен, находящихся в слое РПК, когда наиболее вероятно их поломка, шт;  $P_{\kappa}$  – разрушающая сила на единичном зерне, рассматриваемой зернистости, Н.

Количество зерен, которые разрушатся при шлифовании на заданных режимах, определится по формуле

$$z_{разр} = \frac{L b_{mc}}{S_{3n}^2} \cdot \left[ F\left(a_{zmax} + \frac{R_z}{2}\right) - F\left(a_{znp}\right) \right], \quad (7)$$

где  $F\left(a_{zmax} + \frac{R_z}{2}\right)$  – значение вероятности попадания вершин зерен в интервал равный толщине среза ( $a_{zmax} + \frac{R_z}{2}$ );  $F\left(a_{znp}\right)$  – значение вероятности попадания вершин зерен в интервал  $a_{znp}$ , при которой разрушение не происходит.

Предельную радиальную силу резания на твердом сплаве, ограниченную температурой плавления припоя, определим с учетом того, что температура на поверхности твердосплавной части образца равна температуре на поверхности припоя, а поверхности соприкосновения компонентов образца являются адиабатическими, что вносит погрешность не более 0,06 % [5],

$$P_{y_{mc\ nл}} = \frac{[T_{nл} - 293] \lambda_{mc} V_{\delta} L b_{mc} \sqrt{\pi} 10^{-6}}{4 a_{mc} 60 V_{\kappa} \sqrt{H_{mc}} \alpha_{\epsilon mc} k_{и mc}}, \quad (8)$$

где  $T_{nл}$  – допустимая температура на поверхности твердосплавной части образца, равная температуре плавления припоя, °K;  $H_{mc}$  – безразмерная полуширина источника тепла;  $a_{mc}$  – коэффициент температуропроводности твердого сплава, м<sup>2</sup>/с;  $\alpha_{\epsilon mc}$  – безразмерный коэффициент ввода тепла в образец.

Коэффициент ввода теплоты в твердосплавную часть образца  $\alpha_{\epsilon mc}$

$$\alpha_{\epsilon mc} = \frac{1}{\left( 1,25 \frac{\lambda_{\kappa}}{\lambda_{mc}} \sqrt{\frac{a_{mc}}{21 \cdot 10^{-6} V_{\kappa}}} \right) + 1}.$$

Расчет составляющих силы резания при плоском врезном шлифовании стальной части комбинированного образца периферией круга на одинаковых с твердым сплавом режимах, выполним по методике, изложенной в работе [4].

При этом, тангенциальная составляющая силы резания на круге определяется по формуле

$$P_{z\kappa} = \frac{\left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) b_{cm} z_{p\ cm} C}{1 + \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \cos \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M \mu l_3 \right) b_{cm} z_{p\ cm} \frac{4 a_{cm} \alpha_{V\kappa} \sqrt{H_{cm}} \alpha_{\epsilon cm}}{\sqrt{\pi} \lambda_{cm} V_{\delta} S_{cm}}}, \quad (9)$$

а радиальная составляющая – по формуле

$$P_{y_{cm}} = \left( \frac{\sqrt{1+M^2} a_z \sin \omega}{\sin \beta} + \kappa_3 M l_3 \right) b_{cm} z_{p\ cm} \left( C - \frac{4 a_{cm} \alpha_{V\kappa} \sqrt{H_{cm}} \alpha_{\epsilon cm}}{\sqrt{\pi} \lambda_{cm} V_{\delta} S_{cm}} P_{z\kappa} \right). \quad (10)$$

Здесь  $M$  – соотношение нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига;  $\beta$  – угол сдвига, рад;  $a_z$  – толщина единичного среза, мкм;  $\omega$  – угол действия, рад;  $C$ ,  $\alpha$  – коэффициенты модификации Мак-Грегора-Фишера;  $\kappa_3$  – коэффициент контактирования задней поверхности зерна по поверхности заготовки;  $\mu$  – коэффициент трения между зерном и заготовкой (алмаз по стали);  $b_{cm}$  – ширина шлифования стальной части образца, мм;  $\lambda_{cm}$  – коэффициент теплопроводности стали, Вт/м·град;  $l_3$  – величина контактной площадки на зерне, мкм;  $z_{p\ cm}$  – количество одновременно работающих, на стальной части образца, зерен, шт;  $S_{cm}$  – площадь зоны контакта стальной части образца с кругом, мм<sup>2</sup>;  $H_{cm}$  – безразмерная полуширина источника тепла;  $a_{cm}$  – коэффициент температуропроводности стали, м<sup>2</sup>/с;  $\alpha_{\epsilon cm}$  – безразмерный коэффициент ввода теплоты в стальную часть образца.

Расчет величин, входящих в формулы (9, 10) выполняются по следующим зависимостям [4]:

– соотношение нормальных и касательных напряжений вдоль условной плоскости сдвига  $M$

$$M = 1 + 2 \left( \frac{\pi}{4} - \beta \right);$$

– угол сдвига  $\beta$ , рад

$$\beta = \arctg \left( \frac{\cos \gamma}{K_L - \sin \gamma} \right),$$

где  $K_L$  – коэффициент усадки стружки;

– передний угол зерна, рад

$$\gamma = -\arcsin \left( 1 - \frac{2a_z}{d_{cp}} \right);$$

– толщина единичного среза  $a_z$ , мкм,

$$a_z = a_{z \max} + \frac{R_z}{2},$$

где  $R_z$  – параметр шероховатости на поверхности резания, мкм;

составляющие формулы (10) находятся по ранее приведенным зависимостям,

– количество одновременно работающих зерен  $z_{p \text{ см}}$  на стальной части образца, шт,

$$z_{p \text{ см}} = \frac{L \cdot b_{cm} \cdot K_k}{S_{zn}^2} \cdot F(t_\phi);$$

– угол действия  $\omega$ , рад,

$$\omega = \arctg M - \beta;$$

– площадь зоны контакта стальной части образца с кругом  $S$ , мм<sup>2</sup>, с учетом размерности в системе СИ

$$S_{cm} = b_{cm} \sqrt{D_k t_\phi 10^{-3}};$$

– величина контактной площадки на зерне  $l_z$ , мкм

$$l_z = 0,22 d_{cp} T^{0,047},$$

где  $T$  – время шлифования после правки круга, мин;

– ширина единичных срезов, мм,

$$S_x = \frac{S_{zn}^2}{l_\phi F(t_\phi) K_k};$$

– безразмерная полуширина источника тепла  $H_{cm}$  на стальной части образца

$$H_{cm} = \frac{0,5 V_\delta L}{60 \cdot 1000 \cdot 2 a_{cm}};$$

– коэффициент ввода теплоты в стальную часть образца  $\alpha_{в ст}$

$$\alpha_{в ст} = \frac{1}{\left(1,25 \frac{\lambda_{\kappa}}{\lambda_{ст}} \sqrt{\frac{a_{ст}}{21 \cdot 10^{-6} V_{\kappa}}}\right) + 1}.$$

Рассчитаем лимитированную силу поджима комбинированного образца «сталь 45 – ВК8» к РПК при плоском врезном шлифовании кругом 1А1 250x76x15x5 АС6 100/80-4 М2-01, воспользовавшись формулам (1) – (10) и исходными данными, приведенными в табл. 1.

Таблица 1 – Исходные данные для определения технологической силы поджима комбинированного образца к РПК.

Наименование параметра	Числовое значение
$l$	2
$b_{СТ}$ – Ширина стальной части комбинированного образца, мм.	7
$b_{ТС}$ – Ширина твердосплавной части образца, мм.	7
$D_{\kappa}$ – Диаметр круга, мм.	250
$V_{\kappa}$ – Скорость круга, м/с.	35
$V_{\theta}$ – Скорость стола, м/мин.	6
$t_{ф}$ – Глубина резания, мм.	0,015
$T$ – Время шлифования, мин.	1
$K$ – Относительная концентрация алмазов, %.	100
Параметры распределения разноразмерности*, сформированные после электроэрозионной правки и описываемые законом Вейбулла: $m / X_0$ .	1,69 / 262
Параметры уравнения регрессии для расчета $K_{\theta}$ : $\alpha_{\theta} / \beta_{\theta}$	14,32 / 0,112
$N_z$ – Число зерен в одном карате, шт.	100000
$K_{\kappa}$ – Коэффициент контактирования, учитывающий длительность шлифования.	0,44
$K_l$ – Коэффициент для расчета расстояния между зернами на РПК.	2,46
$\alpha_{СТ}$ – Коэффициент температуропроводности стали 45, м/с.	$0,08 \cdot 10^{-4}$
$\lambda_{СТ}$ – Коэффициент теплопроводности стали 45, Вт/м·град.	40,2
$\alpha_{ТС}$ – коэффициент температуропроводности твердого сплава ВК8, м <sup>2</sup> /с.	$0,246 \cdot 10^{-4}$
$\lambda_{ТС}$ – коэффициент теплопроводности твердого сплава ВК8, Вт/м·град	54,4
$\omega_a$ – Коэффициент температуропроводности алмаза, м <sup>2</sup> /с.	$0,83 \cdot 10^{-4}$
$\lambda_{ка}$ – Коэффициент теплопроводности алмаза, Вт/м·град.	520
$\lambda_{км}$ – коэффициент теплопроводности меди, Вт/м·град.	361
$\lambda_{ко}$ – коэффициент теплопроводности олова, Вт/м·град.	67
$Y_m$ – Объемная доля меди, %.	57,7
$Y_o$ – Объемная доля олова, %.	17,3

Продолжение табл.1

<i>I</i>	2
$Y_a$ – Содержание алмазов в, %.	25
$\delta$ – Коэффициент неравномерности нагрузки на зерне.	1,5
$k_{cp}$ – коэффициент, учитывающий влияние марки твердого сплава на параметр шероховатости.	0,94 [3]
$k_z$ – Коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на площадке износа.	1
$K_L$ – Коэффициент усадки стружки при шлифовании стали.	1,35
Параметры для определения величины касательных напряжений стали 45, $C$ (Па) и $\alpha$ (Па/°К).	$C=380 \cdot 10^6$ $\alpha=54 \cdot 10^3$
$\mu$ – Коэффициент трения (алмаз по стали).	0,2
$T_{ок}$ – температура начала окисления алмазов марки АС6, °К	823 [3]
$T_{пл}$ – температура начала плавления припоя марки Л63 [6], °К	1173
$k_{ш}$ – коэффициент шлифования для твердого сплава ВК8	0,35 [3]
$P_p$ – Разрушающая нагрузка для зерна, зернистости 100/80, Н	31,9
$a_{znp}$ – Предельная толщина среза для зернистости 100/80, мкм.	0,462

\* Примечание: влияние времени обработки на параметры распределения разновысотности и длину контактных площадок в процессе шлифования для обоих компонентов, определяются по зависимостям, найденным для шлифования твердого сплава ВК8, как имеющей большую твердость по сравнению со сталью 45.

Для определения лимитированной силы поджима комбинированного образца к РПК по формулам (1) – (10) была составлена программа на ПЭВМ в среде Mathcad. Результаты расчета радиальных сил резания компонент комбинированного образца при различных ограничивающих факторах, приведены в табл.2.

Таблица 2 – Радиальные силы резания на компонентах образца и сила поджима комбинированного образца «конструкционная сталь – твердый сплав» к РПК ( $V_k=35$  м/с,  $V_d=6$  м/мин,  $t_{\phi}=0,015$  мм, 1А1 250x76x15x5 АС6 100/80-М2-01, 1-я минута шлифования) для различных технологических ограничений.

Технологическое ограничение	Радиальная сила резания при шлифовании твердосплавной части $P_{y_{мс}}$ , Н	Радиальная сила резания при шлифовании стальной части $P_{y_{см}}$ , Н	Сила поджима образца к РПК $P_n$ , Н
Температура окисления алмазов	41,6	22,8	64,4
Механическая прочность алмазных зерен	239		261,8
Температура плавления припоя	108,8		131,6

Как видно из таблицы, сила поджима комбинированного образца к РПК, удовлетворяющая всем технологическим ограничениям, является сила поджима, ограниченная температурой окисления алмазных зерен на РПК, которая и является лимитированной.

#### Выводы

1. Разработана методика аналитического расчета лимитированной силы поджима комбинированного образца к РПК.

2. При шлифовании комбинированного образца «конструкционная сталь – твердый сплав» кругом 1A1 250x76x15x5 AC6 100/80-4 M2-01 на приведенных выше режимах, лимитированная сила поджима образца к РПК равна 64,4 Н и ограничена температурой окисления алмаза.

**Список литературы:** 1.М.Ф.Семко, М.Д.Узунян, и др. Работоспособность алмазных кругов. – К.: Техника, 1983 – 95с. 2.М.Д.Узунян Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов. – Харків: НТУ «ХП» 2003. – 359с. 3.П.Г.Матюха Определение силы поджима образца к кругу, ограниченной температурой графитизации алмазных зерен / П.Г.Матюха, В.Б.Стрелков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Вип. 71. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. – с.41–46. 4.П.Г.Матюха Вископродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222 с. 5.П.Г. Матюха. Определение усилия поджима комбинированного образца „конструкционная сталь – твердый сплав” к рабочей по-верхности круга при шлифовании по упругой схеме / П.Г.Матюха, В.В.Габитов, и др // Надежность инструмента и оп-тимизация технологических сис-тем. Сборник научных трудов: Краматорск, вып. №21, 2007.- с. 52-56. 6. Справочник паяльщика / В.Е.Хряпин. – 5-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1981 – 348 с.

*Поступила в редколлегию 16.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1.M.F.Semko, M.D.Uzunjan, i dr. Rabotosposobnost' almaznyh krugov. – K.: Tehnika, 1983 – 95s. 2.M.D.Uzunjan Almazno-iskrovoe shlifovanie tverdyh splavov. – Harkiv: NTU «HP» 2003. – 359s. 3.P.G.Matjuha Opredelenie sily podzhima obrazca k krugu, ogranichennoj temperaturoj grafitizacii almaznyh zeren / P.G.Matjuha, V.B.Strelkov // Naukovi praci Donec'kogo nacional'nogo tehnicnogo universitetu. Serija: Mashinobuduvannja i mashinoznavstvo. Vip. 71. – Donec'k: DonNTU, 2004. – s.41–46. 4.P.G.Matjuha Visikoproduktivne shlifuvannja vanaдиеvih shtampovih ta instrumental'nih stalej. – Donec'k: DVNZ «DonNTU», 2008. – 222 s. 5.P.G Matjuha. Opredelenie usilija podzhima kombinirovannogo obrazca „konstrukcionnaja stal' – tverdyj splav” k rabochej poverhnosti kruga pri shlifovanii po uprugoj sheme / P.G.Matjuha, V.V.Gabitov, i dr // Nadezhnost' instrumenta i op-timizacija tehnologicheskikh sis-tem. Sbornik nauchnyh trudov: Kramatorsk, vyp. №21, 2007.- s. 52-56. 6. Spravochnik pajal'wika / V.E.Hrjapin. – 5-e izd., pererab. i dop. – M.: Mashinostroe-nie, 1981 – 348 s.

С. Р. Меметов, Ч. Ф. Якубов, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## **К ВОПРОСУ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ МЕТЧИКОВ ПРИ РЕЗЬБООБРАЗОВАНИИ**

*У статті представлені результати експериментальних досліджень пов'язаних з застосуванням різних технологічних середовищ при нарізуванні внутрішньої метричної різьби. Показані циклограми зміни крутного моменту, а так само результати випробувань на знос і стійкість швидкохідних машинно-ручних метчиків в процесі обробки сталі 45.*

*В статье представлены результаты экспериментальных исследований связанных с применением различных технологических сред при нарезании внутренней метрической резьбы. Показаны циклограммы изменения крутящего момента, а так же результаты испытаний на износ и стойкость быстрорежущих машинно-ручных метчиков в процессе обработки стали 45.*

**S. R. MEMETOV, CH. F. JAKUBOV**

**TO THE QUESTION OF TAPS WORKING CAPACITY INCREASE AT THREAD FORMATION**

*The article presents the results of experimental studies involving the use of various technological environments when cutting the inner metric thread. The timeline of change of torque is showed, as well as the results of tests for wear and resistance of high-speed machine-hand taps in the processing of steel 45.*

Резьба является распространенным видом соединений, широко применяемых в машиностроении. На сегодняшний день альтернативных соединений с такими функциональными возможностями, как технологичность, взаимозаменяемость, универсальность надёжность ещё не изобретено. В большинстве современных машин свыше 70% всех деталей имеют резьбу. Непрерывное повышение требований к качеству резьбовых соединений и росту производительности операций выдвигает необходимость внедрения более совершенных и производительных методов получения резьб.

Нарезание резьбы в глухих и сквозных отверстиях по трудоемкости изготовления составляет около 20% от общей трудоемкости изготовления (например, корпусных деталей). Из опыта работы предприятий машиностроительного профиля известно, что одним из «узких» мест в технологии обработки деталей является машинное нарезание резьбы метчиками. Для резьбообразования характерны процессы адгезионного схватывания, что приводит либо к существенному снижению качества резьбовых соединений, либо к отказу инструмента. Поскольку резьбонарезание является одной из последних технологических операций - поломка и заклинивание приводит к появлению неисправимого брака.

По данным Г. Н. Титова [1], проводившего статистические исследования в области резьбообразования, от 20 до 70 % метчиков выходят из строя именно из-за поломок. Наибольшее число выкрашиваний и отказов метчиков происходит при реверсе (свыше 75 % случаев) на 90—120° первого оборота вы-

винчивания метчика. Основными же факторами снижения общей работоспособности метчиков, в основном являются: выкрашивание режущих кромок и заклинивание, особенно в процессе реверса [2].

Исследования показали, что при реверсе метчика крутящий момент имеет максимальное значение вследствие защемления зубьев инструмента срезанной стружкой. В этих условиях возникают значительные пластические деформации, наклеп, наростообразование и интенсивные процессы адгезионного схватывания, что приводит к износу режущего инструмента, срыву витков резьбы, ухудшению качества поверхности резьбы и потери точности её профиля [1].

Данные проблемы при резьбообразовании могут быть минимизированы при использовании модифицированных составов СОТС. Последние помогли бы уменьшить силы трения между трущейся парой «инструмент-деталь» и улучшить механические свойства обрабатываемой поверхности.

Представленные исследования направлены на совершенствование процесса нарезания внутренних резьб путем применения различных СОТС с целью повышения работоспособности метчиков.

При проведении экспериментов применяли машинно-ручные метчики М10х1,5 ГОСТ 3266-81, М24х3 ISO529 изготовленные из стали Р6М5 (рис. 1, а, б), а в качестве СОТС – эмульсия, масло И-20, жиры растительного и животного происхождения.



а) Метчик М10х1,5 Р6М5 по ГОСТ 3266-81  
 $\gamma=7^\circ$ ,  $\alpha=8^\circ$ ,  $\varepsilon=0^\circ$ ,  $\varphi=18^\circ$



б) Метчик М24х3 Р6М5 ISO 529  
 $\gamma=7^\circ$ ,  $\alpha=8^\circ$ ,  $\varepsilon=0^\circ$ ,  $\varphi=8^\circ$

Рисунок 1 – Машинно-ручные метчики

Обрабатываемые детали – втулки диаметром 8,5 мм длиной 21 мм под резьбу М10 из стали 45 ГОСТ 1050-88 (1) и втулки диаметром 21,2 мм длиной 50 мм под резьбу М24 из стали 45 ГОСТ 1050-88 (2) (рис.2).



Рисунок 2 – Общий вид исследуемых образцов-заготовок



Измерение силовых характеристик процесса резьбонарезания проводилось на экспериментальной установке собранной на базе вертикально-сверлильного станка 2K522 (1), снабженного универсальным динамометром УДМ – 600 (2) в комплекте с усилителем ТА-5 (3) и осциллографом серии GDS-800 (4), позволяющим одновременно измерять три взаимно перпендикулярные силы  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  и крутящий момент  $M_{кр}$  (рис.3).

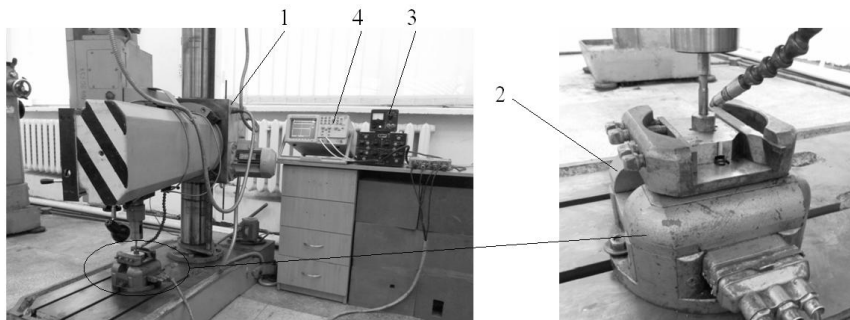


Рисунок 3 – Общий вид экспериментального стенда определения силовых характеристик процесса резьбонарезания

Стойкостные испытания метчиков проводились на обрабатывающем центре фирмы HAAS VF1 предназначенного для условий машинного режима нарезания метрических внутренних резьб (рис. 4).



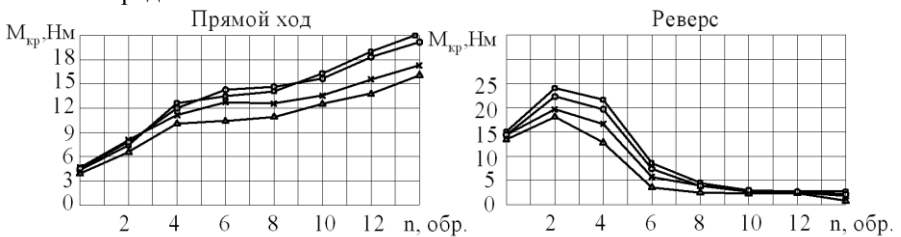
Рисунок 4 – Обрабатывающий центр модели VF1 (HAAS)

Для оценки влияние используемых СОТС на износ инструмента использовался инструментальный микроскоп модели «UWM» фирмы Mitutoyo с увеличительной способностью  $\times 10$ ,  $\times 20$  и  $\times 30$ , позволяющий выполнять фотографии изучаемых поверхностей. На микроскоп дополнительно устанавливалось приспособление позволяющее закреплять метчики за центрирующие отверстия и производить вращение метчика вокруг своей оси (рис. 5).



Рисунок 5 – Инструментальный измерительный микроскоп модели «UWM» Mitutoyo

На рис. 6 представлены результаты экспериментальных исследований зависимости крутящего момента метчика от применения различных технологических сред.



Обрабатываемый материал: Сталь 45 ГОСТ 1050-88

Режущий инструмент: метчик М10х1,5 Р6М5  
ГОСТ 3266-81

Режимы резания: V=10 м/мин

Диаметр отверстия под резьбу 8,5 мм

Длина отверстия 21 мм

СОТС

—▲— в среде свиного жира

—×— в среде эмульсии

—○— в среде подсол. масла

—□— в среде масла И-20

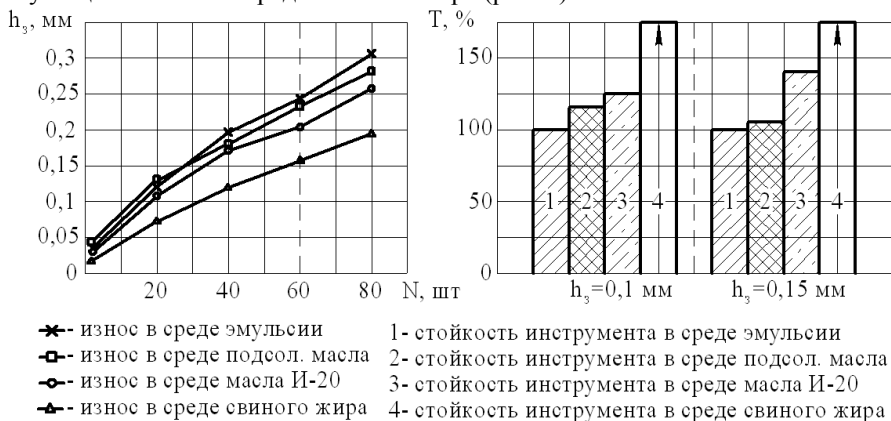
Рисунок 6 – Циклограммы изменений крутящего момента  $M_{кр}$  при прямом ходе и реверсе в различных средах

Полученные данные указывают на то, что при использовании подсолнечного и минерального масел крутящий момент имеет наиболее высокое значение, однако при подачи в зону обработки эмульсии и свиного жира наблюдается заметное снижение крутящего момента, как при прямом ходе, так и при реверсе инструмента.

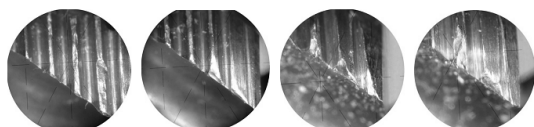
Первые исследования по выявлению влияния различных СОТС на изменение крутящего момента при нарезании внутренней резьбы обнаружили относительно не высокий эффект снижения крутящего момента. Эффектив-

ность применения в качестве СОТС свиного жира в сравнении с другими средами составило около 35%.

В плане влияния минерального и подсолнечного масел на износ и стойкость метчика в сравнении с полнотруйным поливом эмульсией 10-ти % концентрации обнаружили незначительный эффект снижения износа (около 20-40%). Наибольший эффект снижения износа (превышает 200%) при эксплуатации метчика в среде свиного жира (рис. 7).



Износ метчиков после обработки 60-ти отверстий в различных средах:



Свиной жир

И-20

Подсол. масло

Эмульсия

Обрабатываемый материал: Сталь 45 ГОСТ 1050-88  
 Режущий инструмент: метчик M24x3 P6M5 ISO 529  
 Режимы резания: V=8 м/мин  
 Диаметр отверстия под резьбу 21,2 мм  
 Длина отверстия 50 мм

**Рисунок 7 – Износ и стойкость метчика M24x3 P6M5 ISO 529 в различных средах**

Важным следствием данных экспериментальных исследований является открывающаяся перспектива рационального применения СОТС на основе животных жиров при нарезании резьбы метчиками стандартной конструкции.

**Список литературы:** 1. *Титов Г.И.* Прочность металлорежущих инструментов / Титов Г.И. - Свердловск, Mashgiz, 1947. – с. 99. 2. *Евстегнеева О. Н.* Повышение надежности работы метчиков при нарезании резьб в глухих отверстиях конструктивно-технологическими методами: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Евстегнеева О. Н. – Москва, 2003.

*Поступила в редколлегию 16.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Titov G.I. Prochnost' metallorezhuhih instrumentov / Titov G.I. - Sverdlovsk, Mashgiz, 1947. – s. 99. 2. Evstegneeva O. N. Povysenie nadezhnosti raboty metchikov pri narezanii rez'b v gluhih otverstijah konstrukcionno-tehnologicheskimi metodami: dis. kand. tehn. nauk: 05.03.01 / Evstegneeva O. N. – Moskva, 2003.

Э.Р. Менумеров, Симферополь, Украина

## **ВЛИЯНИЕ АНТИОКСИДАНТНЫХ ПРИСАДОК НА ВЯЗКОСТНО – ТЕМПЕРАТУРНЫЕ СВОЙСТВА СОТС РАСТИТЕЛЬНОЙ ПРИРОДЫ**

*У статті розглядається вплив антиоксидантних присадок на в'язкість змащувально – охолоджувальних технологічних середовищ, виготовлених на основі рослинних олій. Показаний незначний вплив антиоксидантів на кінематичну і динамічну в'язкість, особливо помітний при температурах більш ніж 80<sup>o</sup>C.*

*В статье рассматривается влияние антиоксидантных присадок на вязкость смазочно – охлаждающих технологических сред изготовленных на основе растительных масел. Исследованы температурные зависимости вязкости масел с различным содержанием присадок. Показано незначительное влияние антиоксидантов на кинематическую и динамическую вязкость, особенно при температурах свыше 80<sup>o</sup>C.*

*J.E.R. MENUMEROV*

*INFLUENCE OF ANTIOXIDANT ADDITIVES ON VISCOSITY-TEMPERATURE PROPERTIES OF THE VEGETATIVE NATURE LUBRICANT-COOLING AGENT*

*In article influence antioxidant additives on viscosity-temperature properties vegetable oils based metalworking fluids is considered. Insignificant influence of antioxidants on the kinematic and dynamic viscosity, especially appreciable is shown at low temperatures.*

Одними из важнейших эксплуатационных характеристик смазочных материалов, регламентируемые ГОСТ, являются их вязкостные и вязкостно-температурные свойства. Вязкость (внутреннее трение), как свойство жидкости создавать сопротивление внешним силам перемещения, проявляется при любых условиях резания в присутствии СОТС. Техническое значение вязкости смазочных масел, прежде всего, определяется влиянием этого свойства на силы трения и износ смазанных трущихся поверхностей.

Согласно полученным данным [1] антиоксиданты способствуют повышению окислительной стойкости растительных масел и облегчению процесса резания. Именно низкая окислительная стойкость последних является одним из главных сдерживающих факторов применения в качестве СОТС растительных масел. В работе [1] на основе экспериментальных данных и анализа физико-химических свойств, смешиваемых компонентов СОТС показана возможность применение в качестве эффективных присадок соединений на основе недорогого, природного и экологически безвредного антиоксиданта – витамина Е (α-токоферола).

Однако, в настоящее время, имеются ограниченные сведения о влиянии АО на внутреннее трение растительных масел и практически не изучены зависимости их вязкости от температуры внешней среды.

В работе [2] исследовались вязкостно-температурные свойства растительных масел с различной концентрацией примесей на основе АО. Увеличение или уменьшение вязкости зависело от вида растительного масла и смеси

АО растворенного в нем. Однако в данной работе использовались генно-модифицированные растительные масла и синтетические АО.

Вязкостные свойства, характеризующие работу сопряжения при трении, оцениваются показателями динамической и кинематической вязкости. Динамическая вязкость используется при расчетах сил трения согласно гидродинамической теории смазки. Теоретические основы учения о полной жидкостной смазке были сформулированы Н.П. Петровым [3] при этом зависимость коэффициента трения от динамической вязкости имеет вид:

$$f = \frac{\eta \cdot v}{P \cdot h}, \quad (1)$$

где  $\eta$  – динамическая вязкость жидкости,  $v$  – скорость перемещения движущихся поверхностей,  $P$  – удельная нагрузка на движущуюся поверхность,  $h$  – толщина слоя смазки.

Ряд фактов свидетельствует о том, что в различных режимах смазки вязкость масел является не единственным фактором, определяющим трение. Растительные масла и животные жиры в большинстве случаев обеспечивают более низкое трение, чем равновязкие с ними минеральные масла. Олеиновая и хлорстеариновая кислоты снижают коэффициент трения и расширяют область жидкостной смазки, практически не влияя на вязкость.

Свойство, обуславливающее разницу в трении, большую, чем разница, связанная с вязкостью масел, получило название маслянистости. Она играет основную роль в граничном режиме смазки. Б. В. Дерягин, А. С. Ахматов, М. М. Кусаков [3] и другие считают, что маслянистость является следствием упругости, повышенной вязкости и других механических свойств жидкости в поверхностном слое на границе с твердым телом.

Кинематическая вязкость становится важной вследствие целесообразности применения растительных масел в качестве СОТС при помощи устройств минимизированной подачи. Именно кинематическая вязкость определяет процессы смесеобразования в устройствах подачи СОТС, в частности форму и строение факела, размеры образующихся капель, дальность проникновения капель в зону резания и т.п.

Целью данной работы является определение степени влияния АО на вязкостные характеристики СОТС растительной природы.

Для достижения поставленных целей в работе решались следующие задачи:

- определение зависимости кинематической вязкости от температуры масел;
- измерение плотности масел при различных температурах;
- расчет и построение зависимости динамической вязкости от температуры масел.

В соответствии с поставленными задачами исследовались подсолнечное и рапсовое растительные масла, как наиболее распространенные в нашей стране, имеющие подходящие для СОТС физико-химические свойства, а также высокие трибологические характеристики [4]. В качестве антиоксиданта

использовался  $\alpha$ -токоферол (витамин E), концентрация которого в подсолнечном масле составляла 4%, в рапсовом 3%.

Определение кинематической вязкости и расчет динамической вязкости проводились согласно ГОСТ 33–2000 (ИСО3104 – 94). Сущность метода заключалась в измерении времени истечения определенного объема испытуемой жидкости через калиброванный стеклянный капилляр, под влиянием силы тяжести при постоянной температуре. Величина кинематической вязкости (в  $\text{мм}^2/\text{с}$ ) жидкостей, при этом, определяется произведением измеренного времени истечения на постоянную прибора. В настоящей работе для измерения вязкости масел использовался капиллярный вискозиметр типа ВПЖТ-2 (ГОСТ 10028) обеспечивающий варьирование температуры исследуемой жидкости в пределах  $20 \dots 100^\circ\text{C}$ , измерение температуры осуществлялось посредством термометров типа ТИН-10 (ГОСТ 400) с точностью  $\pm 0,05^\circ\text{C}$ , плотности - ареометром АНТ-1 890 - 950 ГОСТ 18481-81.

Динамическая вязкость масел рассчитывалась по соотношению:

$$\eta = \frac{v \cdot \rho}{1000},$$

где  $\eta$  – динамическая вязкость (сПз),  $v$  – кинематическая вязкость ( $\text{мм}^2/\text{с}$ ),  $\rho$  – плотность масла ( $\text{кг}/\text{м}^3$ ).

Согласно поставленным задачам, на начальном этапе определялась зависимость кинематической вязкости от температуры (рис. 1).

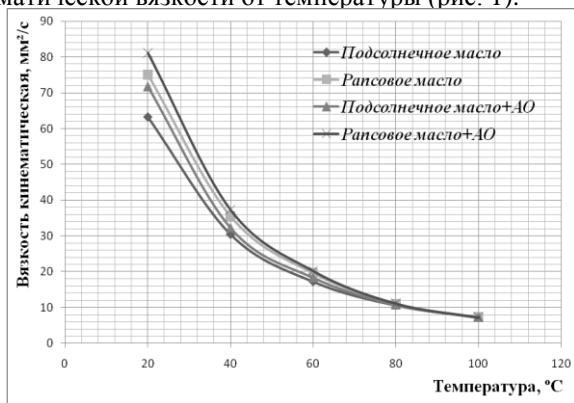


Рисунок 1 – Зависимость кинематической вязкости от температуры масел

СОТС в распыленном состоянии подаются в зону резания путем их смешивания и сжатого воздуха в виде аэрозоли. Смешивание смазывающей среды со сжатым воздухом может осуществляться как в специальном резервуаре предварительно, так и непосредственно в распылительных дюзах [5]. При этом данные СОТС не нагреваются и имеют температуру окружающей среды. Это обстоятельство позволяет раскрыть положительные и отрицательные стороны увеличения кинематической вязкости модифицированных АО масел при температурах близких к  $20^\circ\text{C}$ , в которых и находятся СОТС до подачи в зону резания.

Повышение вязкости модифицированных масел при 20°С (на 7 мм<sup>2</sup>/с в случае с рапсовым и на 9 мм<sup>2</sup>/с подсолнечным маслами), в значительной мере может определить процессы смесеобразования в устройствах минимизированной подачи, форму факела СОТС, размеры образующихся капель, проникающую способность. В частности, затрудняется прохождение СОТС через подающее устройство; ухудшается распыливание СОТС (образуются крупные капли); уменьшается дальнобойность струи СОТС; загрязняются сопла распылителей форсунок и т.п.. Однако, низкая плотность и вязкость обеспечивая лучшее распыливание СОТС, увеличивает подтекание и просачивание СОТС во всех зазорах и неплотностях, что приводит к увеличению расхода дорогостоящих СОТС; ухудшает смазывающие свойства СОТС; увеличивает «туманность» при работе с СОТС, что неблагоприятно влияет на главное свойство СОТС растительной природы, а именно безопасность для человека (затрудняется дыхание и раздражаются слизистые оболочки).

В соответствии с методикой исследований, для расчета динамической вязкости определялась плотность исследуемых масел при различных температурах (рис.2).

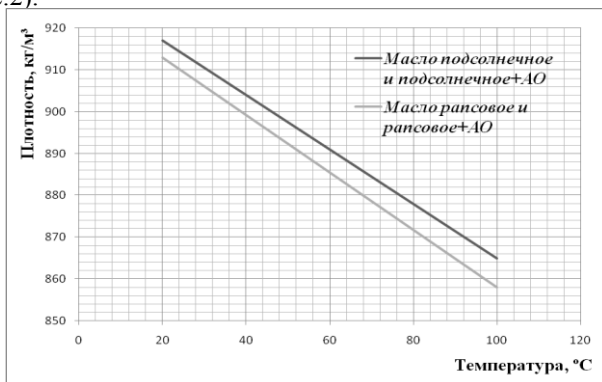


Рисунок 2 – Зависимость плотности от температуры масел

Так как составы подсолнечного и рапсового масел очень схожи, плотности этих масел практически одинаковы (различие в среднем составляет ≈ 6 кг/м<sup>3</sup>). Полное отсутствие влияние АО на плотность исходных масел объясняется схожестью строения молекул витамина Е и триглицеридов растительных масел, а также ввиду очень малых концентраций АО в маслах.

Определив кинематическую вязкость и плотность при различных температурах, была рассчитана и построена зависимость динамической вязкости (коэффициента внутреннего трения) от температуры (рис.3).

Обращает внимание различие в динамических вязкостях чистых подсолнечного и рапсового масел. В некоторых случаях этот показатель можно считать отличительной чертой рапсового масла, так как при этом плотности изучаемых растительных масел практически одинаковы (рис. 2). Это можно объяснить тем, что хотя составы рапсового и подсолнечного масел близки между

собой, имеются различие в количественном выражении. В молекулы триглицеридов рапсового масла входят кислотные остатки с большим содержанием углеводов, и соответственно большей молекулярной массой. Также вязкость снижается со степенью ненасыщенности жирных кислот (степень ненасыщенности жирных кислот подсолнечного масла выше, чем рапсового).

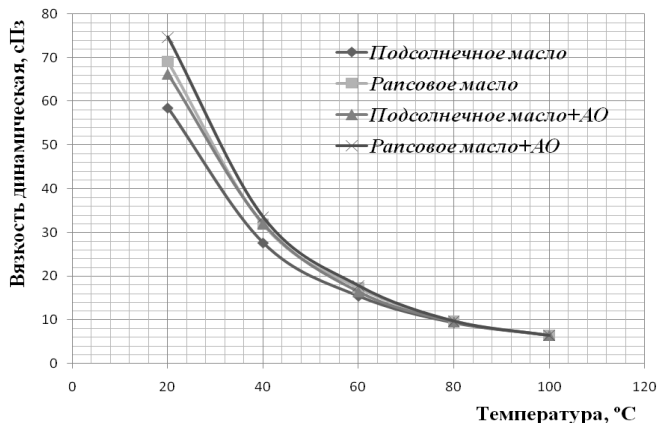


Рисунок 3 – Зависимость динамической вязкости от температуры масел

Влияние АО на повышение динамической вязкости в маслах происходит лишь при невысоких температурах. Особенно заметно увеличение вязкости при 20°C в случае с подсолнечным маслом (~14%), по сравнению с рапсовым (~8%), что связано в первую очередь со степенью ненасыщенности жирных кислот первого и как следствие большим содержанием в нем АО.

Модифицированное подсолнечное масло имеет практически такую же вязкость, как и чистое рапсовое масло, чем в принципе нивелирует отличительную черту последнего.

Вязкость жидкостей обусловлена межмолекулярным взаимодействием, ограничивающим подвижность молекул. В жидкости молекула может проникнуть в соседний слой лишь при образовании в нём полости, достаточной для перескакивания туда молекулы. На образование полости (на «рыхление» жидкости) расходуется так называемая энергия активации вязкого течения. Энергия активации уменьшается с ростом температуры и понижением давления. В этом состоит одна из причин резкого снижения вязкости в жидкостях с повышением температуры и роста её при высоких давлениях.

Величина вязкости жидкостей зависит от химической структуры их молекул. В рядах сходных химических соединений (насыщенные углеводороды, спирты, органические кислоты и т.д.) вязкость изменяется закономерно – возрастает с возрастанием молекулярной массы. Высокая вязкость растительных масел объясняется наличием в их молекулах циклов. Две жидкости различной вязкости, которые не реагируют друг с другом при смешивании, обладают в смеси средним значением вязкости. Если же при смешивании образуется химическое соединение, то вязкость смеси может быть значительно больше, чем



вязкость исходных жидкостей. Именно с этим обстоятельством, а именно полным смешиванием  $\alpha$  – токоферола с маслом, являющегося производным циклического ненасыщенного спирта токола, происходит общее повышение вязкости модифицированных растительных масел. Также повышение вязкости связано с достаточно большими размерами молекул токоферола и способностью его соединяться по месту двойных связей с триглицеридами.

Практически полное отсутствие влияние АО на вязкость масел при повышенных температурах, свидетельствую о том, что АО уже после 80°C практически не меняют реологических свойств СОТС. Это обстоятельство позволяет в дальнейшем не принимать во внимание изменение вязкости модифицированных СОТС в реальных условиях обработки металлов резанием, температура которых значительно выше 80°C, после которых АО не влияют на вязкость. Повышение же вязкости при низких температурах противоречиво влияет на эксплуатационные свойства СОТС растительной природы. С одной стороны, увеличение вязкости благоприятно влияет на смазывающую способность масел и снижает «туманность» при подаче СОТС в виде аэрозоли в зону резания. С другой стороны, при этом уменьшается дальнобойность струи СОТС (увеличивается диаметр образующихся при распылении капель) и как следствие их проникающая способность.

Таким образом, проведенные исследования показывают возможность существенного повышения технико-эксплуатационных качеств СОТС на основе растительных масел путем дозированного введения в их состав антиоксиданта – природного, биологически безвредного  $\alpha$ -токоферола (витамина Е).

**Список использованных источников:** 1. Менумеров Э.Р. Повышение окислительной стойкости СОТС растительной природы присадками из антиоксидантов / Менумеров Э.Р., Якубов Ч.Ф. // «Высокие технологии в машиностроении», НТУ «ХПИ», г. Харьков, 2009 . – С. 123 – 131. 2. Binggeli M. New ester based metalworking fluids / Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik / University of Stuttgart, 2001. – С. 198 – 210. 3. Костецкий Б.И. Трение, смазка и износ в машинах. Киев, «Техника», 1970. – С. 168 - 171. 4. Менумеров Э.Р. О возможности повышения эксплуатационных характеристик СОТС на основе растительных масел / Менумеров Э.Р., Якубов Ч.Ф., Аметов И.Э. // Вестник Хмельницкого национального университета. - №6. г. Хмельницкий, 2006. – С. 44 - 48. 5. Weinert K. Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung/ Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik / Hrsg.: Weinert, K., Berlin, Heidelberg, New York, Barcelona, Hongkong, London, Mailand, Paris, Singapur, Tokio: Springer-Verlag, 1998.

*Поступила в редколлегию 16.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Menumerov Je.R. Povyshenie okislitel'noj stojkosti SOTS rastitel'noj prirody prisadkami iz antioksidantov / Menumerov Je.R., Jakubov Ch.F. // «Vysokie tehnologii v mashinostroenii», NTU «HP», g. Har'kov, 2009 . – S. 123 – 131. 2. Binggeli M. New ester based metalworking fluids / Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik / University of Stuttgart, 2001. – S. 198 – 210. 3. Kosteckij B.I. Trenie, smazka i iznos v mashinah. Kiev, «Tehnika», 1970. – S. 168 - 171. 4. Menumerov Je.R. O vozmozhnosti povysheniya jekspluatacionnyh harakteristik SOTS na osnove rastitel'nyh masel / Menumerov Je.R., Jakubov Ch.F., Ametov I.Je. // Vestnik Hmel'nickogo nacional'nogo universiteta. - №6. g. Hmel'nickij, 2006. – S. 44 - 48. 5. Weinert K. Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung/ Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik / Hrsg.: Weinert, K., Berlin, Heidelberg, New York, Barcelona, Hongkong, London, Mailand, Paris, Singapur, Tokio: Springer-Verlag, 1998.

Е. В. Мироненко, д-р техн. наук, Л. В. Васильева, канд. техн. наук,  
А.В. Колесник, Краматорск, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ КРИТЕРИЕВ ОПТИМАЛЬНОСТИ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ НА СРЕДНИХ ТОКАРНЫХ СТАНКАХ**

*Досліджуються питання аналізу критеріїв оптимальності процесу механічної обробки на середніх токарних верстатах. Розроблені принципи вибору множин ефективних рішень, які розбиваються на групи, що відповідають заданим умовам обробки.*

*Исследуются вопросы анализа критериев оптимальности процесса механической обработки на средних токарных станках. Разработаны принципы выбора множеств эффективных решений и разбиения их на группы, соответствующие заданным условиям обработки.*

*E. V. MIRONENKO, L. V. VASIL'EVA, A.V. KOLESNIK  
RESEARCH OF AN PROCESS OPTIMALITY CRITERIA OF PROCESSING ON AVERAGE  
LATHES*

*Investigate questions of optimality criteria analysis process of machining on medium lathes. The principles of selecting the set of efficient solutions, which are divided into groups that match the conditions of processing.*

Оптимизация процесса механической обработки представляет сложную научную проблему при эксплуатации средних токарных станков.

Согласно требованиям системного подхода вначале необходимо выявить достаточно полную номенклатуру критериев, обеспечивающих эффективность механической обработки деталей на средних токарных станках. При этом необходимо рассматривать их с точки зрения возможности установления связи с управляющими переменными, то есть получения целевых функций.

Методика оптимизации может рассматриваться для решения двух задач [1]:

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

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

Последовательность исследований состоит из нескольких этапов:

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

2 этап. Получение моделей исходных функций для оптимизации.

3 этап. Изучение целевых функций и их минимумов.

4 этап. Изучение множества эффективных решений.

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

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

Первый этап может осуществляться с помощью как теоретических, так и экспертных методов. В [2] был обоснован выбор представительного семейства критериев оптимальности процесса резания для трех случаев обработки на средних токарных станках. При черновом точении было рекомендовано использовать критерии: затраты на обработку  $A$ , штучное время (величина, обратная производительности)  $t_{ум}$ , напряженность труда станочника  $H_P$ , расход твердого сплава  $R_c$  и в отдельных случаях – расход инструмента (кроме режущих пластин)  $R_{II}$ . Для условий чистовой обработки автоматизированного производства к первым трем критериям ( $A$ ,  $t_{ум}$ ,  $H_P$ ) добавляется требование надежности процесса – коэффициент вариации стойкости  $W_T$ , в отдельных случаях – отношение гамма-процентной стойкости к средней  $T_\gamma/T$ , причем  $R_c$  и  $R_{II}$  для упрощения задачи могут не использоваться. В [3] такой подход использовался при исследовании принципов создания агрегатно-модульного инструмента и оптимизации принятия решений в механообработке [4].

Значения критериев оптимальности процесса механообработки, функций – показателей надежности и переменных при различных минимумах существенно отличаются, что делает задачу типично многокритериальной.

Рассматривалась следующая задача многокритериального нелинейного программирования:

$$\min_{x \in X(O, O)} f(x),$$

где  $X(y, v) = \{x \in Q \subset R^n : g(x) \leq y, h(x) = v\}$ ;  $Q$  – непустой компакт;  $f(x)$ ,  $g(x)$ ,  $h(x)$  – непрерывные вектор-функции,  $f: Q \rightarrow R^{m+1}$ ;  $g: Q \rightarrow R^p$ ;  $h: Q \rightarrow R^s$ . Множество  $Q$  задается параллелепипедными ограничениями:  $Q = \{x \in R^n : a \leq x \leq b\}$ , где  $b \in R^n$  – векторы констант,  $a < b$ . Решение задачи (2.1) не единственно, так как в пространстве значений критериев можно определить только отношение частичного порядка. Множество решений задачи определяется как минимальное множество относительно данного частичного порядка. Множество слабо эффективных оценок –  $S(O, O)$ , эффективных оценок –  $P(O, O)$ , собственно эффективных оценок –  $G(O, O)$ .  $G(O, O) \subset P(O, O) \subset S(O, O)$ . Точка  $x_0$ , соответствующая слабо

эффективной, эффективной или собственно эффективной оценке  $z_0$  (такой, что,  $x_0 \in f^{-1}(z_0)$ ) называется соответственно слабо эффективным, эффективным или собственно эффективным решением задачи многокритериальной оптимизации. Наиболее удобным для использования является множество слабо эффективных оценок. Это множество представляется как график некоторой функции чувствительности, которая описывает устойчивость задачи нелинейного программирования с одним критерием к возмущению правых частей функциональных ограничений. Как только задан принцип многокритериального выбора, становится возможным, при некоторых условиях, обобщить все соответствующие методы нелинейного программирования на задачи многокритериальной оптимизации. В работе использовались методы нелинейного программирования и многокритериального нелинейного программирования, заключающиеся в сведении исходной задачи к последовательности задач безусловной оптимизации и, путем введения свертывающих функций, к однокритериальной оптимизации. Использовались два основных способа поиска экстремума при одномерной оптимизации: метод спуска и метод штрафных функций. Многокритериальный выбор является задачей более высокого уровня в следующем смысле: предполагается, что все получаемые точки  $x_i$  удовлетворяют системе функциональных ограничений  $x_i \in X(O, O)$ , а также принадлежат множеству слабо эффективных решений ( $f(x_i) \in S(O, O)$ ), требуется выбирать различные оценки  $f(x_1), f(x_2), \dots$  из множества оптимальных оценок. Когда принцип выбора уже определен (например, оценка должна быть ближайшей к целевой точке), вопрос сводится к построению свертывающей функции соответствующего вида.

Для сравнения должны использоваться «наиболее противоречивые» критерии, для которых отношения значения первого при минимуме второго к абсолютному минимуму первого будет максимальным. Такие критерии являются контрастными. Так, отношение  $A_{h\min} / A_{\min} = 1,62$ , отношение  $t_{umH\min} / t_{um\min} = 3,66$ , отношение  $H_{t_{um\min}} / H_{\min} = 7,75$  и отношение  $R_{c_{t_{um\min}}} / R_{c_{\min}} = 3,13$ . Сравним значения некоторых переменных для контрастных критериев:  $h_{t_{um\min}} / h_{H\min} = 1,87$  и  $s_{t_{um\min}} / s_{H\min} = 5,0$ .

Чтобы определить, как меняются переменные, некоторые показатели надежности и критерии при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого, критерии рассматривались в порядке снижения производительности труда, а для графического представления материала в качестве аргумента был выбран критерий  $t_{um}$ . С ростом  $t_{um}$ , то есть по мере перехода от безусловного минимума  $t_{um}$  к минимуму  $A$ , затем к минимуму  $R_c$  и минимуму  $H_p$  затраты умеренно снижаются и затем растут (рис. 1),

напряженность труда очень сильно падает и расход сплава сильно снижается и затем растет.

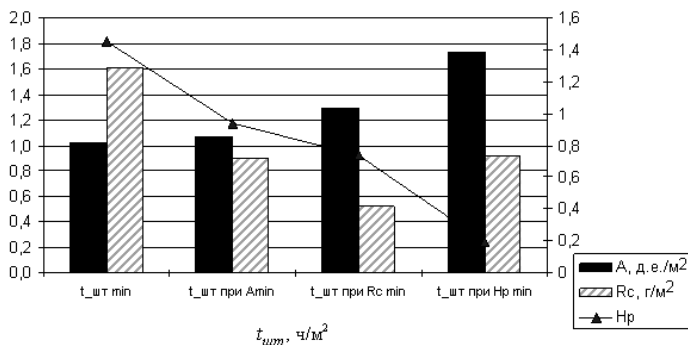


Рисунок 1 – Изменение значений критериев приведенных затрат ( $A$ ), расхода твердого сплава ( $R_c$ , г/м<sup>2</sup>) напряженности труда ( $H_p$ ) в порядке снижения производительности труда

Наиболее резкое падение напряженности труда понятно, так как  $t_{шт}$  и  $H_p$  – контрастные критерии. В большинстве случаев сравнение именно этих критериев определяет выбор режимов резания рабочим, так как производительность определяет заработную плату, а напряженность труда – утомляемость и самочувствие рабочего.

Для определения точки компромисса удобным показателем является минимум затрат на обработку, тем более, что он в ряде случаев соответствует интересам фирмы и общества в целом.

Но  $A$  нельзя считать единственным критерием и ограничиться более простой однокритериальной оптимизацией, так как на практике выбор параметров резцов и режима резания хоть и колеблется около минимума затрат, но в зависимости от производственной ситуации смещается как в сторону большей производительности, так и меньшей напряженности труда. С ростом  $t_{шт}$  вероятность поломок уменьшается (рис. 2), а период стойкости растет.

Из оптимизируемых переменных наиболее сильно уменьшается подача (рис. 3), умеренно снижается и затем сильно растет скорость резания.

Увеличение обоих параметров  $s$  и  $v$  положительно и в одинаковой степени влияет, уменьшая основное время, штучное время и, благодаря этому, уменьшая затраты. Степень же отрицательного влияния различна. Рост  $s$  увеличивает вероятность разрушения, что оказывает отрицательное влияние на многие функции и, в частности, на коэффициент вариации стойкости. Рост  $v$

снижает стоимость, но положительно влияет на коэффициент вариации стойкости. Поэтому изменение  $s$  является однонаправленным и более резким.

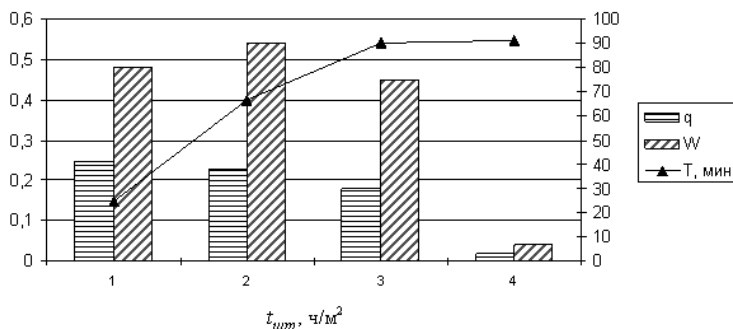


Рисунок 2 – Изменение параметров надежности при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого в порядке снижения производительности труда

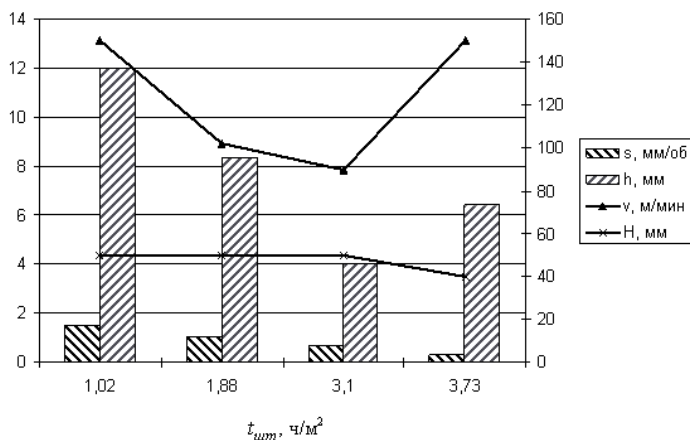


Рисунок 3 – Изменение оптимизируемых переменных при переходе от минимума одного критерия к минимуму другого

С ростом  $t_{шт}$  достаточно сильно снижается оптимальная толщина пластины. Это связано с тем, что с уменьшением подачи требуется меньшая прочность. Наименьшее значение  $h$  соответствует не  $H_{P \min}$ , а  $R_{c \min}$ , так как для последнего критерия  $h$  непосредственно влияет на целевую функцию.

Для поиска компромисса были рассмотрены множества эффективных решений в виде множеств Парето (рис. 4, 5), из которых наиболее важной

является кривая  $t_{шт} - H_p$ , т. к. она наиболее растянута и охватывает самый большой диапазон изменения переменных.

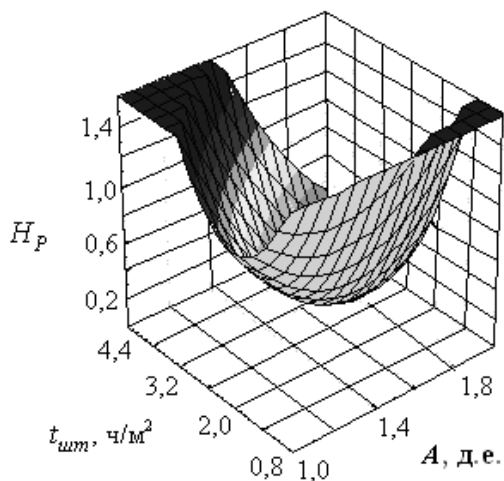


Рисунок 4 – Множество эффективных решений в пространстве критериев приведенных затрат, штучного времени и напряженности труда

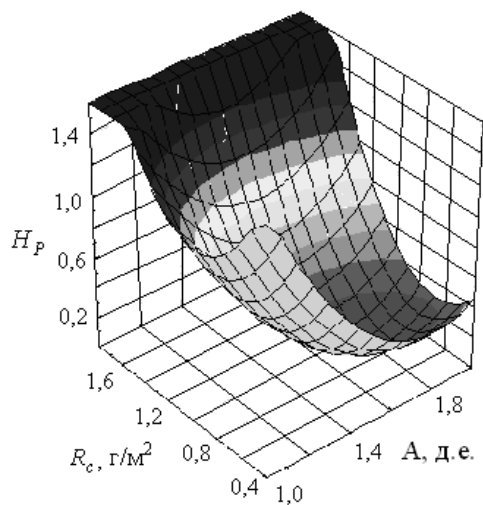


Рисунок 5 – Множество эффективных решений в пространстве критериев приведенных затрат, напряженности труда и расхода твердого сплава

Нанеся на кривой Парето  $t_{um} - H_p$  проекции точек безусловного минимума  $A$  и  $R_c$ , ориентировочно можно разделить множество эффективных решений на 3 зоны: 1 – преимущественного значения производительности процесса резания, 2 – экономичности и 3 – напряженности труда и расхода инструмента.

Выводы: 1. На основе анализа целевых функций показано, что в большинстве случаев в пределах системы ограничений существует минимум критериев приведенных затрат, штучного времени (максимум производительности), напряженности труда, расхода твердого сплава, расхода комплектов инструмента, а следовательно – оптимальные по этому критерию значения переменных. Чувствительность оптимума такова, что систему оптимизации можно считать устойчивой к внешним возмущениям.

2. Значения критериев, показателей надежности и переменных при различных частных минимумах для точения на средних станках отличаются до 2-7 раз. Поэтому задача оптимизации является типично многокритериальной.

3. Сужение множества эффективных решений осуществляется путем его разбиения на группы. Наилучшие результаты показывает поиск компромисса при рассмотрении кривой Парето для самых контрастных критериев – производительности и напряженности труда.

**Список использованных источников:** 1. Краснокутская Л.В., Хаев Г.Л. Принятие решений при многокритериальной оптимизации // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. статей. – Краматорск: ДГМА, Вып. 6, 1996. – С.92–109. 2. Мироненко Е.В., Васильева Л.В. К определению весовости критериев при оптимизации выбора режущего инструмента и режимов резания // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ: ДДМА, Вип. 16, 2004. – С. 159–165. 3. Мироненко Е.В. Принципы создания агрегатно-модульного инструмента и оптимизации принятия решений в механообработке // Сучасні технології у машинобудуванні: Зб. наук. статей / За заг. ред. П.І. Грабченка. – Том 2. – Харків: НТУ «ХП», 2006. – С. 211–220. 4. Мироненко Е.В., Васильева Л.В. Метод распознавания образов для системы принятия решений при механообработке // Вісник СевНТУ. Вип. 117. – Севастополь: СевНТУ, 2011. – С. 102–105.

*Поступила в редколлегию 16.04.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Krasnokutskaja L.V., Haev G.L. Prinjatje reshenij pri mnogokriterial'noj optimizacii // Nadezhnost' rezhwego instrumenta i opimizacija tehnologicheskix sistem. Sb. statej. – Kramatorsk: DGMA, Vyp. 6, 1996. – S.92–109. 2. Mironenko E.V., Vasil'eva L.V. K opredeleniju vesomosti kriteriev pri optimizacii vybora rezhwego instrumenta i rezhimov rezanija // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. – Kramators'k: DDMA, Vip. 16, 2004. – S. 159–165. 3. Mironenko E.V. Principy sozdanija agregatno-modul'nogo instrumenta i optimizacii prinjatija reshenij v mehanooobrabotke // Suchasni tehnologii u mashinobuduvanni: Zb. nauk. statej / Za zag. red. P.I. Grabchenka. – Tom 2. – Harkiv: NTU «HP», 2006. – S. 211–220. 4. Mironenko E.V., Vasil'eva L.V. Metod raspoznavanija obrazov dlja sistemy prinjatija reshenij pri mehanooobrabotke // Visnik SevNTU. Vip. 117. – Sevastopol': SevNTU, 2011. – S. 102–105.



Н.В. Новиков, академик НАН Украины, д-р техн. наук,  
С.А. Клименко, д-р техн. наук,  
А.С. Мановицкий, канд. техн. наук, Киев, Украина

## **РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ УГЛА СДВИГА ПРИ ОРТОГОНАЛЬНОМ СВОБОДНОМ РЕЗАНИИ МАЛОПЛАСТИЧНЫХ УГЛЕРОДИСТЫХ СПЛАВОВ**

*У статті представлено визначення кута зрушення при вільному ортогональному різанні малопластичних углеродистих сплавів, що забезпечується аналітичним методом, заснованим на механічному опорі матеріалів.*

*В статье представлено определение угла сдвига при свободном ортогональном резании малопластичных углеродистых сплавов, которое обеспечивается аналитическим методом, основанным на механическом сопротивлении материалов.*

*N.V. NOVIKOV, S.A. KLIMENKO, A.S. MANOVICKII  
SETTLEMENT DEFINITION OF THE CORNER OF SHIFT AT ORTHOGONAL FREE  
CUTTING МАЛОПЛАСТИЧНЫХ OF CARBONACEOUS ALLOYS*

*The determination of shearing angle and when free orthogonal cutting of low-plastic carbon-ferrous alloys is provided by analytic method based on mechanical material resistance.*

В зависимости от степени пластичности обрабатываемого материала стружкообразование в процессе резания происходит либо вследствие пластического течения металла в зоне резания, либо его разрушения с образованием и развитием трещин и последующим отделением элементной или суставчатой стружки. Известные методы подходов к оценке природы деформаций в зоне резания позволяют количественно решить задачу напряженно-деформированного состояния, но не всегда в достаточно полной мере описывают физическую сущность протекающих процессов.

Долгое время усадка стружки является одной из основных характеристик, позволяющих судить о явлениях, происходящих в зоне резания и производить многие расчеты с ее использованием. Одним из основополагающих положений науки о резании материалов является зависимость усадки стружки от степени деформации материала срезаемого слоя. Вместе с тем также хорошо известно, что измерение длины пути резания, длины и толщины срезанной стружки, ее взвешивание и производство окончательных расчетов с определением истинных величин и значений усадки стружки сопряжены со значительными трудозатратами, имеют немалые погрешности и чрезвычайно неудобны при практическом использовании в примышленном производстве. Особенно затруднено получение значений усадки стружки при образовании элементной и суставчатых стружек, длину которых практически невозможно измерить.

Используя общепринятую схему стружкообразования с единственной плоскостью сдвига, и зная площади контакта передних поверхностей режущих элементов со срезаемым припуском, можно предпринять попытку описать контактные явления в зоне резания и произвести расчет силы стружкообразования.

Известно, что отделение металла происходит в зоне резания, где металл получил деформацию, равную предельной, и при напряжении, равном пределу текучести максимально упрочненного металла. На контакте с передней поверхностью напряжения в металле стружки также достигают своих предельных значений. М.Ф. Полетика и М.Г. Гольдшмидт [6] считают, что элемент стружки образуется вследствие зарождения и развития трещины в непосредственной близости к режущей кромке инструмента.

На рис. 1 приведен микрошлиф отделяемого элемента стружки с образующейся текстурой, направление которой меняется в зависимости от места расположения материала снимаемого элемента в зоне резания [8].

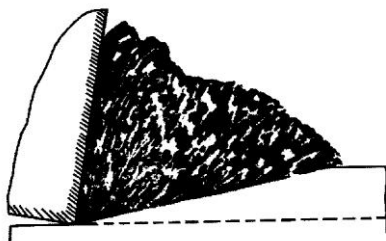


Рисунок 1 – Изображение микрошлифа отделяемого элемента стружки с образующейся текстурой. Сталь 45,  $V=60$  м/мин;  $S=0,59$  мм/об;  $t=1,5$  мм.

Как видно из приведенного рисунка, направление текстуры стремится к направлению конечной плоскости сдвига, в которой металл предельно упрочнен и подвергается сдвигу, в результате которого и отделяется стружка от основного материала снимаемого припуска. При дальнейшем контактом взаимодействии стружки с передней поверхностью резца происходит дополнительный нагрев стружки вследствие ее трения о переднюю поверхность и текстура размягченной стружки уже формируется не столько от сдвиговых напряжений при ее отделении, сколько благодаря контактному трению о переднюю поверхность инструмента и внутреннему трению металла стружки.

По мнению подавляющего большинства исследователей процесс стружкообразования является результатом пластического сдвига металла в зоне деформации. Такой подход вполне справедлив для пластичных сплавов при их резании с низкой скоростью, однако, не в полной мере объясняет такие явления, как завивание сливной стружки и образование элементов стружки с формой их продольного сечения, близкой к треугольной. Также большинство исследователей считают, что в зоне пластической деформации действуют

большие сжимающие напряжения, препятствующие разрыву материала, несмотря на то, что относительная деформация превосходит то ее значение, при котором происходит разрушение образца при растяжении. Несмотря на то, что более реалистичной представляется модель с развитой зоной деформации, аналитические исследования с применением моделей с одной плоскостью сдвига имеют вполне законченный вид и при обработке с высокой скоростью резания становятся все же более приемлемыми. Особенно это проявляется при обработке малопластичных и хрупких материалов [1].

Условно по соотношению пределов текучести и прочности обрабатываемые материалы можно разделить на весьма пластичные при  $\sigma_{\tau}(\sigma_{0,2})/\sigma_B = 0,45-0,55$ ; пластичные при  $\sigma_{\tau}/\sigma_B = 0,55-0,70$ ; малопластичные материалы, имеющие соотношение  $\sigma_{\tau}/\sigma_B = 0,70-0,90$ , и хрупкие – практически не обладающие текучестью [3]. В соответствии с этим признаком все закаленные стали и отбеленные, ковкие, высокопрочные чугуны можно отнести к малопластичным материалам.

При обработке инструментом с отрицательными значениями переднего угла, что характерно для обработки закаленных сталей и чугунов инструментом из поликристаллов нитрида бора (ПКНБ) материал припуска в зоне деформации испытывает деформации сжатия с последующим его вытеснением (сдвигом) в стружку. Как видно из рис. 1, текстура стружки образуется под углом, который не соответствует ни переднему углу резца, ни углу положения границы зоны стружкообразования [8]. Многочисленные шлифы, раскрывающие текстуру линий сдвига материала, переходящего в стружку, наилучшим образом исследованные Н.Н. Зоревым (пример показан на рис. 2) [2], получены при скорости резания, на два порядка меньшей по сравнению со скоростью точения труднообрабатываемых железоуглеродистых сплавов резцами, оснащенными ПКНБ. Соответственно, температура в зоне стружкообразования также ниже  $950 - 1100^{\circ}\text{C}$  [5, 10, 111] (температура при точении закаленных сталей), а значит, напряжения и деформации обрабатываемого материала в этих случаях также значительно отличаются.

В случае сливного стружкообразования очень сложно отделить зону первичной деформации от части материала припуска, уже перешедшего в стружку. Значительно легче это сделать, когда образуется элементная или суставчатая стружка.

Последовательность зарождения и образования элемента стружки [1], зафиксированная с помощью скоростной киносъемки с частотой 1500 кадров в секунду, показана на рис. 3.

До тех пор, пока нормальные напряжения в элементарном объеме деформируемого материала уравниваются касательными напряжениями на передней поверхности резца, сдвиг не происходит, материал припуска пластически деформируется и вытесняется из зоны деформации на переднюю поверхность резца.

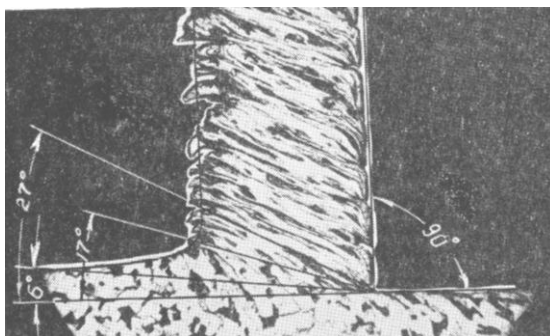


Рисунок 2 – Изображение границ зоны деформации при стружкообразовании и угла направления текстуры при свободном прямоугольном резании стали 20Х со скоростью  $V = 0,7$  м/мин, толщина среза  $a = 0,065$  мм [2].

Кадры скоростной киносъемки, приведенные на рис.3, получены при прямоугольном свободном резании холоднотянутой стали типа 20Г со скоростью резания 40 м/мин и толщиной среза 0,25 мм. Еще на этапе зарождения элемента стружки в отделяемом материале начинают просматриваться линии текстуры сдвига материала, которые более отчетливо наблюдаются в уже отделившихся элементах стружки. При этом направление линий сдвига сохраняется.

Как только напряжения сжатия достигают предела прочности материала, происходит разрушение его элементарного объема и смещение по плоскости сдвига и затем по передней поверхности резца. Как справедливо утверждает С.С.Силин [9], сила стружкообразования при резании вызывает значительное сжатие и упруго-пластическое деформирование металла снимаемого припуска с последующим пластическим сдвигом (разрушением). Однако утверждение о том, что равнодействующая сила стружкообразования всегда должна составлять угол  $45^\circ$  с условной плоскостью сдвига, как это имеет место при разрушении цилиндрического образца при его сжатии, представляется недостаточно обоснованным.

При разрушении образца угол  $45^\circ$  образуется как половина угла между основанием, на котором расположен нагружаемый образец, и направлением действия приложенной силы. При этом линия сдвига проходит через центр тяжести продольного сечения разрушаемого образца.

При прямоугольном свободном резании малопластичных материалов эта зона будет представлять собой неправильную фигуру, близкую к треугольнику. Сдвиг в объеме снимаемого припуска наиболее вероятно будет происходить по плоскости, с углом наклона, близким к углу текстуры и находящимся между передней поверхностью резца и нижней границей зоны стружкообразования и наиболее вероятно проходить через центр тяжести геометрической фигуры, представляющей собой проекцию зоны деформации на плоскость  $YZ$ .



Рисунок 3 – Схема образования элементной стружки и текстуры при частоте скоростной съемки 1500 кадров в секунду холодноотянутой стали типа 20Г. Толщина среза – 0,25 мм

Представим зону резания, как показано на рис 4. В этом случае зона стружкообразования будет ограничиваться снизу линией  $AE$ , а со стороны передней поверхности резца – линией  $AB$ .

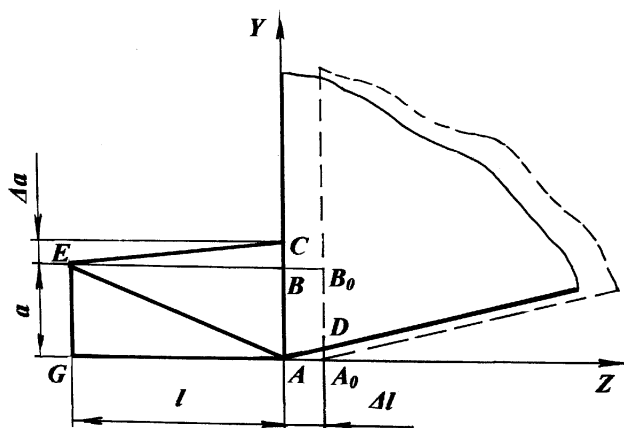


Рисунок 4 – Схема зоны деформации снимаемого припуска

Для упрощения выкладок и наглядности предположим, что передний угол резца равен нулю. Тогда элементарный (мгновенный) объем припуска, снимаемого резцом при свободном прямоугольном резании за бесконечно малый отрезок времени  $\Delta T$ , упрощенно можно представить в виде треугольника  $A_0EB_0$ , который мгновенно трансформируется в треугольник  $AEC$  при перемещении резца на расстояние  $\Delta l$ , как показано на рис. 4. При этом площадь сечения треугольника  $BEC$  будет равна площади сечения прямоуголь-

ника  $A_0ABB_0$ . Непосредственно перед разрушением элементарного объема припуска и образования элемента стружки площадь поперечного сечения такого объема ближе всего можно представить треугольником  $AEC$ . Рассчитав и приравняв площади указанных фигур, получаем уравнение, решив которое относительно  $l$ , получим высоту  $BE$  треугольника  $AEC$ .

Для лучшего представления сечения элементарного объема снимаемого припуска после пластической деформации непосредственно перед сдвигом и определения положения плоскости сдвига произведем дополнительные построения, как показано на рис. 5.

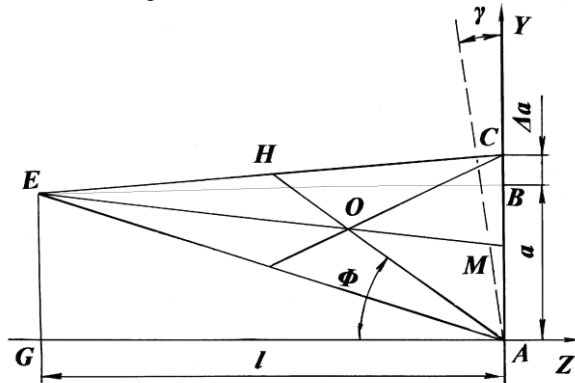


Рисунок 5 – Схема для определения угла наклона главной плоскости сдвига пластически деформированного припуска в зоне резания

$$\frac{1}{2}l\Delta a = \Delta la, \tag{1}$$

$$l = \frac{2a\Delta l}{\Delta a}. \tag{2}$$

Выражая через тангенс угла  $EAG$  отношение толщины среза к высоте треугольника  $AEC$ , определяем значение этого угла:

$$\angle CAH = \frac{\pi}{2} - \Phi. \tag{3}$$

С учетом допущения, что линия разрушения (сдвига) элементарного объема проходит через его центр тяжести, находим точку  $O$ , которая является центром тяжести продольного сечения зоны стружкообразования. Находим угол  $BCE$  из одноименного треугольника:

$$\angle BCE = \arctg \frac{l}{\Delta a}. \tag{4}$$

Тогда сторона  $EC$  этого треугольника будет:

$$EC = \frac{\Delta a}{\cos \operatorname{arctg} \frac{l}{\Delta a}}. \quad (5)$$

Сторона  $AC = a + \Delta a$ , а сторона  $HC$  треугольника  $ACH$  будет:

$$HC = \frac{1}{2} EC = \frac{\Delta a}{2 \cos \operatorname{arctg} \frac{l}{\Delta a}}. \quad (6)$$

По теореме косинусов

$$\begin{aligned} AH^2 &= HC^2 + AC^2 - 2HC \cdot AC \cos \angle BCE = \\ &= \left( \frac{\Delta a}{2 \cos \operatorname{arctg} \frac{l}{\Delta a}} \right)^2 + (a + \Delta a)^2 - \frac{2\Delta a}{2 \cos \operatorname{arctg} \frac{l}{\Delta a}} \cdot (a + \Delta a) \cdot \cos \operatorname{arctg} \frac{l}{\Delta a} \end{aligned} \quad (7)$$

После подстановки значения проведения сокращения и извлечения квадратного корня получаем следующее уравнение для определения действительного значения длины условной плоскости сдвига:

$$AH = \sqrt{\left( \frac{\Delta a}{2 \cos \operatorname{arctg} \frac{2a\Delta l}{\Delta a^2}} \right)^2 + (a + \Delta a)^2 - \Delta a(a + \Delta a)}. \quad (8)$$

Из теоремы синусов соотношение сторон и углов треугольника  $ACH$  будет следующим:

$$\frac{HC}{\sin \angle CAH} = \frac{AH}{\sin \angle ACH}. \quad (9)$$

Следовательно,

$$\sin \angle CAH = \frac{HC \sin \angle ACH}{AH}. \quad (10)$$

Поскольку  $\angle CAH = \frac{\pi}{2} - \Phi$ , то с учетом формул приведения при наличии у реза переднего угла, отличного от нуля, находим искомый угол сдвига:

$$\Phi = \arccos \frac{\Delta a \cdot \operatorname{sinarctg} \frac{2a\Delta l}{\Delta a^2}}{\sqrt{\left( \frac{\Delta a}{2 \cos \operatorname{arctg} \frac{2a\Delta l}{\Delta a^2}} \right)^2 + (a + \Delta a)^2 - \Delta a(a + \Delta a)}} \pm \gamma, \quad (11)$$

Причем знак «–» применяется для отрицательного значения угла, а знак «+» – для положительного.

В рассматриваемом случае  $\Delta l$  и  $\Delta a$  представляют собой относительные изменения линейных размеров при сжатии и пластическом деформировании материала припуска непосредственно перед сдвигом, то можно представить их как относительное укорочение  $\delta$  и относительное утолщение  $\psi$  при сжатии в термических условиях, близких к температуре резания [7]. После подстановки этих характеристик обрабатываемого материала в уравнения (8) и (11) получаем выражение для определения длины и угла наклона условной плоскости сдвига в зависимости от свойств обрабатываемого материала при нулевом значении переднего угла резца:

$$\Delta l \approx \delta \cdot l; \quad \Delta a \approx \psi \cdot a \quad (12)$$

Для расчета равнодействующей силы стружкообразования при разрушении элементарного объема материала снимаемого припуска необходимо определить площадь контакта передней поверхности резца со снимаемым при резании припуском и площадь сдвига. Длина проекции плоскости сдвига  $AH$  (медиана треугольника  $AEC$ ) определяется по формуле

Из уравнения (9) можно перейти к уравнению для определения площади плоскости сдвига элементарного объема припуска, умножив длину медианы  $AH$  на длину режущей кромки  $b$ . После расчета площади сечения среза припуска (контакта передней поверхности резца со снимаемым припуском) [6] и проецирования ее на площадь сдвига получим следующее уравнение:

$$A_{\Phi} = \frac{a(1+\psi)b}{\sin(\gamma+\Phi)}. \quad (10)$$

В простейшем случае прямоугольного свободного резания площадь сечения среза и является площадью контакта припуска по передней поверхности, т. е. произведением толщины среза на длину режущей кромки резца. Отдельно следует рассчитать действительную площадь контакта типовых режущих элементов со срезаемым припуском [4]. После расчета площади сечения среза припуска (контакта передней поверхности резца со снимаемым припуском)  $A_{\gamma}$  можно спроецировать ее на площадь сдвига  $A_{\Phi}$ , разделив на знаменатель уравнения (10).

Как доказано фундаментальными исследованиями механики процесса резания металлов [2], с обобщением отечественных и зарубежных исследований, при повышении скорости резания ширина пластической зоны значительно уменьшается и практически превращается в плоскость. Тогда стано-



вится справедливым уравнение, описывающее зависимость между углами сдвига, трения и передним углом резца:

$$2\Phi + \eta - \gamma = \frac{\pi}{2}, \quad (11)$$

где:  $\eta$  – угол трения;  $\gamma$  – передний угол резца.

$$\eta = \frac{\pi}{2} - 2\Phi + \gamma, \quad (12)$$

Исходя из равновесия сил, действующих на стружку и резец, получаем формулу для определения угла действия силы стружкообразования (угла между вектором равнодействующей силы стружкообразования и плоскостью сдвига):

$$\Theta = \Phi + \eta - \gamma. \quad (13)$$

Зная угол сдвига  $\Phi$  и рассчитав угол трения  $\beta$  из уравнению (12), получим угол действия  $\Theta$ . После этого можно рассчитать радиальную (нормальную)  $P_y$  и тангенциальную  $P_z$  составляющие силы стружкообразования, а также силу нормального давления  $N_y$  и силу трения  $F_y$  на передней поверхности резца.

Упрощенная пластическая зона резания, представленная треугольником  $ACE$  на рис.1 и рис.2, в действительности не ограничивается четкой плоскостью. Металл в зоне сдвига переходит в пластическое состояние под действием касательных и нормальных нагрузок и условие пластичности может быть выражено с использованием критерия Мизеса следующим образом:

$$\sigma_B^2 = [\sigma(t)]^2 + 3[\tau(t)]^2. \quad (14)$$

где:  $\sigma_B$  – предел текучести сплава при растяжении;  $\tau(t)$  – касательные напряжения;  $\sigma(t)$  – нормальные напряжения;

В условиях начала сдвига касательные напряжения достигают своего максимума, а нормальные – стремятся к нулю и из уравнения (14) следует, что максимальные касательные напряжения в плоскости сдвига могут быть рассчитаны по следующему уравнению:

$$\tau = \frac{1}{3} \sigma_B. \quad (15)$$

**Список использованных источников:** 1. *Армарего И. Дж. А., Браун Р. Х.* Обработка металлов резанием / Пер. с англ. В. А. Пастунова. – М.: Машиностроение, 1977. – 326 с. 2. *Зорев Н. Н.* Вопросы механики процесса резания металлов. – М.: Машгиз, 1956. – 364 с. 3. *Королев П. Г.* Сопротивление материалов: Справочник по расчетно-проект. раб. – К.: Выща шк., 1974. – 288 с. 4. *Новиков Н. В., Мановицкий А. С., Клименко С. А.* Расчет силы стружкообразования при сложнопрофильном точении резцами, оснащенными круглыми пластинами // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: Сб. науч. тр. – Краматорск; К., 2008. – Вып. № 23 – С.

3–11. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: В 10 т. / Новиков Ф. В. и др. – Одесса: Изд-во ОНПУ, 2003. – Т. 3: Резание материалов лезвийными инструментами. – 546 с. 6. Полетика М. Ф., Гольдшмидт М. Г., Стефанов Ю. П. Математическое моделирование процесса резания // Вопр. механики и физики процессов резания и холодного пластического деформирования. – К.: Изд-во ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Укр. раины, 2002. – С. 33-43. 7. Полухин П. И., Гун Г. Я., Галкин А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов. – М.: Металлургия, 1976. – 488 с. 8. Розенберг Ю. А. Резание материалов: Учеб. для техн. вузов.– Курган: Полиграф комбинат, Зауралье, 2007.– 294 с. 9. Силин С. С. Метод подобия при резании материалов. – М.: Машиностроение, 1979.–152 с. 10. Y. Kevin Chou, Chris J. Evans, Moshe M. Barash. Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel. Manufacturing Engineering Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA. School of Industrial Engineering, Purdue Univers, West Lafayette, IN, USA // Journal of Mater. Proc. Technology. – № 124. – 2002. – P. 274–283. 11. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: монография в 6 томах / Под общей ред. Н.В. Новикова.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. Том 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 316 с.

*Поступила в редколлегию 08.04.2011.*

**Bibliography (transliterated):** 1. Armarego I. Dzh. A., Braun R. H. Obrabotka metallov rezaniem / Per. s angl. V. A. Pastunova. – М.: Mashinostroenie, 1977. –326 s. 2. Zorev N. N. Voprosy mehaniki processa rezanija metallov.– М.: Mashgiz, 1956. – 364 s. 3. Korolev P. G. Soprotivlenie materialov: Spravochnik po raschetno-proekt. rab. – К.: Vyva shk., 1974. – 288 s. 4. Novikov N. V., Manovickij A. S., Klimenko S. A. Raschet sily struzhkoobrazovanija pri slozh-noprofil'nom tochenii rezcami, osnawennymi kruglymi plastinami // Nadezhnost' instrumen-ta i optimizacija tehnologicheskikh sistem: Sb. nauch. tr. – Kramatorsk; K., 2008. – Vyp. № 23 – S. 3 –11. 5. Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashino-stroenija: V 10 t. / Novikov F. V. i dr. – Odessa: Izd-vo ONPU, 2003. – Т. 3: Rezanie materialov lezviynymi instrumentami. – 546 s. 6. Poletika M. F., Gol'dshmidt M. G., Stefanov Ju. P. Matematicheskoe modelirovanie processa rezanija // Vopr. mehaniki i fiziki processov reza-nija i holodnogo plasticheskogo deformirovanija. – К.: Izd-vo ISM im. V. N. Bakulja NAN Uk-rainy, 2002. – S. ZZ-43. 7. Poluhin P. I., Gun G. Ja., Galkin A.M. Soprotivlenie plasticheskoy deformacii metallov i splavov. – М.: Metallurgija, 1976. – 488 s. 8. Rozenberg Ju. A. Rezanie materialov: Ucheb. dlja tehn. vuzov.– Kurган: Poligraf kombinat, Zaural'e, 2007.– 294 s. 9. Silin S. S. Metod podobija pri rezanii materialov. – М.: Mashinostroenie, 1979.–152 s. 10. Y. Kevin Chou, Chris J. Evans, Moshe M. Barash. Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel. Manufacturing Engineering Laboratory, National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD, USA. School of Industrial Engineering, Purdue Univers, West Lafayette, IN, USA // Journal of Mater. Proc. Technology. – № 124. – 2002. – R. 274–283. 11. Sverh-tverдые materialy. Poluchenie i primenenie: monografija v 6 tomah / Pod obwej red. N.V. No-vikova.– Киев: ISM im. V.N. Bakulja, IPC «ALKON» NANU, 2006. Том 5: Obrabotka materia-lov lezviynym instrumentom / Pod red. S.A. Klimenko.– Киев: ISM im. V.N. Bakulja, IPC «ALKON» NANU, 2006. – 316 s.

## A NEW MATHEMATICAL MODEL OF THE SURFACE DEGRADATION CAUSING WEAR ON THE CUTTING TOOL'S FLANK LAND

3. ПАЛМАЙ

НОВА МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ЗНОСУ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ ПО ЗАДНІЙ ПОВЕРХНІ

*Після розгляду великої кількості літератури по зносу ріжучого інструменту, ми обрали теоретичний опис зносу інструменту по задній поверхні метою даної роботи. Грунтуючись на оптичних, електронно-оптичних і морфологічних дослідженнях фізичних особливостей зносу, ми прийшли до висновку, що переміщення інструмента має бути враховане не тільки в абразиві, але також і в активізованому поширенні температури, процесах окислювання. Отже, ми пропонуємо математичну модель норми зносу, автономне нелінійне відмінне рівняння, що приймає до уваги ефект прискорення зносу й технологічні параметри різання й температури, що поширюється по задній поверхні інструмента. Технологічні параметри можуть також змінюватися. Складне рівняння зношування було підтверджено результатами тестування, що були проведені з карбідом P20 на сталі C45. Ми змоделювали несприятливий ефект швидко змінюваної швидкості, різання на зношування інструмента викликаний вібрацією.*

*После рассмотрения большого количества литературы по износу режущего инструмента, мы выбрали теоретическое описание износа инструмента по задней поверхности целью данной работы. Основываясь на оптических, электронно-оптических и морфологических исследованиях физических особенностей износа, мы пришли к выводу, что перемещение инструмента должно быть учтено не только в абразиве, но также и в активизированном распространении температуры, процессах окисления. Следовательно, мы предлагаем математической модели нормы износа, автономное нелинейное отличительное уравнение, которое принимает во внимание эффект ускорения износа и технологические параметры резания и температуры, развивающейся на задней поверхности инструмента. Технологические параметры могут также измениться. Сложное уравнение износа было подтверждено результатами тестирования, выполненных с карбидом P20 на углеродистой стали C45. Мы смоделировали неблагоприятный эффект быстро изменяющейся скорости резания на износ инструмента вызванный вибрацией.*

*Having reviewed the extensive literature on the wear of the cutting tool, we chose the theoretical description of flank wear as the subject matter of this paper. Based on the optical electron-optical and morphological studies of the physical characteristics of wear processes we came to the conclusion that the cutting distance need not only be taken into consideration in abrasive, adhesive processes but also in thermally activated diffusion, oxidation processes. Consequently, we propose the application of a mathematical model of wear rate, an autonomous nonlinear differential equation that takes into account the wear-accelerating effect of both the technological parameters of cutting and the temperature developing on the tool flank land. Technological parameters may also change depending on time. The complex wear equation was validated by the results of the cutting tests performed with P20 carbide on C45 carbon steel. We could model the adverse effect of the rapidly changing cutting speed on the wear of the tool during vibration.*

### 1. INTRODUCTION

The wear and life of tools has always been an interesting topic for technologists as the book written by Schallbroch and Bethmann already referenced 106

sources [1]. Yet it is true that Finnie's retrospective analysis written in 1956 [2] about the history of the previous 100 years only touched on the issues of wear, but considerable amount of studies dealing with this topic have been written ever since. The development of this topic took two directions. On the one hand, researchers tried to determine the empiric function of the tool life based on practical experiences and technological measurements. As it is widely known, many researches like this have been conducted since Taylor, such as the comprehensive study by Colding and König [3].

Koren [4] elaborated a comprehensive theory of the flank wear of the cutting tool using linear control theory. He assumed that flank wear is composed of the sum of mechanical and thermally activated processes, in which the former phenomena relate to the length of work cut, while the latter relate to the duration of cutting. He described temperature as a feedback process through wear. Usui és Shirakashi [5] also studied flank wear in thermally activated wear processes, and they concluded that the length of work cut must be taken into consideration. Nevertheless, they ignored abrasive, adhesive processes. Their wear equation is

$$\frac{dW}{\sigma_1 dL} = C_1 \exp - \frac{C_2}{\theta}, \quad (1)$$

where  $\sigma_1$  is normal stress, and  $C_1, C_2$  are constants.

The next step in the theoretical description of the wear processes of tools was when researchers took both friction and diffusion processes into consideration in the study of flank wear [5, 6, 7]. These models, however, ignored the fact that a sort of mechanical wear effect influencing wear rate also occurs during thermally activated wear. Generally we can conclude that the common characteristic that all tool wear descriptions share is that wear is described as a function of cutting distance in friction and as a function of time in diffusion processes. However, based on experience and also in line with what Schaller showed long ago [8], friction, i.e. adhesive, abrasive wear also have an important role in thermally activated processes. If we are to elaborate a complex theory for this process, all these factors need to be considered together.

## 2. GEOMETRICAL RELATIONSHIPS OF FLANK WEAR

Wear can be studied in two dimensions in orthogonal cutting. The weight of the actually worn material of  $V$  volume shown in Figure 1/a. is  $m = \rho V$ , and  $V = (F_1 + F_2)b$  (where  $\rho$  is density,  $b$  is the width of the removed layer).  $F_2$  depends on the diameter of the workpiece and the approach angle of the tool's edge, although it is usually ignored. We also did the same except that we limited the proportion of  $F_2$  to  $F_1$  to a maximum 3% in our cutting examinations, as it was recommended by Müller [9].

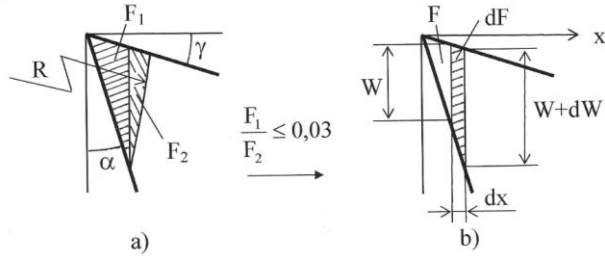


Figure 1 – The geometry of flank wear

The geometrical relationships of wear, using the above simplification, is shown by Figure 1/b. The relationship between wear of  $x$  direction and flank wear  $W$  measured on the tool is

$$W = (\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma)x, \quad (2)$$

$dV$  volume worn away during time  $dt$  is

$$dV = b(\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma)xdx = \frac{b}{\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma} WdW \quad (3)$$

so the velocity of volume wear is

$$\frac{dV}{dt} = \frac{b}{\text{ctg}\alpha - \text{tg}\gamma} W\dot{W} \quad (4)$$

### 3. A NEW MODEL OF FLANK WEAR

In accordance with the above considerations, the rate of flank wear must be studied as a function of both cutting distance and the developing temperature, i.e.

$$\frac{dm}{dL} = \frac{\rho}{v} \frac{dV}{dt} = C_1 + C_2 \exp\left(-\frac{Q}{R\theta}\right), \quad (5)$$

where the right side of the equation describes the physical processes of wear by summarizing the adhesive/abrasive and thermally activated processes, i.e. diffusion and oxidation occurring on the surface or in the surface layer of the tool. Using equation (4), this takes the form of

$$\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[ A_a + A_{th} \exp\left(-\frac{Q}{R\theta}\right) \right] \quad (6)$$

where  $A_a$ ,  $A_{th}$  and  $Q$  are constants. The new model is not yet complete with this because the circumstances of chip formation also change as wear increases. As we noted earlier, we are going to ignore the impact of flank wear on normal stress developing there. We will, however, consider that cutting temperature increases during the increase of wear. For this purpose, we will use formula

$$\theta \cong C_v v^x + C_w W = C_v (v^x + KW) \quad (7)$$

where  $K = C_w / C_v$ .

which expresses interaction, feedback since increasing temperature accelerates wear. Thus, the new model describing the flank wear of cutting tools is

$$\frac{dW}{dt} = \frac{v}{W} \left[ A_a + A_{th} \exp - \frac{B}{v^x + KW} \right], \quad (8)$$

where

$$B = \frac{Q}{RC_v}. \quad (9)$$

Here  $R=8,29 \text{ J/mol.}^\circ\text{K}$  is the universal gas constant,  $C_v$  is the constant of empirical temperature function (7),  $Q$  is the activation energy of the thermally activated wear component on the tool flank. It is important that we do not impose any restrictions on cutting speed  $v$  in equation (8), so it can be constant or periodically or continuously changing.

(8) is a non-linear autonomous differential equation whose solution is simple with numerical methods. There is no restriction regarding the initial condition. The radius of the rounding-off of the edge can be chosen for a new tool, while in the case of a used tool, the value of wear developed during previous usage is the initial condition. This also means that equation (8) can be used repeatedly for various cutting processes if we consider the simplifying assumption that we made in respect of the relationship of segments  $F_1$  and  $F_2$  in Figure 1. An important characteristic of the new, complex wear equation is that we can use the data of the wear measurements performed in the factory during manufacturing and no special experiments are necessary.

#### 4. THE VALIDATION OF THE NEW WEAR MODEL

We performed the long-time examinations of wear with uncoated carbide of P20 quality. The initial workpieces were cylinders cut to 280 mm diameter and 1700 mm length out of a large block. Hardness was  $HV_{20} 196 \pm 16$ , the examined microstructure is shown by Figure 2. The chemical composition of the C45 quality steel used in the experiment was **C** 0.45%, **Mn** 0.78%, **Si** 0.26%, **P** 0.025%, **S** 0.026%, **Al** 0.13%. The **Al** content here is an order of magnitude higher than usual; this is how we could make sure that only rigid inclusions should develop. Figure 3 shows the picture of such a typical inclusion. By this we limited the scatter of the results of wear measurements.

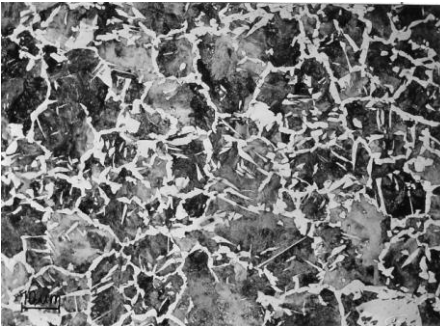


Figure 2 – Micrograph of the material of cutting experiments

Figure 3 – A typical rigid  $Al_2O_3$  inclusion of steel over-deoxidized with **Al**

We chose  $f=0.25\text{mm/rev}$ ,  $a=2.5\text{mm}$  and  $\gamma=+6^\circ$ . We chose the radius of the rounding-off of the edge of the commercial carbide as an initial condition, which was  $W_0 \approx 30 \mu\text{m}$ . Measurement results of the flank wear of the tool are shown by Figure 4. The curves that can be determined by the new wear equation needed to be optimally tailored to these results.

Calculating with formula (7) out of the technological parameters chosen for the experiments we get  $C_v=281.6 \text{ K}$ , and using this  $K=0,002 \text{ K}/\mu\text{m}$  and  $\chi=0.27$ . Having these numbers, constants  $A_a$ ,  $A_{th}$  and  $B$  can be determined by a regression analysis in which we are looking for constants where R2 Pearson correlation factor takes the maximum value.

So the constants of the wear equation regarding the experimental C45 material, the P20 tool and the applied technology are  $A_a=2 \mu\text{m}/\text{min}$ ,  $\ln A_{th}=16.81125$  and  $B=65$ . The consistency of calculated and measured results is reflected by Figure 4 and Figure 5.

The apparent activation energy of wear is  $Q=BRC_v=65 \cdot 281.5 \cdot 8.29=151.7 \text{ kJ/mol}$ . We can see that the degradation of the tool during cutting is a complex process that is the resultant of several reactions, but the process determining the intensity of wear here is the diffusion of Co from the sintered carbide structure into steel.

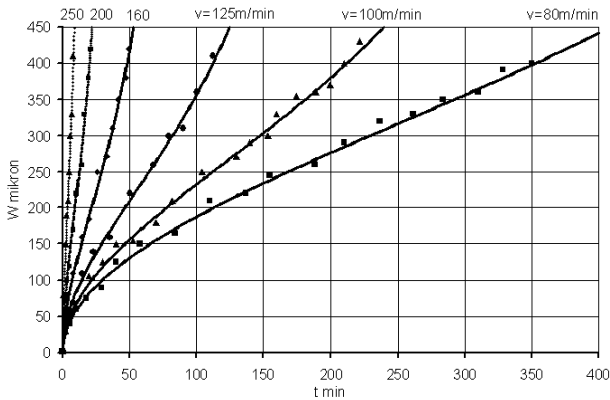


Figure 4 – Wear curves calculated from measurement results

As previously shown, this wear equation is based on the fact that even though thermally activated processes dominate wear there is still abrasion, since this causes a part of the surface layer to become permanently degraded after all. Constant  $A_a$  shows the abrasive characteristics of the complex wear process, while constant  $A_{th}$  is related to diffusion in equation (8). The change in the ratio of these values represents how much abrasive processes and diffusion are responsible for the degradation of the tool. It is interesting to see how the ratio of these values changed numerically. For example, if we set velocity to  $v=160 \text{ m/min}$  with an initial wear of  $W=30\mu\text{m}$  and abrasive component  $A_a=2$  in equation (8), the value of thermal com-

ponent  $A_{th} \exp B/(v_x + KW)$  is only 1.4, but if wear is  $W=400 \mu\text{m}$  the thermal component becomes 22.5. So the initial 2:1.4 ratio shows the dominance of the abrasive component, but if the tool is worn out, approaching the end of its life time, the thermal component is increasingly dominant as the ratio has changed to 2:22.5.

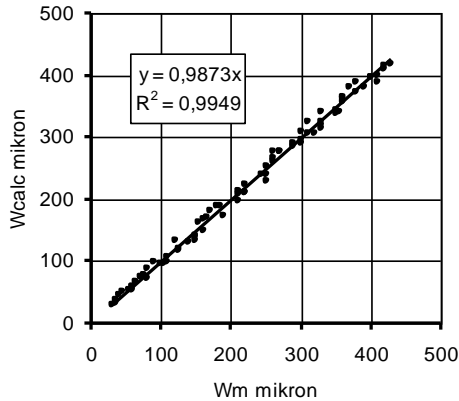


Figure 5 – Wear measured and calculated with differential equation (8)

### 5. APPLICATION

The rapid change of cutting speed is vibration, which is a nightmare to engineers. The complex wear equation is also suitable for describing the extreme wear process, often leading to a fracture, which occurs under these circumstances. We showed elsewhere [10] that the formation of either a built-off edge or a lamellar chip might result in a vibration in the workpiece-machine-tool elastic system due to the fact that the tool makes a periodic motion in the direction of the cutting speed. This vibration may be sufficiently modelled by the function

$$v = v_0 + \Delta v \cdot \sin \omega t \tag{10}$$

in which  $\Delta v$  can even increase during cutting in a harmful, so-called resonance process. Here we assume a lamellar chip formation process, a quasi-stationary state where  $v = \text{const}$ . If we substitute this into the wear equation devised previously, we obtain the results shown by Figure 6. Angular natural frequency  $\omega = 3 \text{ min}^{-1}$  is included in this figure only to model the nature of the process, wear curve  $\omega = 10^4 \text{ min}^{-1}$  is more realistic, the wear curve appears as a continuous line then. Wear rate and the failure of the tool are considerably higher in periodically changing speed. Cutting force increases in significant wear, which further increases wear, the tool gets fractured or chipped, then breaks. This is the typical consequence of resonance.

This modelling of the effect of the rapidly fluctuating cutting speed can only be regarded as a qualitative method as we ignored the specific characteristics of the transient change of temperature, which we already discussed before elsewhere [11]. Figure only demonstrates that, on the one hand, the complex wear equation can also be used under such technological circumstances and, on the other hand; it shows one of the possible reasons for scatter in tool life.



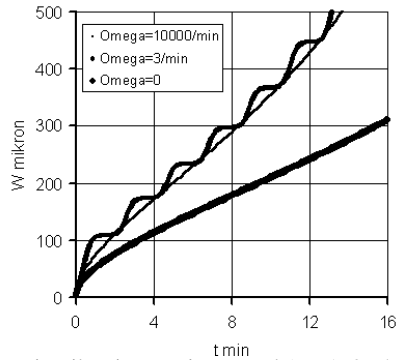


Figure 6 – Wear curve in vibrating cutting speed ( $v_0=160\text{m/min}$ ,  $\Delta v=150\text{ m/min}$ )

### SUMMARY

Having reviewed the literature on cutting and based on the optical, electron-optical and morphological examinations of wear processes we have reached the conclusion that it is possible to describe the abrasive, adhesive and thermally activated diffusion, oxidation processes in a single mathematical model. This model is a non-linear autonomous differential equation that takes the length of work cut and the interaction of the temperature and wear on the tool flank into consideration in all the related processes. The wear curves calculated by the wear equation closely correlate with flank wear measurement results in cutting examinations. The model can even be used with changing technological parameters as the data necessary for the constants of the wear equation may as well be determined even by measurements performed on the tool during factory manufacturing. If we have this data, we can calculate the activation energy of the process determining the nature of the wear process. The adverse effect of the tool's vibration, which accelerates wear, can also be described by this equation.

### ACKNOWLEDGEMENT

The described work was carried out as part the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project in the framework of the New Hungarian Development Plan. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Schallbroch, H., H. Bethmann, *Kurzprüfverfahren der Zerspanbarkeit*, 1950. Teubner Verlagsgesellschaft Leipzig. 2 Finnie, I., *Review of the Metal-Cutting Analyses of the Past Hundred Years*. Mechanical Engineering, 1956. Aug. 715-721. 3 Colding, B., W. König, *Validity of the Taylor Equation in Metal Cutting*, Annals of the CIRP Vol. XIV (1971) 793-812. 4 Koren, Y., *Flank Wear Model of Cutting Tools Using Control Theory*, Trans. of the ASME, Journ. of Engineering for Industry Vol. 100. Febr. 1978. 103-109. 5 Usui, E., T. Shirakashi, *Analytical prediction of cutting tool wear*, Wear 1000 (1984) 129. 6 Mathew, P., *Use of predicted cutting temperatures in determining tool performance*, Int. Journ. Mach. Tools Manufact. Vol. 29 (1989) No. 4. 481-497. 7 Luo, X., K. Cheng, R. Holt, X. Liu, *Modeling flank wear of carbide tool insert in metal cutting*, Wear, 259 (2005) 1235-1240. 8 Schaller, E., *Einfluss der Diffusion auf den Verschleiß von Hartmetallwerkzeugen bei der Zerspanung von Stahl*, Industrie Anzeiger 87 (1965) No.9. 29. Jan. 9 Müller, E., *Der Verschleiß von Hartmetallwerkzeugen und seine kurzzeitige Ermittlung*, Eidgenössischen Technischen Hochschule in Zürich, 1962. 10 Pálmai, Z. G. Csernák, *Chip formation as an oscillator during the turning process*, Journal of Sound and Vibration 326 (2009) 809-820. 11 Pálmai, Z., *Cutting temperature in intermittent cutting*, Int. Journ. Mach. Tools Manufact. Vol. 27. No. 2 1987. 261-274.

*Поступила в редколлегию 15.04.2011*

И.Н. Пыжов, д-р техн. наук, Харьков, Украина,  
А.В. Васильев, канд. техн. наук, В.Г. Клименко, Полтава, Украина

## СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА И ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ АЛМАЗОВ, ПОЛУЧЕННЫХ МЕТОДОМ CVD

*Розглянуті деякі питання, пов'язані з перспективою застосування синтетичних алмазних полікристалів, отриманих методом CVD. Встановлено, що незважаючи на малу питому вагу їхнього використання в цей час, вони мають гарні перспективи в майбутньому. Особливий інтерес представляє використання цих матеріалів для виправлення абразивних кругів.*

*Rассмотрены некоторые вопросы, связанные с перспективой применения синтетических алмазных поликристаллов, полученных методом CVD. Установлено, что несмотря на малый удельный вес их использования в настоящее время, они имеют хорошие перспективы в будущем. Особый интерес представляет использование этих материалов для правки абразивных кругов.*

I.N. PYZHOV, A.V. VASIL'EV, V.G. KLIMENKO  
CONDITION OF THE QUESTION AND PROSPECT OF THE DIAMONDS APPLICATION  
RECEIVED BY METHOD CVD

*Some questions related to the perspectives of application of the synthetic diamond polycrystals got by the method of CVD are considered. It is established, that despite of small relative density of their use now, they have good prospects in the future. Special interest represents use of these materials for editing abrasive wheels.*

1. **Постановка проблеми.** Как известно, природный алмаз до сих пор является непревзойденным инструментальным материалом. Учитывая дороговизну и истощение запасов алмазов в природе, поиск путей их замены на более дешевые поликристаллические алмазы является актуальной научно-практической задачей.

2. **Анализ последних исследований и публикаций.** Сегодня рынок предлагает большое разнообразие инструментальных материалов на основе алмаза. На настоящий момент уже разработаны и используются значительное количество способов получения этого материала. Известно, что до 1967г. были известны всего лишь две кристаллические модификации углерода: графит и алмаз. Их взаимоотношения отражает предложенная О.И. Лейпунским диаграмма состояний углерода. При обычных условиях термодинамически стабильным является графит, а алмаз в этих условиях является по отношению к графиту метастабильной фазой, так как у него потенциал Гиббса выше, чем у графита. Со временем вид диаграммы углерода постоянно уточнялся и несколько видоизменялся. Однако даже в ее современном виде не отражены другие формы углерода, такие как лонсдейлит, карбин, фуллерены и другие. Поэтому она рассматривает лишь взаимоотношения графита и алмаза при их взаимном переходе и условия этого перехода. Таким образом, эта диаграмма продолжает оставаться диаграммой состояний только системы графит – ал-

маз. Хотя графит и алмаз образованы атомами одного элемента - углерода, это не только разные вещества, но и разные химические соединения. Поэтому получить алмаз, любое химическое соединение, можно различными путями из самых разнообразных исходных соединений (а не только из графита) при широком варьировании условий. Несмотря на успешное осуществление процесса получения алмаза из графита методом синтеза при высоких давлениях (СВД), доведенным до массового производства технического алмазного порошка, а также, на отрицательное влияние идеи получения алмаза только в результате полиморфного превращения графита при высоких  $P$ ,  $T$  – параметрах в равновесных условиях, идеи химического синтеза из разных углеродсодержащих веществ в неравновесных условиях (без определяющей роли высокого давления) постоянно высказывались и развивались в различных странах. Т.е. проводился поиск новых путей искусственного получения алмаза. В настоящее время химический синтез алмаза во всем мире успешно осуществляется с использованием метода CVD (Chemical Vapour Deposition) с различной активацией газовой фазы, метода химических транспортных реакций и др [1].

Основы теории химического синтеза алмаза были предложены в работах [2], [3], [4]. Согласно этой теории, образование алмазного вещества происходит в поликонденсационных процессах при последовательном присоединении атомов углерода к полиуглеродному веществу. Таким образом, принципиальное отличие химического синтеза из малых углеродсодержащих молекул от получения алмаза из графита при СВД состоит не в том, что первый способ может реализоваться без высоких давлений (и даже в вакууме), а второй – только при жестких  $P$ ,  $T$  – параметрах, а в различии их макрокинетических условий. Образование алмазных кристаллов по первому способу происходит только в неравновесных условиях в открытых каталитических системах, а по второму способу оно происходит в равновесных условиях, в закрытых системах.

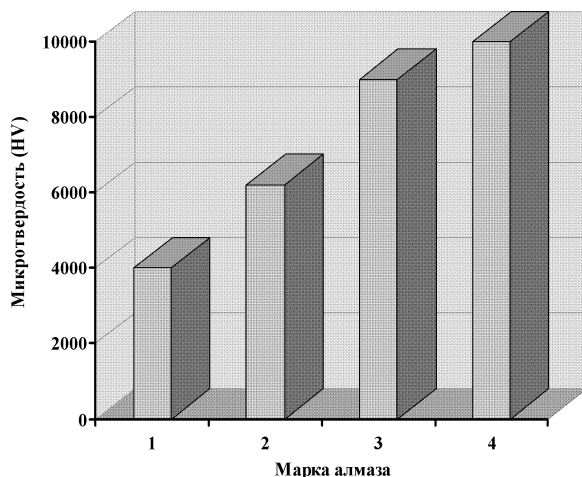
Подводя итог можно отметить, что на сегодняшний день известно, что алмаз может существовать в трех формах, а именно:

- как естественные (природные) или полученные методом СВД монокристаллы величиной до нескольких миллиметров;
- как поликристаллы, полученные при высоких давлениях и температурах синтезом или спеканием;
- как фазовочистое свободное поликристаллическое алмазное покрытие (CVD-алмаз) с толщиной от нескольких микрометров до нескольких миллиметров, которое производится синтезом при низком давлении.

Здесь следует отметить, что удельный вес потребления CVD алмазов в общем объеме ПСТМ пока еще мал. Однако как будет показано ниже перспектива их применения достаточно оптимистичная.

**3. Цель исследования.** Целью настоящей работы является обобщение имеющегося опыта использования и анализ перспектив применения синтетических сверхтвердых поликристаллов, полученных методом CVD.

**4. Основные материалы исследования.** Несмотря на преимущества CVD-алмаза по сравнению с поликристаллическим алмазом с фазой связующего (PKD), этот материал не нашел до сегодняшнего времени значительного распространения. Эти преимущества связаны, прежде всего, с тем, что по своим основным физико-механическим свойствам этот материал приближается к природному алмазу. Так, например, микротвердость CVD алмаза достигает по Виккерсу (HV)  $\sim 9000$  кгс/мм<sup>2</sup> (рис. 1, [5]). По данным профессора Э. Ульмана (Германия, [6]), высококачественный алмаз CVD может иметь теплопроводность, которая не уступает теплопроводности высокочистых натуральных алмазов и может достигать уровня  $\lambda \approx 2000$  Вт/(м·К) (для природного алмаза ее значение составляет  $\lambda = 900-2300$  Вт/(м·К)), [7]. При приемлемых затратах в настоящее время обеспечивается теплопроводность CVD алмаза в пределах  $\lambda = 1000-1200$  Вт/(м·К). Известно, что максимальная температура режущей кромки в значительной степени зависит от теплопроводности инструментального материала, причем тем интенсивнее, чем меньше площадь контакта (S) с источником тепла. Для толстослойного CVD алмаза эти данные приведены на рис. 2 [6].



Рисунко 1 – Сопоставление различных алмазных материалов по твердости  
1 – алмаз DLC; 2 – алмаз PKD; 3 - алмаз CVD; 4 – алмаз природный

CVD-алмаз выпускается в настоящее время в виде двух разновидностей: тонкослойный (покрытия на режущих инструментах толщиной от нескольких до десятков микрон) и толстослойные поликристаллы. Последние, как правило, состоят из подложки твердого сплава и слоя поликристаллического

алмаза, толщина которого в большинстве случаев не превышает 0,5мм. Последнее обстоятельство обуславливает необходимость считаться с эффектом опоры (подложки) в смысле увеличения прочности этого материала на изгиб [8]. Что касается прочностных свойств самого алмазного слоя, то она во многом зависит от технологии изготовления.

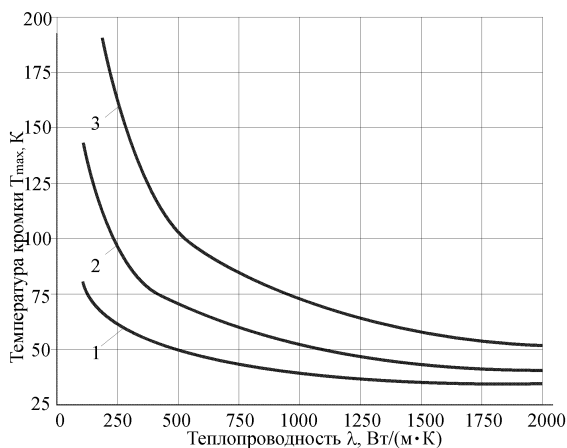


Рисунок 2 – Зависимости  $T_{max}=f(\lambda, S)$   
 1. –  $S=0.0625\text{мм}^2$ ; 2. –  $S=0.250\text{мм}^2$ ; 3. –  $S=1.000\text{мм}^2$ ;

Хотя в данной работе акцент делается на толстослойных CVD-алмазах, следует отметить значительную перспективу тонкослойных алмазов. Тонкослойные CVD-алмазы имеют, по мнению производителей инструмента большую область применения, что стало возможным благодаря их высокой гибкости т.к. они могут быть нанесены на подложку с практически любой геометрией (т.е. для изготовления фасонного режущего инструмента). Это свидетельствует о большом потенциале тонкопленочной технологии. Наиболее существенным фактором, сдерживающим их применение в настоящее время, является не совершенность технологии нанесения покрытий на подложку, что приводит к их отслаиванию в процессе работы инструмента.

Однако проблема пленочной CVD технологии будет решена в будущем, что позволит обеспечить резкий скачок в плане применения инструментов, покрытых алмазной пленкой.

Как свидетельствуют данные, приведенные в таблице, по применяемым режимам резания, различия между тонко- и толстослойными CVD алмазами практически нет.

Таблица – Сравнительные данные пользователей CVD-алмазов для случая обработки AlSi12 [9]

Марка алмаза	$V$ ( $V_{cp}$ ), м/мин	$S$ ( $S_{cp}$ ), мм/об	$t$ ( $t_{cp}$ ), мм
тонкослойные	400-2500 (1450)	0,1-0,6 (0,35)	0,4-1,8 (1,1)
толстослойные	400-2500 (1450)	0,1-0,3 (0,20)	0,2-1,8 (1,0)

Подавляющее большинство из опрошенных предприятий прогнозирует повышение потребления CVD-алмазов в ближайшей перспективе до 20%. Причем перспектива развития за тонкослойными алмазами. При этом необходимо учитывать тот факт, что рынок труднообрабатываемых материалов также растет, причем как в плане увеличения объемов использования существующих, так и в плане разработки новых материалов с уникальными физико-механическими свойствами.

В работе [9] сделана серьезная попытка установить особенности применения и изложить требования к CVD-алмазам, связанные с конъюнктурой рынка (на основе опроса производителей режущего инструмента с учетом мнения конечных потребителей). Применительно к толстослойным CVD-алмазам они следующие (рисунки 3-7).

В настоящее время наибольшее распространение толстослойные CVD-алмазы нашли преимущественно для процессов точения и фрезерования (рис. 3) с использованием неперетачиваемых пластинок (с впаивным углом). Инструменты с тонкими слоями CVD-алмаза, широко используют для сверления, фрезерования (например, покрытыми алмазной пленкой концевыми фрезами) и др. Под прочими методами подразумевается развертывание и т.п.

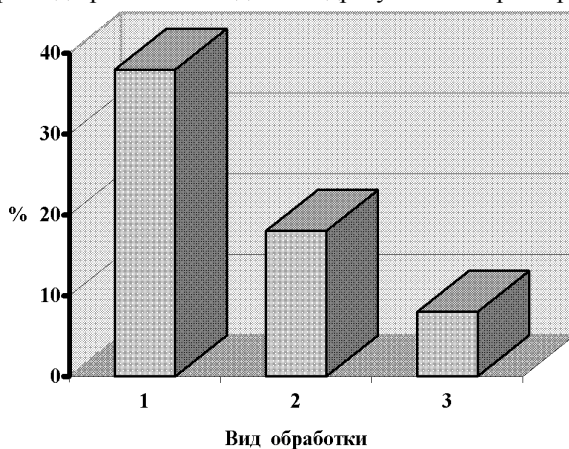


Рисунок 3 – Применяемость инструментов на основе толстослойного CVD у потребителей CVD-алмазов в различных процессах обработки [5]

1 – точение; 2 – фрезерование; 3 – сверление

Установлено, что толстослойный CVD-алмаз рассматривается как материал, который заполняет нишу между природным алмазом и поликристаллическим алмазом (PKD), полученным методом СВД, и даже как альтернативу последним. Основными областями применения толстослойных CVD-алмазов является обработка алюминиевых сплавов с содержанием кремния до 21%, волокнистых композитов, древесины и прочее. Здесь под прочими материалами подразумеваются вольфрам, ламинированное дерево, правку шлифовальных кругов и др.

Уже доказано, что этот материал успешно соперничает с поликристаллическим спеченным алмазом (PKD). Изучение конъюнктуры рынка выявило, что 75% конечных пользователей этого алмаза как инструментального материала отмечают более высокие достигаемые точности по сравнению с поликристаллическими алмазами, полученными другими методами. Однако чтобы доказать свое преимущество CVD-алмазу пока не хватает стабильности обеспечения высокого качества и по меньшей мере такой же стоимости как PKD.

Важной особенностью CVD-алмазов является то, что в противоположность PKD в них отсутствует кобальт, что не позволяет обрабатывать его электроэрозионными методами.

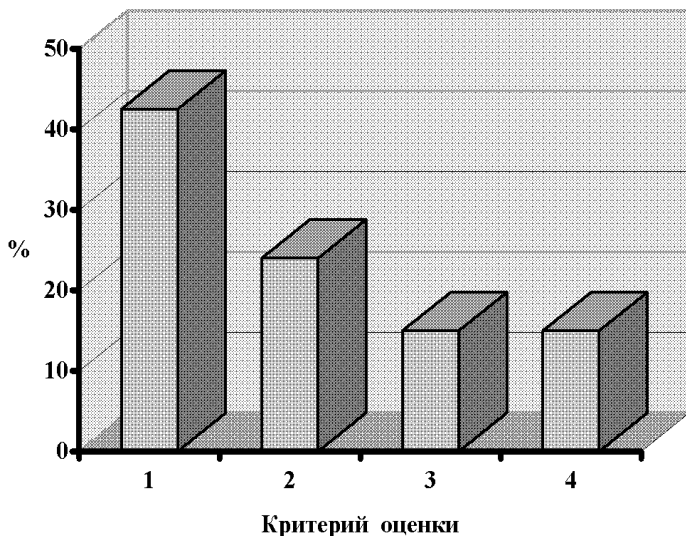


Рисунок 4 – Критерии оценки износа инструментов из толстослойных CVD-алмаза по данным потребителей инструмента  
1-качество обработанной поверхности; 2-зазубрины на режущей кромке; 3-разрушение алмазного слоя; 4-следы износа; 5-прочее; 6-лунка износа

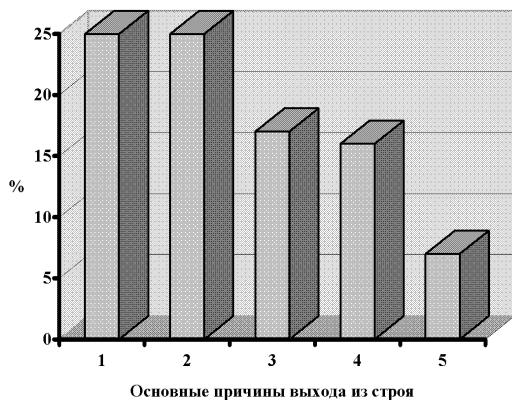


Рисунок 5 – Основные причины выхода из строя толстослойных CVD-алмазов по данным потребителей инструментов  
 1-сколы; 2-поломки из-за неоднородности обрабатываемого материала;  
 3-следы износа; 4-разрушение слоя; 5-эксплуатационные ошибки

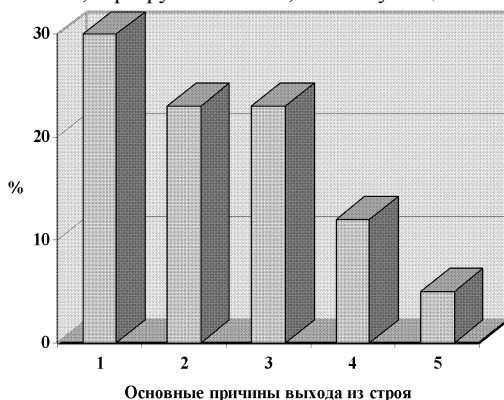


Рисунок 6 – Основные причины выхода из строя CVD-алмазов по данным производителей инструментов  
 1-снижения стойкости; 2-поломка режущей кромки;  
 3-прочее; 4-разрушение слоя; 5-дискретное протекание износа

Поэтому в данном случае необходимо использовать лазерную обработку, которая, однако, может использоваться, как правило, только на предварительных этапах (например, при раскрое пластин и т.д.). Это связано с наличием поврежденного исходного слоя материала алмаза после высокотемпературного воздействия лазерного луча. В то же время отмечается, что дополнительная обработка шлифованием технически очень трудна ввиду чрезвычайно высокой твердости алмаза и в большинстве случаев экономически нецелесообразна.



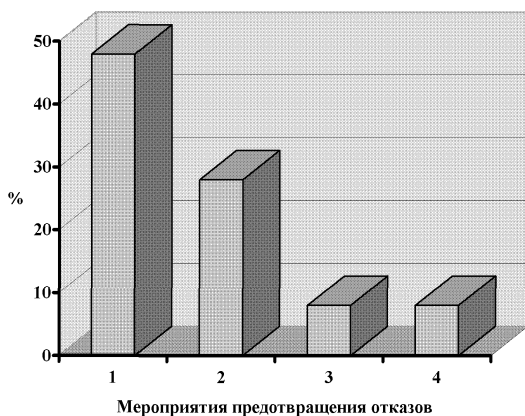


Рисунок 7 – Мероприятия для предотвращения отказов по данным у потребителей инструмента из толстослойных CVD-алмазов

1-частый контроль допуска; 2- частый контроль режущей кромки;  
3-снижение скорости резания; 4-прочее

Как и в случае использования обычных инструментальных материалов, алмаз испытывает комплексное проявление нескольких механизмов износа (абразивный, адгезионный, трибоокисление), а также механическое (поверхностное) разрушение. Эти механизмы являются зависимыми от многих условий процесса резания, что затрудняет их выявление [10]. Так, например, в берлинском техническом университете (Германия) профессором Э. Ульманом были выполнены исследования по абразивному износу CVD алмазов и поликристаллического алмаза (PKD). Для этого использовался пескоструйный аппарат. Алмазный образец мог облучаться при помощи этой установки, которая работает по принципу инжектора, при углах воздействия от 5 до 90°. При этом давление струи регулируется плавно. В качестве абразивного материала использовался карбид кремния зернистостью 50 мкм.

Испытаниям подвергались следующие инструментальные материалы:

1. -алмаз CVD-толстослойный CVDITE CDM фирмы De Beers Industrial Diamonds с толщиной слоя 0,5мм; 2. -токопроводящий алмаз CVD-толстослойный CVDITE CDE фирмы De Beers Industrial Diamonds, с толщиной слоя 0,5мм; 3. -(PKD) Syndite СТВ 002 фирмы De Beers Industrial Diamonds (PKD002); 4. -поликристаллический алмаз со связующей металлической фазой (PKD) Syndite СТВ 010 фирмы De Beers Industrial Diamonds (PKD010); 5. -поликристаллический алмаз со связующей металлической фазой (PKD) Syndite СТВ 025 фирмы De Beers Industrial Diamonds (PKD025);

Установлено, что поликристаллический алмаз (PKD) с металлической связующей фазой не обладает такой износостойкостью как толстослойный алмаз CVD, что объясняется наличием в первом мягкой матрицы (кобальтовой связки). Особенно это относится к мелкозернистым алмазам, что отражается на стойкости инструментов (рис. 8, [11]).

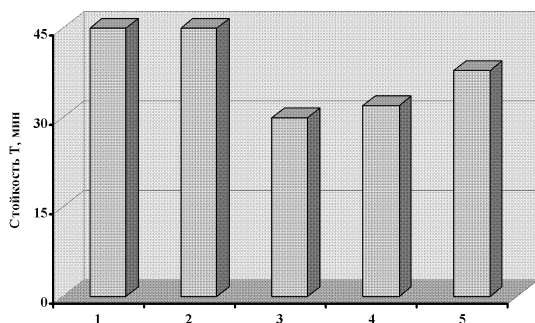


Рисунок 8 – Сравнительные данные работоспособности алмазных инструментов при точении сплава G-AlSi17Cu4Mg

1 - CVDITE CDM; 2 - CVDITE CDE; 3 - PKD002; PKD010; PKD025

Следует отметить, что использование толстослойных CVD-алмазов не ограничивается только производством режущих инструментов.

Известно, что для правки абразивных кругов применяются однокристалльные и многокристалльные алмазные карандаши. В первом случае используются достаточно крупные природные алмазы или монокристаллы синтетического алмаза. Ориентация алмаза при установке в карандашах при их производстве (с учетом «твердого» и «мягкого» направлений) является в таком случае обыкновенной практикой. Естественно, что однородность свойств карандашей обеспечить при этом трудно т.к. они зависят качества и единообразия габитуса кристалла. В случае многокристалльных алмазных карандашей на основе природного алмаза, например, указанную ориентацию осуществить практически невозможно, что в свою очередь не позволяет наиболее эффективно использовать их возможности. В работе [12] высказывается мнение о перспективности применения CVD-алмаза в алмазных правящих карандашах. По мнению автора использование правящего столбика из CVD-алмаза, который состоит из массы связанных между собой алмазных частиц и не обнаруживает зависимость свойств от направления, не требует указанной выше ориентации алмаза (рис. 8).

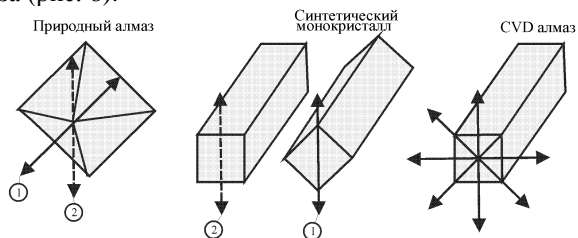


Рисунок 8 – Схематическое изображение зависимости сопротивления износу от ориентации при применении природного алмаза, синтетического монокристалла, а также CVD-алмаза 1-«твердое» направление; 1-«мягкое» направление

В то же время карандаши на основе CVD-алмаза показывают схожие результаты по износостойкости с природными алмазами, что подтверждается и нашими предварительными испытаниями.

**Выводы и перспективы развития.** К сожалению, несмотря на приоритет СНГ в вопросе теоретических основ получения CVD-алмаза его производство организовано в дальнем зарубежье. Промышленностью Украины уже начат выпуск алмазных инструментов на основе толстослойных CVD-алмазов. В связи с этим необходимость всестороннего изучения особенностей и рациональных областей применения этого материала очевидна.

Наш первый опыт в использовании алмазных правящих карандашей из толстослойных CVD-алмазов подтверждает их высокую эффективность и перспективность. В связи с этим представляет значительный научный и практический интерес исследование, например, особенностей взаимодействия CVD-алмаза с абразивными кругами в сравнении с алмазами, полученными другими методами, а также природным алмазом, что может послужить серьезной основой для выработки предложений по существенному снижению доли использования последнего для целей правки.

**Список использованных источников:** 1. Кулакова И.И. Химический синтез алмаза и метастабильность / Кулакова И.И., Руденко А.П. // Proc. International Symposium on Diamond Film and Related Materials. Kharkov: - 1999. - P 61-76. 2. Руденко А.П., Кулакова И.И., Скворцова В.Л. // Успехи химии. - 1993. - 62. - №2. - С. 99-117. 3. Руденко А.П., Кулакова И.И. // Вестн. моск. ун-та. Химия. -1993. - 34. - № 6. - С. 3-28. 4. Руденко А.П., Кулакова И.П. Алмаз: физика и электроника (труды Московского семинара). - М.: Знание, 1993. - Вып 3. -С. 1-40. 5. J. Agarico. Diamantschneidstoffe für die Bohrungsfeinbearbeitung. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_1/11\\_art/Art11\\_01\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_1/11_art/Art11_01_03.htm). 6. E. Uhlmann; E. Wörner; M. Brücher. Leistungsfähigere Zerspanprozesse durch die wärmespreizende Wirkung von CVD-Diamant? [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_2/07\\_art/art07\\_2\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/07_art/art07_2_02.htm). 7. Дронова Н. Д., Кузьмина И. Е. Характеристика и оценка алмазного сырья. - М.: МГТУ, 2004. - 74 с. 8. H.-J. Gittel. Schneidstoffe in der holzbearbeitenden Industrie. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_2/15\\_art/Art15\\_02\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_2/15_art/Art15_02_03.htm). 9. E. Uhlmann; M. Brücher. Marktanalyse zu CVD-Diamantwerkzeugen. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_1/15\\_art/art15\\_1\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_1/15_art/art15_1_02.htm). 10. E. Uhlmann, M. Brücher. Untersuchungen zum abrasiven Verschleif von CVD-Diamant. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_3/11\\_art/Art11\\_3\\_02.html](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_3/11_art/Art11_3_02.html). 11. Uhlmann E. Brücher M. CVD-Diamant als Schneidstoff [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_4/10\\_art/Art10\\_04\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_4/10_art/Art10_04_03.htm). 12. P. K. Sen. Synthetische Diamant-Abrichtrohlinge für den zukünftigen Industriebedarf. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_2/16\\_art/art16\\_2\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm).

*Поступила в редакцию 16.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Kulakova I.I. Himicheskij sintez almaza i metastabil'nost' / Kulakova I.I., Rudenko A.P. // Proc. International Symposium on Diamond Film and Related Materials. Kharkov: - 1999. - P 61-76. 2. Rudenko A.P., Kulakova I.I., Skvorcova V.L. // Uspehi himii. - 1993. - 62. - №2. - S. 99-117. 3. Rudenko A.P., Kulakova I.I. // Vestn. mosk. un-ta. Himija. -1993. - 34. - № 6. - S. 3-28. 4. Rudenko A.P., Kulakova I.P. Almaz: fizika i jelektronika (trudy Moskovskogo seminaru). - M.: Znanie, 1993. - V'p 3. -S. 1-40. 5. J. Agarico. Diamantschneidstoffe für die Bohrungsfeinbearbeitung. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_1/11\\_art/Art11\\_01\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_1/11_art/Art11_01_03.htm). 6. E. Uhlmann; E. Wörner; M. Brücher. Leistungsfähigere Zerspanprozesse durch die wärmespreizende Wirkung von CVD-Diamant? [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_2/07\\_art/art07\\_2\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/07_art/art07_2_02.htm). 7. Dronova N. D., Kuz'mina I. E. Charakteristika i ocenka almaznogo syr'ja. - M.: MGGU, 2004. - 74 s. 8. H.-J. Gittel. Schneidstoffe in der holzbearbeitenden Industrie. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_2/15\\_art/Art15\\_02\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_2/15_art/Art15_02_03.htm). 9. E. Uhlmann; M. Brücher. Marktanalyse zu CVD-Diamantwerkzeugen. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_1/15\\_art/art15\\_1\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_1/15_art/art15_1_02.htm). 10. E. Uhlmann, M. Brücher. Untersuchungen zum abrasiven Verschleif von CVD-Diamant. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_3/11\\_art/Art11\\_3\\_02.html](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_3/11_art/Art11_3_02.html). 11. Uhlmann E. Brücher M. CVD-Diamant als Schneidstoff [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003\\_4/10\\_art/Art10\\_04\\_03.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2003_4/10_art/Art10_04_03.htm). 12. P. K. Sen. Synthetische Diamant-Abrichtrohlinge für den zukünftigen Industriebedarf. [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002\\_2/16\\_art/art16\\_2\\_02.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm).

С. И. Рощупкин, С. М. Братан, д-р техн. наук, Севастополь, Украина

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ИЗНОСА ИНСТРУМЕНТА ПРИ АЛМАЗНОМ СВЕРЛЕНИИ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

*У статті представлені результати розробки аналітичних залежностей, що дозволяють розраховувати знос інструменту при алмазному сверлінні крихких неметалічних матеріалів. Залежності були отримані на основі теоретико-ймовірнісного аналізу роботи одиночного зерна в алмазному сверлі.*

*В статье представлены результаты разработки аналитических зависимостей, которые позволяют рассчитывать износ инструмента при алмазном сверлении хрупких неметаллических материалов. Зависимости были получены на основе теоретико-вероятностного анализа работы одиночного зерна в алмазном сверле.*

S. I. ROSCHUPKIN, S. M. BRATAN  
MODELLING OF DETERIORATION OF THE TOOL AT DIAMOND DRILLING FRAGILE  
NONMETALLIC MATERIALS

*This paper presents results of the development of analytical relationships which make it possible to calculate tool wear in diamond drilling of brittle nonmetallic materials. Relationships were based on probabilistic analysis of single grain working in diamond drill.*

Алмазное сверление кольцевыми сверлами является наиболее эффективным методом обработки отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов.

С целью повышения производительности процесса и улучшения качества получаемых отверстий необходимо осуществление его на высокопроизводительном оборудовании с ЧПУ. До настоящего времени эта задача осложнялась отсутствием математических моделей, адекватно описывающих процесс алмазного сверления. Управление процессом чаще всего осуществляется путем регулирования величины подачи инструмента по заранее заданному закону. В работе [1] было получено уравнение баланса перемещений (1), позволяющее определить величину подачи для любого момента времени

$$S_y = \frac{dt_f}{d\tau} + \frac{Q_\Sigma}{d\tau} + \frac{dH}{d\tau} + \frac{dA_y}{d\tau}, \quad (1)$$

где  $t_f$  – фактическая глубина микрорезания;  $Q_\Sigma = f(t_f)$  – интенсивность съема материала;  $H$  – износ инструмента;  $A_y$  – деформации в технологической системе. Уравнения по расчету съема материала было получено в работе [2]. Неизвестной величиной в данном уравнении является величина износа инструмента.

Целью работы является разработка аналитических зависимостей, позволяющих рассчитывать износ инструмента при алмазном сверлении хрупких неметаллических материалов.

Моделирование износа абразивного инструмента возможно на основе теоретико-вероятностного анализа работы одиночного зерна в алмазном сверле и дальнейшего перехода к работе инструмента в целом.

Рассмотрим особенности работы абразивного зерна, вершина которого расположена на расстоянии  $u$  от условной наружной поверхности инструмента (см. рисунок 1). Если  $u=0$ , то вершина расположена на условной наружной поверхности. Если  $u > t_f$ , то при вращении сверла вершина проходит за пределами зоны контакта, зерно выполняет вспомогательную функцию, образуя внутреннюю конструкцию сверла. При износе инструмента расстояние от наружной поверхности до вершины зерна уменьшается. Если  $u < t_f$ , то зерно проходит зону контакта и может срезать обрабатываемый материал.

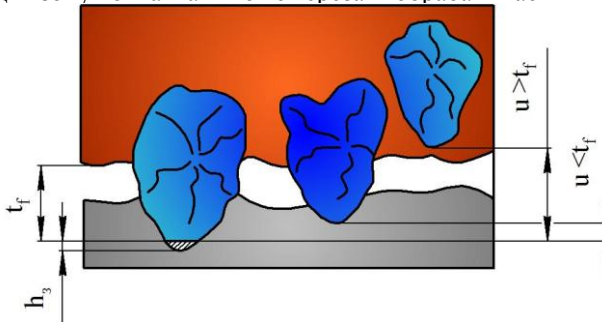


Рисунок 1 – Схема зоны контакта алмазного сверла с заготовкой

За один оборот инструмента вершина зерна изнашивается на величину  $\Delta h_3$ , линейный размер сверла уменьшается на величину размерного износа  $\Delta H$ . В процессе сверления расстояние между вершиной зерна и условной наружной поверхностью инструмента будет непрерывно уменьшаться. Такая закономерность будет наблюдаться до тех пор, пока вершина зерна не совместится с условной наружной поверхностью инструмента. Не каждая из вершин выходит на условную наружную поверхность, часть из них разрушается, часть зерен вырывается из связки круга. Если бы вершина зерна не изнашивалась, то глубина микрорезания при одном обороте увеличивалась бы на величину размерного износа сверла.

Изменение глубины резания единичным алмазным зерном, проходящим через зону контакта, определяется зависимостью

$$t_{zi} = t_{zi-1} + \Delta H_{i-1} - \Delta h_{zi-1}, \quad (1)$$

где  $t_{zi}$  и  $t_{zi-1}$  – глубина резания алмазным зерном в основной плоскости при выполнении  $i$ -го и  $i-1$ -го оборотов сверла;  $\Delta H_{i-1}$  и  $\Delta h_{zi-1}$  – соответственно размерный износ инструмента и вершины зерна при  $i-1$ -ом обороте круга.

Износ зерна на этапе установившегося процесса пропорционален относительному износу  $h_0$  и пути резания  $L_p$ .

$$\Delta h_{zi-1} = h_0 L_{pi-1}. \quad (2)$$

Величина относительного износа зависит от материала обрабатываемой заготовки, материала абразивного зерна и температуры на площадке контакта

зерна с материалом заготовки. Для вычисления относительного износа в работе [3] предложена зависимость

$$h_0 = K \frac{\sigma_N}{H_a}, \quad (3)$$

где  $\sigma_N$  – нормальное давление на поверхности контакта;  $K$  – коэффициент, определяемый материалами трущихся тел;  $H_a$  – твердость (микротвердость) материала при температуре трения.

$$H_a = Ae^{-\alpha\Theta}, \quad (4)$$

где  $\Theta$  – температура на площадке контакта абразивного зерна с материалом заготовки;  $K, \alpha$  – эмпирические коэффициенты.

Температуру на площадке контакта абразивного зерна с материалом заготовки определим по зависимости, предложенной Балыковым [4].

$$\Theta(z, t) = \frac{aP_o Vt}{\sqrt{\pi F \Delta t \lambda}} 2\sqrt{at} \quad (5)$$

где  $a$  – температуропроводность обрабатываемого материала;  $P_o$  – осевая сила резания;  $V$  – скорость резания;  $t$  – время единичного контакта алмазного зерна приблизительно равно:

$$t = d / V$$

где  $d$  – диаметр зерна;  $\Delta t$  – время генерирования тепла;  $F$  – площадь контакта алмазного зерна приблизительно равна:

$$F = \frac{\pi d^2}{4};$$

$\lambda$  – теплопроводность алмаза.

Подставим (4) и (5) в (3). Тогда формула для определения относительного износа примет вид:

$$h_0 = K \frac{\sigma_N}{Ae^{-\alpha \frac{aP_o Vt}{\sqrt{\pi F \Delta t \lambda}} 2\sqrt{at}}} \quad (6)$$

Длина резания абразивным зерном при одном обороте круга вследствие наличия на поверхности риск, сформированных при предшествующей обработке и риск от ранее прошедших зерен, не равна длине дуги, по которой вершина зерна перемещается в зоне контакта инструмента с заготовкой. В каждой точке зоны вероятность контакта равна вероятности неудаления материала. В связи с этим длина пути резания при одном обороте круга определится

$$L_p = \int_{t_0}^t P(\bar{M}) d\tau, \quad (7)$$

Зависимость для расчета вероятности неудаления материала в уравнении (7) определяется по зависимости (8) при подстановке вместо  $y$  текущего значения расстояния  $t_s(\tau)$  от верхней границы слоя шероховатости поверхности до вершины зерна при ее прохождении зоны контакта.

$$\begin{aligned}
 1 - \beta_0 = \exp \left\{ -a_0 \left[ A_1 \left( \frac{\Gamma(\chi)(1-P_0)}{\Gamma(m+\chi+1)} + \frac{\Gamma(\chi+\beta)P_0}{\Gamma(m+\chi+\beta+1)t_f^\beta} \times \right. \right. \right. \\
 \left. \left. \times (t_f - y - \Delta h)^\beta \right) \right] + \left[ A_2 \left( \frac{\Gamma(\chi)}{\Gamma(m_x+\chi+1)} - \frac{\Gamma(\chi+\beta)}{\Gamma(m_x+\chi+\beta+1)t_f^\beta} \times \right. \right. \\
 \left. \left. \times (t_f - y - \Delta h_x)^\beta \right) \right] \right\} \\
 A_1 = \frac{n_3 k_c C_b \chi V_c \Gamma(m+1)(t-t_0)}{H_u^\chi} (t_f - y)^{m+\chi} \\
 A_2 = \frac{n_3 k_c C_b \chi V_c \Gamma(m_x+1)P_0(t-t_0)}{H_u^\chi} (t_f - y - \Delta r_x)^{m+\chi}
 \end{aligned} \tag{8}$$

где  $a_0$  – показатель, определяющий исходную шероховатость поверхности;  $C_b$ ,  $m$  – коэффициенты формы зерна;  $P_0$  – значение вероятности скалывания являющееся характеристикой конкретного материала,  $y$  – расстояние от наружной поверхности заготовки до рассматриваемого уровня;  $\Delta h$  – величина съема;  $\Delta h_x$  – величина приращения съема за счет хрупкого разрушения;  $n_3$  – количество зерен в единице объема рабочего слоя инструмента;  $V_c$  – окружная скорость инструмента;  $H_u$  – величина слоя рабочей поверхности инструмента, в пределах которой подсчитывается  $n_3$ ;  $k_c$  – коэффициент стружкообразования;  $\beta$  – показатель степени зависящий от конкретных условий сверления.

Для установившегося процесса сверления, когда размерный износ сверла постоянен и абразивное зерно работает без сколов, уравнение (1) может быть записано в виде (при  $t_u = 0$ ):

$$t_3(\tau) = \Delta H v_c \tau - h_3(\tau), \tag{9}$$

где  $h_3(\tau)$  – износ вершины зерна в момент времени  $\tau$ ;  $v_c$  – частота вращения сверла.

Приращение износа вершины зерна вычислим из предположения, что за  $v_c \Delta \tau$  оборотов сверла длина пути резания единичным зерном за один оборот изменяется незначительно

$$\Delta h_3 = v_c \Delta \tau \int_{t_0}^t h_0 P(\bar{M}) d\tau. \tag{10}$$

Переходя к пределу  $\Delta \tau \rightarrow 0$  и, заменяя  $\frac{\Delta h_3}{\Delta \tau}$  на  $\frac{dh_3}{d\tau}$ , получим интегро-дифференциальное уравнение износа абразивного инструмента

$$\frac{dh_3}{d\tau} = v_c \int_{t_0}^t h_0 P(\bar{M}) d\tau. \tag{11}$$

Для момента времени  $t = t_0 = 0$  износ вершины зерна  $h_3 = 0$ , что является для дифференциального уравнения (11) начальным условием.

При работе инструмента в режиме затупления (без разрушения зерен и вырывания их из связки круга) размерный износ вершины зерна на условной наружной поверхности инструмента равен радиальному износу круга

$$\Delta h_{3i} = \Delta H_i \quad \text{при} \quad t_{3i} = t_f. \quad (12)$$

При работе инструмента в режиме самозатачивания наиболее прочно закрепленные абразивные зерна разрушаются или вырываются из связки при фактической (максимальной) глубине резания

$$R_{3\max} = P_{3\max} \quad \text{при} \quad t_3 = t_f, \quad (12)$$

где  $R_{3\max}$  и  $P_{3\max}$  – наибольшая прочность закрепления абразивного зерна в связке инструмента и наибольшая сила, действующая на зерно при выходе его вершины на условную наружную поверхности инструмента.

Полученные зависимости учитывают текущее состояние зерен сверла, от оборота к обороту в функции от геометрических факторов и режимов обработки и могут быть использованы при разработке граничных циклов управления операцией алмазного сверления. Однако для более полного описания поведения технологической системы нужно учитывать не только нестационарность и стохастическую природу процесса, но и его динамическую характеристику, что представляет собой дальнейшие перспективы развития в данной области.

**Список использованных источников:** 1. Братан С.М., Роуцупкин С.И. Взаимосвязь перемещений в технологической системе при алмазном сверлении неметаллических материалов. Вісник Сумського державного технічного університету. Науковий журнал Серія «Технічні науки». Видавництво СумДТУ. вып. №1-2008-С 49-53. 2. Братан С.М., Роуцупкин С.И. Моделирование формообразования отверстий при алмазном сверлении неметаллических материалов. Висока технологія в машинобудуванні. Зб. наук.пр. ХНТУ: Харків, -2008-Вип.2(17)-С54-59. 3. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования. Анализ и моделирование пространственно-временного взаимодействия инструмента и обрабатываемой поверхности чистовых и отделочных операций: Дис...д-ра. техн. наук:05.03.01 – Барнаул, 1979. – 402 с. 4. Бальков А. В. Повышение эффективности обработки отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов на основе алмазного сверления.- Дис... на соискание ученой степени доктора технических наук по специальности 05.02.08 – Технология машиностроения, – Московский государственный технологический университет «СТАНКИН», Москва, 2004.

Поступила в редколлегию 16.04.2011

**Bibliography (transliterated):** 1. Bratan S.M., Rowupkin S.I. Vzaimosvjaz' peremewenij v tehnologicheskij sisteme pri almaznom sverlenii nemetallicheskih materialov. Visnik Sums'kogo derzhavnogo tehničnogo universitetu. Naukovij zhurnal Serija «Tehnični nauki». Vidavnitstvo SumDTU. vyp. №1-2008-S 49-53. 2. Bratan S.M., Rowupkin S.I. Modelirovanie formoobrazovanija otvorstij pri almaznom sverlenii nemetallicheskih materialov. Visoki tenologii v mashinobuduvanni. Zb. nauk.pr. HNTU: Harkiv, -2008-Vip.2(17)-S54-59. 3. Novoselov Ju.K. Dinamika formoobrazovanija. Analiz i modelirovanie prostranstvenno-vremennogo vzaimodejstvija instrumenta i obrabatyvaemoj operacii: Dis...d-ra. tehn. nauk:05.03.01 – Barnaul, 1979. – 402 s. 4. Balykov A. V. Povyshenie jeffektivnosti obrabotki otvorstij v detaljah iz hrupkih nemetallicheskih materialov na osnove almaznogo sverlenija.- Dis. na soiskanie uchenoj stepeni doktora tehničeskij nauk po special'nosti 05.02.08 – Tehnologija mashinostroenija, – Moskovskij gosudarstvennyj tehnologičeskij universitet «STANKIN», Moskva, 2004.



## **ROUGHNESS OF MACHINED SURFACE OF HARDENED STEEL AFTER MICRO END MILLING**

*М. РУБИЦКІ*

*ШОРСТКІСТЬ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ЗАГАРТОВАНОЇ СТАЛІ ПІСЛЯ КІНЦЕВОГО ФРЕЗЕРУВАННЯ*

*Робота присвячена шорсткості обробленої поверхні після циліндричного фрезерування з різними параметрами зрізання  $f_z$  і  $a_e$ . Дійсні висоти мікронерівності порівняли з розрахованими теоретично. Це дозволило виявити дійсні причини максимальних розбіжностей дійсних і розрахованих параметрів шорсткості.*

*Работа посвящена шероховатости обработанной поверхности после цилиндрического фрезерования с разными параметрами срезания  $f_z$  и  $a_e$ . Действительные высоты микронеровности сравнили с рассчитанными теоретически. Это позволило выявить действительные причины максимальных расхождений действительных и рассчитанных параметров шероховатости.*

*Work is devoted to a roughness of the processed surface after cylindrical milling with different parameters of cutting  $f_z$  and  $a_e$ . The valid heights of microroughness have compared with calculated theoretically. It has allowed to reveal the valid reasons of the maximal divergences of the valid and calculated parameters of a roughness.*

### **1. INTRODUCTION**

As it is known one of the most important factors influencing the roughness of the machined surface is feed  $f_z$  (geometric-kinematic mapping of the teeth in the work material). The increase in feed per tooth  $f_z$  leads to increased roughness of machined surface, which has been confirmed in many publications, both in relation to milling in conventional terms or in HSM terms [1,5-8]. Feed per tooth  $f_z$ , cutting speed  $v_c$  and axial depth of cut  $a_p$  and the radial depth of cut  $a_e$ , are the most common factors taken into account when developing forecasting models. However, theoretical models describing the changes in surface roughness parameters as a function of the geometric-kinematic parameters often differ significantly from the actual surface roughness, especially for small values of feed [6,7].

### **2. RANGE, CONDITIONS AND TECHNIQUE OF RESEARCH**

The study was conducted during the up and down dry milling of samples made of hardened steel 55NiCrMoV (52 HRC) under the conditions presented in Tab. 1. Milling took place on the milling machine FND32F made of AVIA at maximum possible speed of the spindle  $n$ . Axial depth of cut  $a_p$  was chosen so as to be a complete multiple of axial pitch of the mill.

Feedrate  $f_z$  was changed in the range of 0,01-0,08 mm/tooth with a higher concentration in the small values of feeds.

Milling width  $a_e$  was varied smoothly from 0 to 2,5mm. In the range there was the certainty that the average normal feed force  $F_{JN\dot{s}r}$  acting perpendicular to the

machined surface (fig. 1) will change the direction during up milling (see Fig. 4), as in [2] took place at  $a_e \approx 0,25d$  for  $\lambda_s = 50^\circ$ . In studies of the impact of milling width  $a_e$  on roughness four-tooth mill with larger grooves for chips and reduced value for  $a_p$  were used, due to the high value of the  $a_e$ .

Table 1 – Range of research

	Testing of influence of feedrate $f_z$ on roughness	Testing of impact of milling width $a_e$ on roughness
mill	D15266000 HX made of Fraisa, $d=6\text{mm}$ , $z=6$ , $\lambda_s=55^\circ$	U5348391 HX made of Fraisa, $d=8\text{mm}$ , $z=4$ , $\lambda_s=55^\circ$
$f_z$ [mm/tooth]	0,01 0,015 0,02 0,025 0,03 0,035 0,04 0,045 0,05 0,06 0,07 0,08	0,04
$a_e$ [mm]	0,1	0-2,5
$a_p$ [mm]	13,2	4,4
$n$ [rev/min]	1400	
milling type	down milling and up milling	

Roughness measurements were done on to the T500 made of Hommelwerke with the T5E measuring tip and Turbo DATAWIN software. Roughness sampling length  $l_r=0,8$  mm, traversing length  $l_n=5l_r=4,0$  mm, wavelength of cut-off filter  $\lambda_c(\text{cut-off})=0,8$  mm and filter ISO 11562(M1) were used.

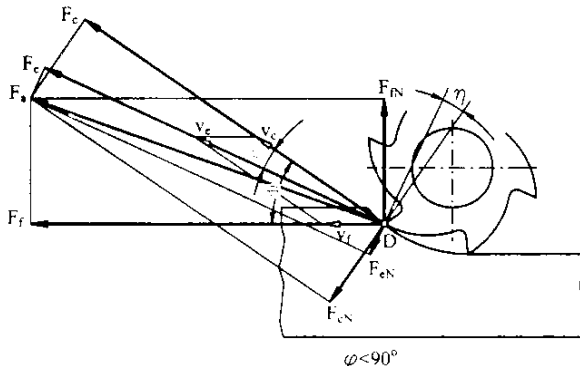


Figure 1 – Decomposition of forces during milling

Machined surface roughness was recorded after each pass parallel to the vector  $v_f$ . Three repetitions of measurements were performed on milled surfaces with any of the feeds  $f_z$  used and fourteen measurements on surfaces milled with variable milling width  $a_e$ .

### 3. RESULTS AND ANALYSIS OF RESEARCH

For recommended by the manufacturer of the feed mill feedrate  $f_z=0,035$  mm/tooth, there is very little discrepancy between real roughness and roughness calculated with a formula taking into account diameter of the cutter as feed per revolution  $f=f_z \cdot z$  (fig. 2). Discrepancies between roughness parameters  $Rz_{j0}$  and  $Rz$

are much larger for the conditions assumed in studies of the parameter  $a_e$  impact on roughness (fig. 4).

Simultaneously, it can be seen that during up and down milling similar roughness height are obtained. This is contrary to some literature dates [8], according to which the down milling provides about 6,5 times lower roughness parameter  $Ra$ .

Significant differences in the height of roughness for these milling types occur only at the feed  $f_z \geq 0,07 \text{ mm/tooth}$  (fig. 2,3). For the feed differences in cycloid tracks of the tooth in up and down milling should be taken into account [7]. These differences are taken into account by for example formula (1) [4,5], where the plus sign is inserted for up milling, while minus sign for down milling.

$$Rz_{r0} = \frac{f_z}{8\left(\frac{D}{2} \pm \frac{f_z z}{\pi}\right)} \quad (1)$$

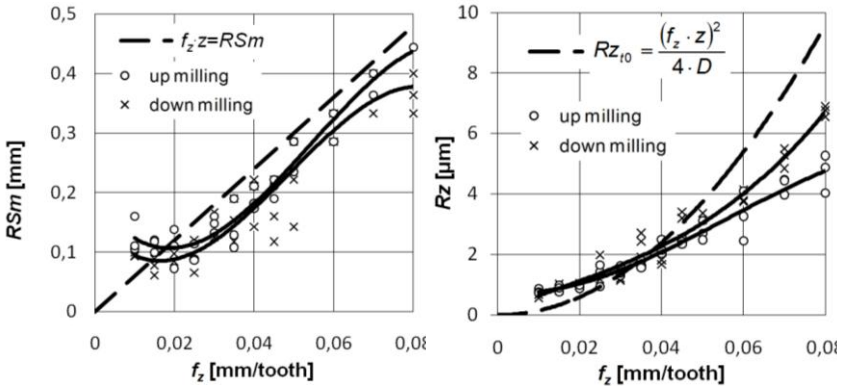


Figure 2 – Influence of feedrate  $f_z$  on parameters  $Rz$  and  $RSm$  during down and up end milling

At very low feed rates (corresponding to the thickness of cut less than the minimum one) disturbance of the tooth's mapping in the work material can be seen, due to cyclic movement of the tooth (fig. 2 for  $f_z=0.01 \text{ mm/tooth}$ ). This phenomenon is also observed by other cutting methods such as face milling.

Figure 4 shows that in up milling for  $a_e \approx 2 \text{ mm}$  mean value of normal feed force  $F_{fN sr}$  changing sense. Around the mean value changes value and sense instantaneous force  $F_{fN}$  [1-3].

In the vicinity of the width for up milling is a sharp increase in the amount of machined surface roughness, and about two times reduction in the roughness interval (fig. 4,5). The increase in roughness is probably caused by vibration in a direction perpendicular to the machined surface.

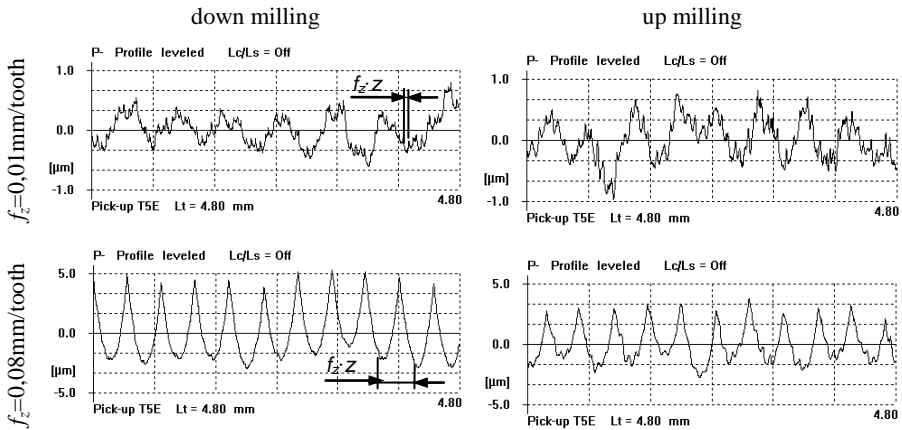


Figure 3 – Primary profiles obtained after down and up end milling with various feedrates  $f_z$

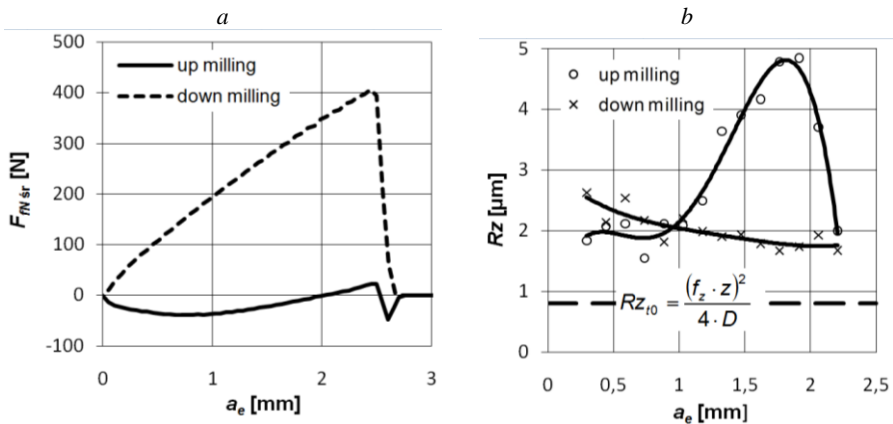


Figure 4 – Influence of milling width  $a_e$  on mean value of normal feed force  $F_{fN\ sr}$  a) and roughness parameter  $Rz$  b) during down and up end milling

#### 4. CONCLUSIONS

Calculation of surface roughness in end milling is a very difficult task. Frequently in the calculation of the theoretical surface roughness is assumed that the cutter diameter maps per revolution of the mill. Such mapping is the result of radial run the cutter tooth. Calculation of the theoretical roughness in this way includes large errors, which further increase when:

- feed  $f_z$  is very large and it cannot be assumed that in the work material is mapping diameter of the mill but epicycloids of different shape for up and down milling;

- feed  $f_z$  is very small, and disturbance of theoretical mapping occurs, due to cyclic movement of the tooth relative to the machined surface;
- up milling with width  $a_e$ , at which the mean normal feed force  $F_{fN \dot{s}r} \approx 0$ , and there are changes in the value and sense of the instantaneous force  $F_{fN}$ .

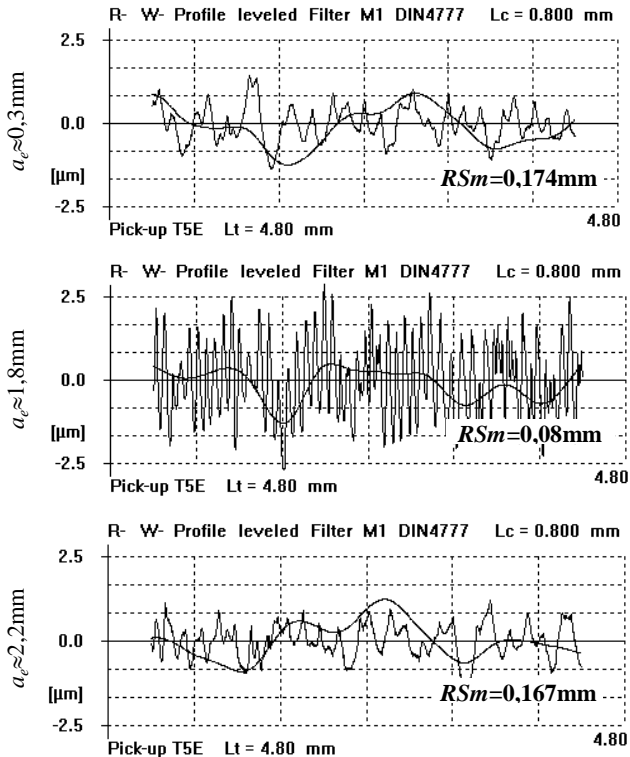


Figure 5 – Roughness R- and waviness W- profiles obtained after up end milling with various milling widths  $a_e$

**References:** 1. Ignatov, M.G., - Perminov, A.E., - Prokof'ev, E. Yu. (2008): Influence of the Vertical Cutting Force on the Surface Precision and Roughness in Opposed Milling, Russian Engineering Research, Vol. 28, No. 9, p. 864-865. 2. Lee, S.K., - Ko, S.L. (2001): Improvement of the accuracy in the machining of a deep shoulder cut by end milling, Journal of Materials Processing Technology, Vol. 111, p.244-249. 3. Liu, X.W., - Cheng, K., - Webb, D., - Luo, X.C. (2002): Prediction of cutting force distribution and its influence on dimensional accuracy in peripheral milling, International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol. 42, p.791-800. 4. Martelotti, M. (1941): Analysis of the milling process, Transactions of the ASME, Vol. 63, p. 667-700. 5. Montgomery, D., - Alintas, Y. (1991): Mechanism of cutting forces and surface generation in dynamic milling, Journal of Engineering for Industry, Vol. 113, s.160-168. 6. Nowicki, B. (1991): Struktura geometryczna. Chropowatość i falistość, WNT, Warszawa. 7. Radovanovic, M. (2002): Determination of theoretical roughness profile height by peripheral milling, The Annals "Dunărea de Jos", Univeristy of Galati, Fascicle V, Technologies in Machine Building, p. 32-35. 8. Materials of the Sandvik company.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

Э.Н. Сарычев, Ч.Ф. Якубов, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## **ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ МЕТОДОВ ДОЗИРОВАННОЙ ПОДАЧИ СОТС В ПРОЦЕССАХ ЗУБОФРЕЗЕРОВАНИЯ**

*У статті розглядаються особливості застосування технології мінімального змащування в процесах зубофрезерування як альтернатива до традиційних способів подачі МОТЗ. Схематично запропонована конструкція пристрою дозованої подачі змащувального середовища до зони обробки методом аерозольного розпилення.*

*В статье рассматриваются особенности применения технологии минимальной смазки в процессах зубофрезерования как альтернатива к традиционным способам подачи СОТС. Схематично представлена конструкция устройства дозированной подачи смазывающей среды в зону обработки методом аэрозольного распыления.*

*JE.N. SARYCHEV, CH.F. JAKUBOV*

*EFFICIENCY OF APPLICATION OF METHODS OF DOSED OUT SUBMISSION LUBRICANT-COOLING AGENT IN GEAR MILLING PROCESSES*

*The article deals with features of minimal lubrication technology processes gear-machining as an alternative to traditional delivery of cutting technology environments. Schematically, a construction unit dosing lubricating medium in the treatment zone by an aerosol spray.*

Зубчатые передачи находят чрезвычайно широкое применение во всех областях техники, определяя во многих случаях важнейшие технико-экономические и эксплуатационные характеристики соответствующих машин и устройств. Годовое производство зубчатых колёс в мире исчисляется многими сотнями миллионов штук. Столь большое распространение зубчатых передач объясняется их существенными достоинствами по сравнению с другими видами передач. Поэтому вопросы разработки новых высокопроизводительных технологий зубообработки, повышающих надёжность и долговечность инструмента, постоянно совершенствуются.

Современное зубофрезерование не обходится без применения смазочно-охлаждающих технологических сред. Из-за развития в зоне резания высоких локальных температур СОТС подвергается термоокислительной деструкции, в результате чего в воздух рабочей зоны поступают вредные для здоровья вещества: сернистый ангидрид, углеводороды, хлористый водород, акролеин. При отсутствии регенерации и существующей практике сливания отработанных технологических жидкостей в общую канализацию или водоёмы присутствии в хлорпарафина и формалина наносит значительный экологический ущерб.

В настоящее время промышленно развитые страны мира используют огромное количество различных типов СОТС, наносящих большой экологический ущерб окружающей среде. Например, расход СОТС в США -230 млн.

л/год, страны СНГ (до 1991 г.) – 205 млн. л/год, Франция – 70 млн. т., Германия - 110 млн. л/год [1].

Многолетние исследования ученых, наряду с практическим опытом применения технологических жидкостей при зубофрезеровании убедительно доказывают, что действие СОТС в наибольшей степени проявляется только при условии ее проникновения непосредственно в зону взаимодействия вновь образующихся на заготовке, инструменте и стружке поверхностей. Использование избыточного количества СОТС не приводит к дополнительным положительным результатам, а лишь повышает производственные расходы.

Традиционный процесс зубофрезерования протекает в условиях обильного расхода водонесемшиваемых СОТС на минеральной основе. Разработка специальных конструкций основанных на применении методов дозированной подачи экологически безвредных сред в зону обработки, с учетом реализации основных функциональных эффектов СОТС, позволит в значительной мере снизить, как объемы потребления минеральных масел, так и техногенное воздействие на окружающую среду.

В последние годы проводятся исследования по замене традиционных СОТС на масляной и водоэмульсионных основах при металлообработке на интегрированные технологии минимизации вредного воздействия на окружающую среду. Разрабатываются модифицированные составы СОТС, содержащие нетоксичные элементы с аналогичными физическими эффектами. Рассматривается так же применение твердых смазок на органической основе, создание систем, минимизирующих объемы СОТС, подаваемых в зону резания, или процессы с частичным отказом от применения СОТС, представляющие собой пример «сухого» резания с минимальным использованием смазочных материалов. [2].

Так одним из направлений сокращения производственных расходов при механообработке стала обработка с минимальным количеством СОТС, подаваемых в виде мелкодисперсного аэрозоля. Это становится все более актуальным не только с точки зрения защиты окружающей среды, но и с точки зрения экономии СОТС. Этот принцип и заложен в основу конструирования новых систем для осуществления подачи СОТС в зону обработки техникой минимальной смазки – MQL (Minimal quantity lubrication) или MMS (Minimal mengen schmierung). На европейском рынке системы MQL (MMS) представлены фирмами: VOGEL<sup>®</sup>, STEIDLE, Lubrimat GmbH и др. [2].

С учетом тенденций развития технологий подвода смазывающей среды в контактную зону обработки, разработано оригинальное распылительное устройство дозированной подачи СОТС с целью усиления смазочного эффекта воздушно-масляного потока, направленного в контактную зону (рис 1).

Дробление струи, и образование капель происходит следующим образом. При впрыске жидкости форсункой образуется жидкая пелена. Под воздействием внешних сил и турбулентных пульсаций пелена жидкости распа-

дается на частицы различной величины и формы. Малые частицы под воздействием поверхностного натяжения принимают форму шара и образуют капли; крупные – продолжают распадаться дальше.

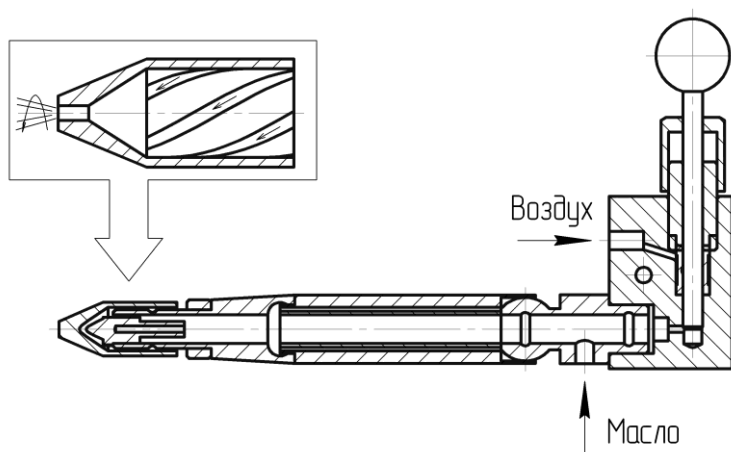


Рисунок 1 – Устройство дозированной подачи СОТС

Показателем распыляемой жидкости является дисперсность, характеризуется средним диаметром образующих капель: чем меньше средний диаметр капель, тем лучше распыл. Формула для расчета дисперсности распыла следующая:

$$d = 6 \frac{V}{S}$$

где  $V$  – общий объем капель,  $S$  – общая поверхность капель. [3].

Аэрозоли смазочно-охлаждающих жидкостей в воздухе представляют собой полидисперсную гетерогенную систему, в которой дисперсной фазой являются движущиеся капли жидкости.

Для образования аэрозолей используют различные типы конструкций воздушно-механических форсунок, обеспечивающие широкие пределы изменения расхода СОТС.

Для расчета форсунки необходимо располагать следующими исходными данными и основными техническими требованиями:

- расход жидкости  $G$ , г/мин;
- требуемая толщина распыления, определяемая средним диаметром капель в струе и распределения капель по размерам;
- угол конусности струи;
- плотность орошения, т.е. количество жидкости, проходящей в единицу времени через площади живого сечения струи;



- дальность струи. [4].

Оптимизация режимов распыления жидкости позволяет обеспечить подготовку и подачу потока воздушно-жидкостного аэрозоля в зону контакта инструмента и обрабатываемой заготовки и одновременно свести к минимуму эффект "слез" – склонности к образованию капелек смазывающе-охлаждающих жидкостей на поверхности станка, инструмента, детали и оснастки (рис 2).



Поверхность заготовки и инструмента за счет бесконтрольного распыления воздушно-масляных капелек в насадке (обычные процессы)



Капельки СОТС равномерно распределены по поверхности заготовки и значительно меньше (метод дозированной подачи СОТС)

Рисунок 2 – Удельная поверхность распыленной жидкости в осевой зоне факела аэрозоля

Возникающая при этом высокая температура приводит к испарению смазочного вещества, так что обрабатываемая деталь, инструмент и стружка остаются сухими [4]. Размер капель распыляемой жидкости находится в пределах от 5 до 10 мкм, что обеспечивает эффективный теплообмен с поверхностями заготовки и инструмента, за счет интенсивного испарения.

Разработанное устройство отличаются от зарубежных аналогов чрезвычайной простотой и высокой надежностью в работе (нет подвижных соединений), малой энергоемкостью (работают при давлении сжатого воздуха 0,02-0,2 МПа).

При резании скорость подачи масла в аэрозольном состоянии не превышает 8 мл/ч. Прогнозируем, что этого достаточно для значительного снижения трения режущей кромки инструмента с обрабатываемым материалом, а у материалов с высокой адгезионной активностью - предотвращения налипания стружки на режущую кромку инструмента.

Предложенный метод аэрозольного распыления СОТС при зубофрезеровании представлен на рисунке 3.

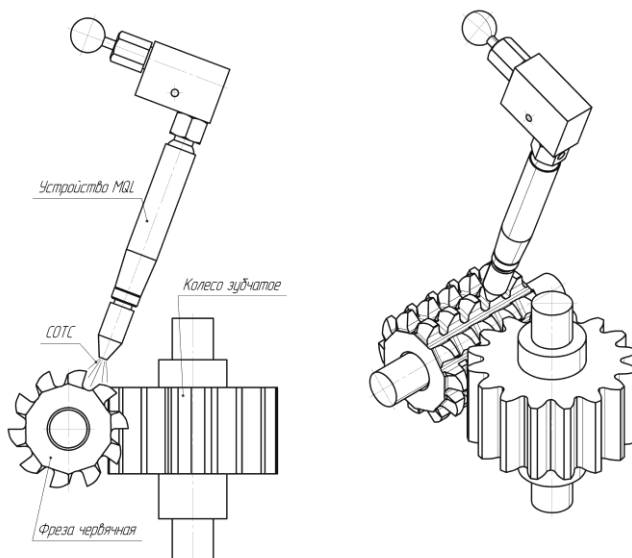


Рисунок 3 – Метод аэрозольного распыления СО2С при зубофрезеровании

Данный метод распыления СО2С при зубофрезеровании обеспечивает прочное удержание смазки в местах контакта инструмента с деталью.

Таким образом, использование традиционных схем эксплуатации смазочно-охлаждающих технологических сред в процессах зубофрезерования требуют пересмотра с экологических и экономических позиций, а в качестве альтернативы применение метода дозированной подачи позволит существенно снизить основные финансовые расходы связанные эксплуатацией.

**Список использованных источников:** 1. Верещака А.С., Лиерат Ф., Дюбнер Л., Анализ основных аспектов проблемы экологически безопасного резания // Сб. резание и инструмент в технологических системах. Вып. 57. – Харьков, ХГПУ, 2000, С. 29 – 34. 2. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ-М., Машиностроение, 1975.- 88 с. 3. Пажи Д.Г., Корягин А.А., Ламм Э.Л. Распыливающие устройства в химической промышленности - М., Химия, 1975.-200 с. 4. Витман Л.А., Кацнельсон, Палеев И.И. Распыление жидкости форсунками. – М., Государственное энергетическое издательство, 1962.-256 с.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

**Bibliography (transliterated):** 1. Verewaka A.S., Lierat F., Djubner L., Analiz osnovnyh aspektov problemy jekologicheski bezopasnogo rezanija // Sb. rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah. Выр. 57. – Har'kov, HGPU, 2000, S. 29 – 34. 2. Latyshev V.N. Povyshenie jeffektivnosti SOZh-M., Mashinostroenie, 1975.- 88 s. 3. Pazhi D.G., Korjagin A.A., Lamm Je.L. Rasyplivajuwie ustrojstva v himicheskoj promyshlennosti - M., Himija, 1975.-200 s. 4. Vitman L.A., Kacnel'son, Paleev I.I. Rasyplenie zhidkosti forsunkami. – M., Gosudarst-vennoe jenergeticheskoe izdatel'stvo, 1962.-256 s.

Р.М. Стрельчук, М.Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ВЛИЯНИЕ КАЧЕСТВЕННЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ НАНОРАЗМЕРНЫХ ЗЕРЕН МОНОКАРБИДА ВОЛЬФРАМА НА ИХ РАБОТОСПОСОБНОСТЬ**

*Представлені результати досліджень якісних характеристик твердосплавних інструментів з нанорозмірних зерен монокарбід вольфраму після алмазно-іскрового шліфування. Показано перевагу твердого сплаву «ВолКар» порівняно з традиційним сплавом ВК6 по таким характеристикам якості інструментів як шорсткість і гострота ріжучої кромки.*

*Представлены результаты исследований качественных характеристик твердосплавных инструментов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама после алмазно-искрового шлифования. Показано преимущество твердого сплава «ВолКар» по сравнению с традиционным сплавом ВК6 по таким характеристикам качества инструментов как шероховатость и острота режущей кромки.*

*R.M. STREL'CHUK, M.D. UZUNJAN*

*EFFECT OF QUALITY CHARACTERISTICS OF INSTRUMENTS HARD GRAINS MONOCARBIDE NANOSIZED TUNGSTEN ON THEIR PERFORMANCE*

*The results of investigations of qualitative characteristics of carbide tools of nanoscale grains of tungsten monocarbide after diamond grinding spark. The advantage of the hard alloy "WolKar" compared with traditional fusion VK6 on characteristics such as roughness of quality tools and cutting edge sharpness.*

Разработка и создание новых инструментальных материалов, а также поиск эффективных методов их использования является одним из факторов, способствующих эффективной обработке современных конструкционных материалов.

Именно поэтому во всем мире резко увеличивается производство тонкодисперсных твердых сплавов. В соответствии с современной классификацией в зависимости от величины зерна карбидной фазы, тонкодисперсные твердые сплавы подразделяются на субмикронные с размером зерна 0,5-1,2 мкм, ультрадисперсные – 0,2-0,5 мкм и наноразмерные – менее 0,2 мкм; при этом задача повышения качества твердых сплавов решается в основном путем наноструктурирования.

В настоящее время при разработке новых инструментальных материалов основное внимание уделяется созданию наноконкомпозитов на основе карбидов с металлами – связками, например WC/Co, которые значительно превосходят по прочности, износостойкости, ударной вязкости и другим физико-механическим свойствам аналогичные материалы с традиционной структурой. Эти материалы получают механическим перемешиванием соответствующих порошков с последующим холодным прессованием и затем спеканием.

ем. Сложность этой технологии и ее недостаток состоит в необходимости механического перемешивания ультрадисперсных порошков карбида вольфрама и кобальта, что не позволяет получать достаточно надежную степень однородности, а в спеченных твердых сплавах не обеспечивается наноразмерная структура зерен [1]. Кроме того, поскольку при механической обработке с высокими скоростями температура в зоне резания может достигать 800 – 1000 °С и такой ее уровень будет способствовать размягчению кобальтовой связки, уменьшению твердости инструментального материала и снижению износостойкости инструмента.

Для оценки преимуществ нового твердого сплава из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама (ВолКар) по сравнению с традиционными сплавами представляют интерес результаты анализа таких характеристик качества инструментов как шероховатость и острота (радиус округления) режущей кромки. Для сравнения исследовались режущие пластины из твердого сплава «ВолКар» и традиционного твердого сплава ВК6.

Эксперимент по определению шероховатости режущей кромки заключался в следующем. На токарно-винторезном станке 16К20 устанавливалась в центрах деталь цилиндрической формы с размерами  $d = 55$  мм,  $l = 300$  мм. Материал детали – латунь Л60 с твердостью НВ 30...49. Режущий инструмент устанавливался таким образом, чтобы режущая кромка была параллельна оси вращения детали. Резцы имели следующие геометрические параметры:  $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 45^\circ$ . Эксперименты проводились при врезном точении на токарно-винторезном станке 16К20 при следующих режимах:  $V = 70$  м/мин,  $S_{\text{non}} = 0,05$  мм/об. Режущая кромка при минимальной поперечной подаче вводилась в контакт с деталью и поэтому она оставляла свой отпечаток на ее поверхности. Шероховатость отпечатка на поверхности детали оценивалась средним арифметическим отклонением профиля  $Ra$ .

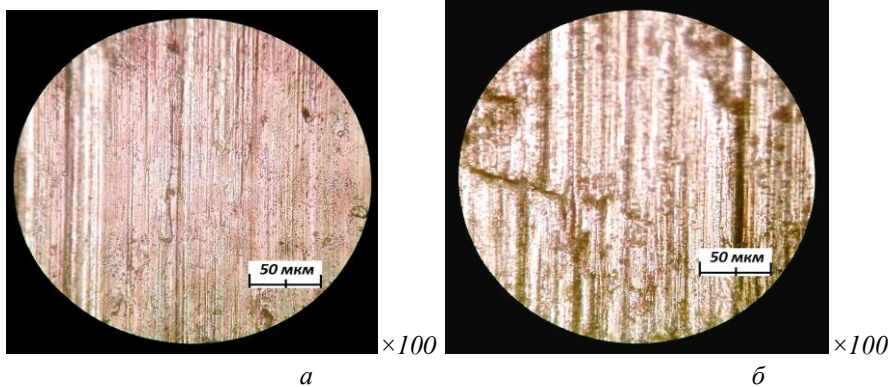


Рисунок 1 – Микрофотографии обработанной поверхности латуни: а – после обработки твердым сплавом «ВолКар», б – после обработки твердым сплавом ВК6.

Режимы точения:  $V = 70$  м/мин,  $S_{\text{поп}} = 0,05$  мм/об, геометрические параметры инструмента:  $\gamma = 0^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\lambda = 0^\circ$ ;  $\varphi = 45^\circ$ ;  $\varphi_1 = 45^\circ$ .

В результате исследований было установлено, что после обработки наноструктурным твердым сплавом «ВолКар» шероховатость составила  $Ra$  1,1...1,3 мкм; а после обработки твердым сплавом ВК6 –  $Ra$  4,7...4,9 мкм. Иллюстрация вида обработанной поверхности латуни показана на микрофотографиях рис. 1.

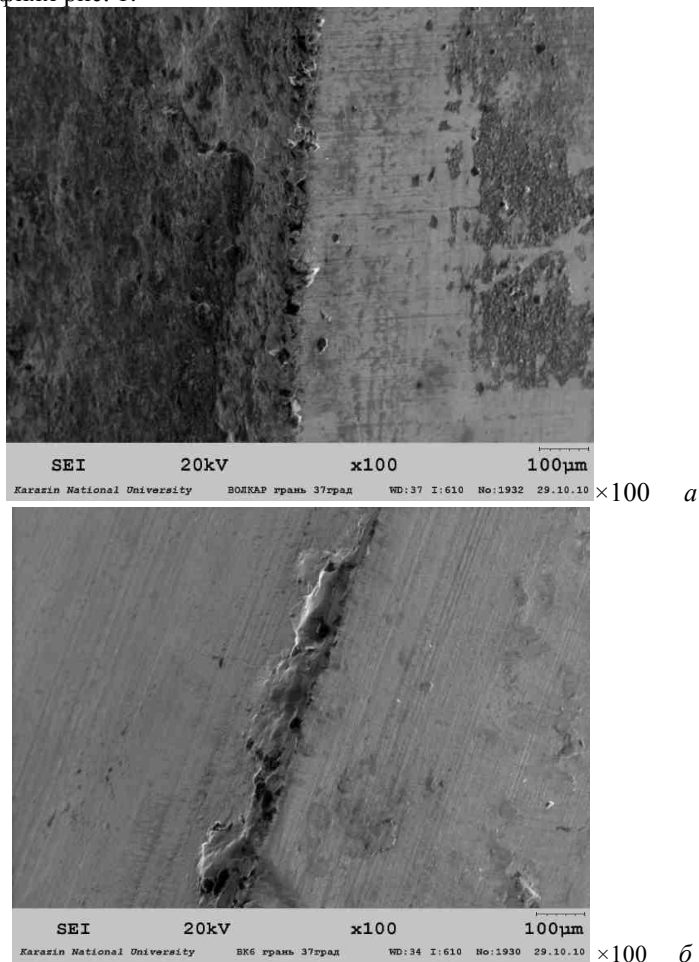


Рисунок 2 – Микрофотографии шероховатости кромки: а – твердый сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6.

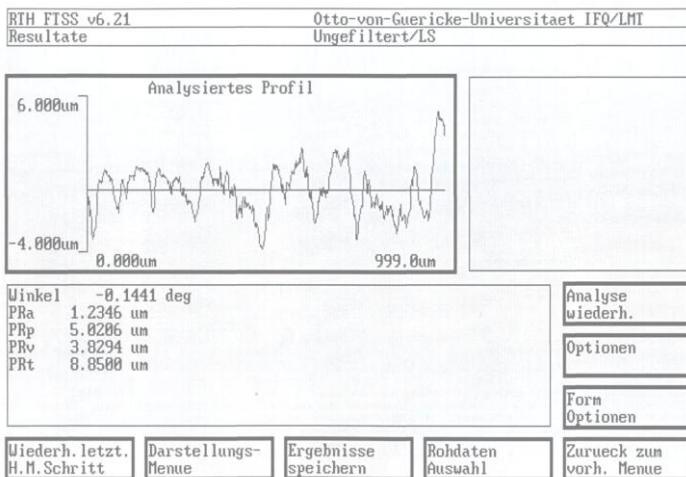
Микрофотографии (рис. 2), полученные с помощью сканирующего микроскопа «Jeol-JSM-840» также позволяют оценить состояние и характер режущей кромки инструментов из рассматриваемых материалов.

На микрофотографиях видно, что шероховатость кромки наноструктурного твердого сплава «ВолКар» (рис. 2 а) существенно отличается от шероховатости кромки твердого сплава ВК6 (рис. 2 б). Это можно объяснить механизмом образования режущей кромки; она формируется за счет сколов при обработке рабочих поверхностей инструмента. Поэтому не может быть непосредственной геометрической связи между микронеровностями режущей кромки и ее образующих поверхностей [2]. Основными факторами, определяющими величину сколов и микрогеометрию кромки, можно считать силы резания, направление их приложения, физико-механические свойства инструментального материала, а также геометрические параметры режущего клина инструмента, определяющие его прочность.

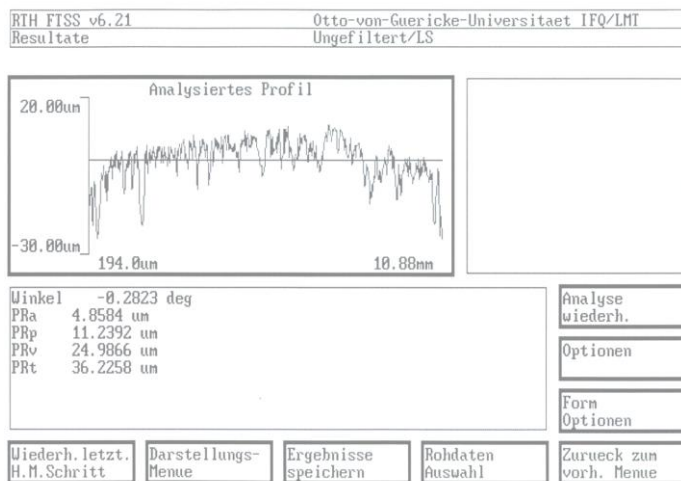
Исследования показали, что в отличие от традиционного твердого сплава (например ВК6), наноструктурный твердый сплав «ВолКар» менее чувствителен к изменяющимся условиям обработки, а значит и шероховатость кромки у наноструктурного сплава «ВолКар» должна быть меньше. Существенную роль в образовании сколов режущей кромки играет пористость твердых сплавов и включения графита, ослабляющие ее прочность.

На универсальной измерительной станции HOMMELWERKE T8000 были получены профилограммы шероховатости режущей кромки как для сплава «ВолКар», так и для твердого сплава ВК6 (рис. 3). Результаты профилограмм сопоставимы с результатами экспериментов полученных по отпечатку на поверхности латуни.

Для определения остроты кромки был проведен эксперимент по следующей методике. Режущая кромка вдавливалась в торец доведенной поверхности медных пластин. Две доведенные до зеркальной поверхности медные пластины с размерами  $30 \times 20 \times 2$  мм предварительно сжимались струбциной, т. е. две доведенные боковые поверхности плотно прилегали одна к другой. Таким образом, исключалось появление навалов на боковых доведенных поверхностях медных пластин, и с помощью металлографического микроскопа производился анализ микрофотографии отпечатка кромки на боковых доведенных поверхностях медных пластин (рис. 4). Для сравнения исследовались режущие пластины из наноструктурного твердого сплава «ВолКар» и традиционного твердого сплава ВК6. Острота режущей кромки оценивалась величиной ее радиуса округления  $\rho$ . В действительности считается, что режущая кромка описывается сложной кривой, которую приближенно можно принять в виде дуги окружности [3].



a



b

Рисунок 3 – Профилограммы шероховатости режущей кромки  
 а – твердый сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6.  
 круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01;  $P_n = 1,2$  МПа,  $V = 25$  м/с.

Анализ микрофотографий показал, что для наноструктурного сплава «ВолКар» радиус округления составил значение  $\rho = 12$  мкм, а для твердого сплава ВК6 –  $\rho = 28$  мкм. Радиус округления режущей кромки играет существенную роль в процессе резания и формирования поверхностного слоя. От

радиуса округления зависит образование неровностей обработанной поверхности, наклеп поверхностного слоя, величина возникающих сил, минимальная толщина стружки, которую можно срезать в условиях нормального процесса резания, что особенно существенно при выполнении отделочных операций.

Оценивая свойства материалов, их устойчивость в различных условиях эксплуатации в последнее время рассматривается такая характеристика как величина удельного модуля Юнга  $E_{уд}$ , определяемого как отношение его к плотности материала [4]. Применительно к условиям работы пластин из твердого сплава марки «ВолКар» целесообразно по нашему мнению отметить следующее. Как известно, при оценке свойств одной из важнейших характеристик является модуль Юнга. Он является структурно-нечувствительным свойством, определяется природой межатомного взаимодействия, и поэтому упругие характеристики материала не зависят от той формы, в которой он представлен. При высокоскоростной обработке (высокие температуры) режущий клин у кромки инструмента, его форма с малым объемом (массой) материала не должна терять устойчивость, которая, несомненно зависит от жесткости материала (способности деформироваться при изгибе). Поскольку масса наноструктурной пластины у режущей кромки является критичной величиной, поэтому, в свете отмеченного выше, важной характеристикой может служить не величина модуля упругости сама по себе, а величина удельного модуля, т. е. модуля отнесенного к плотности материала. У рассматриваемого инструментального наноструктурного материала при плотности  $\rho = 14,5 \cdot 10^{-3} \text{ кг/м}^3$  и принятом  $E = 720 \text{ МПа}$  этот показатель составляет  $E_{уд} = 49,66 \text{ (м/с)}^2$ , а у традиционного твердого сплава ВК6 при плотности  $\rho = 14,7 \cdot 10^{-3} \text{ кг/м}^3$  и принятом  $E = 590 \text{ МПа}$  этот показатель составляет  $E_{уд} = 40,14 \text{ (м/с)}^2$ , т. е. этот показатель на 25% выше у наноструктурного материала, чем у традиционного твердого сплава. Кроме того, на устойчивость режущей кромки влияет собственно размер зерна WC в материале. Очевидно, чем мельче зерно, тем меньше выкрашивание, и следовательно, выше устойчивость и износостойкость режущей кромки инструмента. У наноструктурного материала «ВолКар» по этому показателю также существенное преимущество по сравнению с традиционными твердыми сплавами.



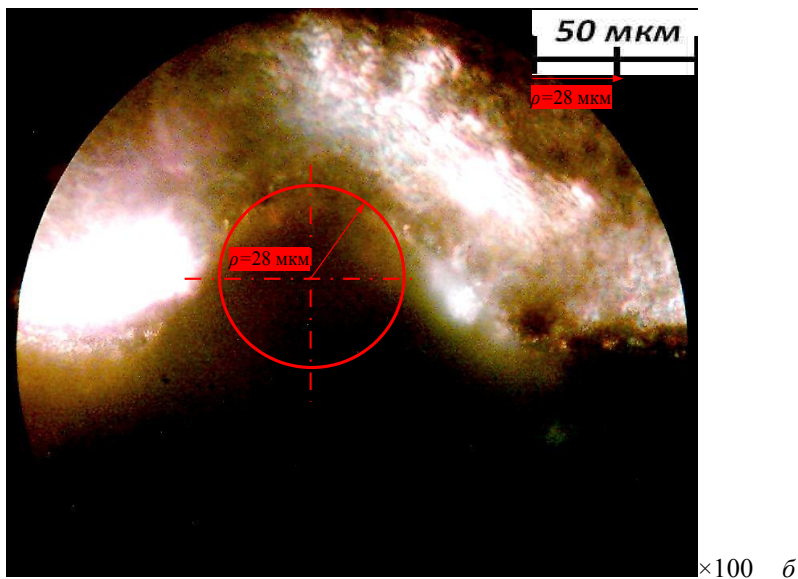
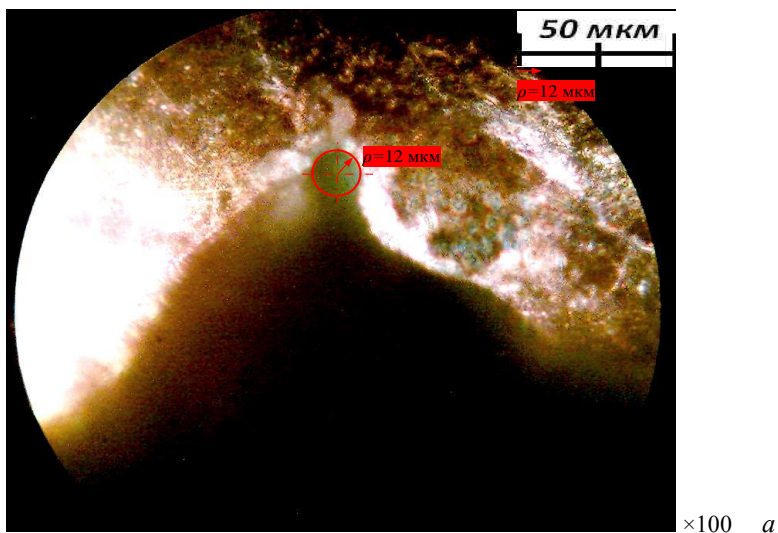


Рисунок 4 – Микрофотографии отпечатка остроты кромки  
 а – твердый сплав «ВолКар», б – твердый сплав ВК6.

Преимущество твердого сплава «ВолКар» по сравнению с традиционными сплавами проявляется также в устойчивости шероховатости и остроты

(радиуса округления) режущей кромки при точении. После обработки закаленной стали ХВГ (55...58 HRC<sub>3</sub>) установлено, что в отличие от обычных твердых сплавов при высокой скорости резания, изменение шероховатости и остроты режущей кромки у сплава «ВолКар» незначительны. У рассматриваемого сплава «ВолКар» увеличиваются шероховатость кромки на 7%, а радиус округления режущей кромки на 16%. При тех условиях обработки у твердого сплава ВК6 шероховатость кромки возрастает на 26%, а радиус округления режущей кромки – 52%.

Наноструктурный твердый сплав «ВолКар», являясь однофазным, менее подвержен воздействию температурного фактора, который приводит к развитию микротрещин из-за различного значения коэффициентов теплового расширения разных фаз; кроме того, поскольку в сплаве «ВолКар» отсутствует связующий, деформируемый компонент, то ослабление карбидной структуры не происходит, а выкрашивание наноразмерных зерен WC происходит менее интенсивно, что и способствует повышению работоспособности инструмента.

Таким образом, можно отметить, преимущество твердого сплава «ВолКар» по сравнению с традиционным сплавом ВК6 по таким характеристикам качества инструментов как шероховатость и острота (радиус округления) режущей кромки.

**Список использованных источников:** 1. *Боровский Г.В.* Инструментальное производство в России / *Г. В. Боровский.* – М.: «ВНИИинструмент», 2008. – 160 с.: ил. 2. *Семко М. Ф.* Электроалмазное шлифование инструментальных материалов / *М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, Н. В. Левченко, А. Ф. Раб* - Киев, «Вища школа», 1974. 3. *Дьяченко П. Е.* Острота лезвия инструмента и качество поверхности / Дьяченко П. Е. - Станки и инструмент.– 1950.– № 2. – с. 19–20. 4. *Милейко С. Т.* Композиты и наноструктуры / Милейко С. Т. – Механика композитных материалов. 2009. 46. №1– с. 6–37.

*Поступила в редколлегию 26.05.2011*

**Bibliography (transliterated):** 1. Borovskij G.V. Instrumental'noe proizvodstvo v Rossii / *G. V. Borovskij.* – М.: «VNIInstrument», 2008. – 160 s.: il. 2. Semko M. F. Elektroalmaznoe shlifovanie instrumental'nyh materialov / *M. F. Semko, A. I. Grabchenko, N. V. Levchenko, A. F. Rab* - Kiev, «Viša shkola», 1974. 3. D'jachenko P. E. Ostrota lezvija instrumenta i kachestvo poverhnosti / *D'jachenko P. E.* - Stanki i instrument.– 1950.– № 2. – s. 19–20. 4. Milejko S. T. Kompozity i nanostrukтуры / *Milejko S. T.* – Mehanika kompozitnyh materialov. 2009. 46. №1– s. 6–37.

R.S. Turmanidze Prof., D.S. Butskhrikidze Prof.,  
M.D. Beridze, Phd Student, Tbilisi, Georgia

## **WORKABILITY OF THE SAPPHIRE CRYSTAL OF MEDICAL PURPOSE AND SCHEME OF FORMATION OF SPHERICAL SURFACE OF INCREASED PRECISION**

*Р.С. ТУРМАНІДЗЕ, Д.С. БУТСКІРИКІДЗЕ, М.Д. БЕРІДЗЕ  
ТЕХНОЛОГІЧНІСТЬ КРИСТАЛІЧНОГО САПФІРУ МЕДИЧНОГО ПРИЗНАЧЕННЯ І  
СХЕМА ФОРМУВАННЯ СФЕРИЧНОЇ ПОВЕРХНІ ПІДВИЩЕНОЇ ТОЧНОСТІ*

*Розглянуто проблеми взаємозв'язку ступеня впливу орієнтації кристала сапфіра з його оброблюваністю під час алмазного шліфування, також розроблена перспективна оригінальна схема формування неповної сферичної поверхні, особливо, сапфірова голівка ендопротеза людського стегнового суглоба.*

*Рассмотрены проблемы взаимосвязи степени влияния ориентации кристалла сапфира с его обрабатываемостью во время алмазного шлифования, также разработана перспективная оригинальная схема формирования неполной сферической поверхности, особенно, сапфировая головка эндопротеза человеческого бедренного сустава.*

*Problems connected with the definition of influence degree of orientation of sapphire crystal on its machinability during diamond grinding by disc face and elaboration of the perspective, original scheme of formation of the incomplete spherical surface, particularly, sapphire head of endoprosthesis of the human hip joint are considered.*

The endo-prosthesis heads of human's hip joint from the point of view of character and volume of load are exploited in extreme conditions. Therefore, in each specific case the selection of the necessary material with corresponding physical-mechanical characteristics and also increasing of precision and quality of the most significant part of endo-prosthesis – spherical surfaces is rather actual task the acuteness of which intensively grows in recent years. It is conditioned by the fact that if earlier the necessity of similar operations was caused by the age factor of the man or traumatologic fractures in recent two decades abruptly increased the number of patients at young age of 30-40 years of both men and women without any injuries and fractures. In opinions of physicians the principal reasons of it are non-active way of life of youth, composition of contemporary artificial food products and metabolic disease. All the above-mentioned reasons determine the number of used endo-prostheses in some tens of millions of pieces a year and the statistics shows that unfortunately this number increases every year.

The medical practice proves that the repeated prosthetics of the human hip joint is connected with big problems. In many cases the implementation of such operations becomes practically impossible. Therefore, the durability of the endo-prosthesis of the human hip joint to the end of the patient's life especially at young age has especially significant meaning.

By these circumstances is explained the fact that in such leading countries of the world as the United States, Germany, England, Japan, France etc. are conducted

wide scale scientific-research works on elaboration of optimal schemes of formation, characteristics of abrasive tool for finishing operations and the technological process as a whole for fabrication of the spherical heads of endo-prosthesis from various materials with the minimum fault of shape and with high indices of the surface quality [1].

For nowadays in the world practice these heads are manufactured from various alloys, composition materials and ceramics which mainly are isotropic materials. Therefore, the data of the above-mentioned works do not give the necessary information on machining of anisotropic materials, particularly artificial crystal of sapphire [1, 2].

The most biocompatible with the human organism, wear proof and durable material for fabrication of the above-mentioned article is the sapphire artificial mono-crystal.

In connection with this through the Ukrainian Science and Technology Center was organized the International Project the performers of which are Georgian Technical University (Tbilisi), Institute of Super Hard Materials of the National Academy of Sciences of Ukraine (Kiev), and Institute of Mono-Crystals of the National Academy of Sciences of Ukraine (Kharkov).

By the Project participants were solved the independent scientific tasks, particularly: by Georgian Technical University is investigated the influence of anisotropy of sapphire crystal on workability of the material at grinding; are elaborated the perspective, theoretical schemes of formation of incomplete spherical surface taking into account advantages of the LPG method as the effective one for grinding of hard and brittle, intractable and non-metallic materials; by the Institute of Super Hard Materials were investigated the links of the friction coefficient with crystallographic properties of sapphire and annealing modes; were investigated work abilities of materials possessing anisotropy properties, particularly of sapphire, by the traditional technology for evaluation of the influence of anisotropy on the formation precision of spherical surface; were elaborated recommendations applicable to the process of diamond finishing of the endo-prostheses heads of the hip joint from the artificial mono-crystal of sapphire. By Kharkov Institute of Mono-Crystals were determined the growing modes providing maximum purification of the sapphire material; is obtained sapphire in crystallographic direction having the minimum anisotropy.

The aim of the presented work is a definition of the influence degree of orientation of the sapphire crystal on its workability by the method of low temperature precision grinding (LPG) elaborated at the Department Mechanical Engineering of the Georgian Technical University and development of perspective, original scheme of formation of incomplete spherical surface, particularly sapphire head of endo-prosthesis of the human hip joint taking into account the advantages of LPG method [2, 3, 4].

The basing of conducted investigations on workability of the sapphire crystal by LPG method served its successful production probation on the scale of super hard, brittle, intractable non-metallic materials, particularly mono-crystals.

In Fig. 1a is shown the LPG scheme - machined parts set on a cassette in separators or other methods of fixture, for example, gluing carry out rotational movement with angular speed of  $\omega_2$  and grinding ring with the speed of  $\omega_1$  in the same direction. In the cutting area is implemented a hold-down by force P of machined surfaces of parts from the work surfaces of the grinding ring.

The cutting speed is determined within the contact area as a medium meaning of the speed relatively the travel of the tool work surface on the machined surface of the part where  $F_g$  is the area of the machined surface of the part – contact area.

$$V_{cut} = \frac{1}{F_g} \int_F V dF,$$

The investigations of the orientation influence of the sapphire crystal on the workability of a material were conducted on the sapphire samples with orientation (0001), (1010) and (1012). The sizes of samples are 10x10x6 mm and  $\Phi$  10x6 mm.

The experimental investigations were conducted on a laboratory device equipped with a special precision head for LPG (Fig. 1.b). Diamond rings with granularity of 14/10 and 28/20 on ceramic, metallic and organic bunches of shape 6A2 were used.

The output parameters of the LPG process were: productivity of machining, linear minute takeoff of the material –q, mkm/min, the height of irregularities of the surface roughness – $R_z$ , mkm relative support length of the profile at the level of 03 –  $t_{p03}$ , %, sub-relief violated layer – H, mkm.

The LPG process factors are: cutting speed – V, m/s, pressure in the cutting area P kPa and characteristics of the diamond tool: granularity –  $d_3$ , mkm, bunch, concentration – K, %.

The experiments were conducted in following conditions: cutting speed range –  $V=1...12$  m/s, pressure in the cutting area –  $P=100...1500$  kPa. The cooling liquid – filtered running water.

By the analysis of the data of all-side experimental investigations conducted by us one can make the following conclusion:

The influence character of factors of the LPG process on the output parameters for selected orientations of the sapphire crystal of ((0001), (1010), (1012)) is constant.

From the characteristics of the diamond tool on the productivity by prevailing way influence granularity and bunch of the diamond tool. The concentration influence is insignificant. With increasing of the granule size within  $d_3=14/10...28/20$  the productivity grows 1,5 ...2.5 times.

In other equal conditions of machining on orientation (0001) is achieved higher quality of the surface than on the rest two ones. The difference is in 1...1,5 class of roughness.

From the LPG factors on the surface quality in prevailing way influence the granularity and the material of tool bunch. With increasing grain in the investigated range the height of irregularities  $R_z$  grows within 1...1.5 of class and the depth of the violated layer of H – 1,5...2 times.

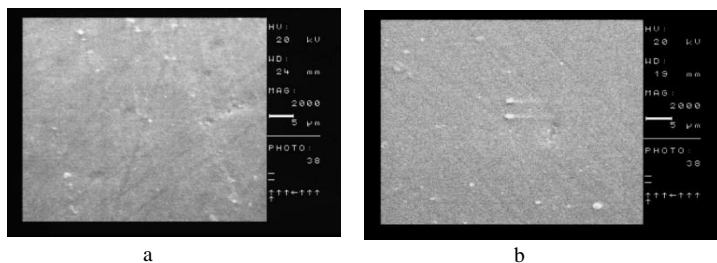


Figure 2 – Micro-photos of surfaces of experimental samples of sapphire machined by the LPG method.

a- Orientation 1010, b- 1012. Diamond ring –ACM 14/10, bunch organic special 50 % Cutting modes:  $V=1\text{m/s}$ ,  $P=750\text{ kPa}$ .

By the quality of machined surface the best results are given by the diamond rings on organic bunches BC-11 and organic bunches BC-11 and organic special elaborated by us is in the process of patenting. In comparison with diamond rings on metallic and ceramic bunches parameter  $R_z$  in order below  $\sim 0,25\text{ mkm}$ , parameter  $t_{p03}$  is 1,5 times higher than  $\sim 35...45\%$  and parameter  $H$  is 3...5 times less than  $\sim 2...5\text{ mkm}$ .

By the study of morphology of the machined surface is proved the cutting possibility of the sapphire material by plastic deformation of the removed layer at low cutting speeds  $V=1...3\text{ m/s}$  with the least depth of the violated sub-relief layer (Fig.2).

This result deserves special attention as the machining of the vitreous materials, particularly, crystals of sapphire by means of plastic deformation of removed layer the pledge of obtaining of the machined surface practically without inherited defects – without sub-relief layer.  $H$  value appeared to be the least namely on these samples of sapphire.

Elaboration of the new or updating of existing technological process of machining of sapphire head sets an actual task of creation of new highly effective schemes of formation. The optimization criteria of technological operations such as productivity, indices of the surface quality and precision of machining determine the place of new schemes-methods of formation in the technological process taking into account their advantages.

The applied nowadays methods for abrasive machining of incomplete spherical surface of articles of wide purpose as separate operations of technological process of machining of incomplete sphere can be divided into two groups: grinding by abrasive-diamond rings and finishing by free abrasive.

The method of LPG relates to the first group methods, however, the method of diamond abrasive machining of flat surfaces unlike the existing methods unites in itself positive sides of methods of the above-mentioned groups; namely, LPG is characterized by the high productivity at the same high precision of machining and quality of surface.

For elaboration of the theoretical scheme of diamond machining of sapphire spheres taking into account kinematics and other positive features of LPG were considered and analyzed the well-known formation schemes of incomplete spherical surface.

The most close by kinematics method of LPG is the method for grinding of the incomplete sphere by the flank of grinding ring with double rotation of part with angle speeds of  $\omega_2$  and  $\omega_3$  (Fig. 3) which is taken for the base of elaboration of the original version of theoretical scheme of diamond machining of sapphire spheres taking into account kinematics and other positive features of the LPG method [4, 5].

We elaborated some versions of theoretical schemes of formation of the incomplete spherical surface. One version of the original kinematics scheme of formation of the incomplete spherical surface of sapphire head (Fig. 4) by the flank grinding ring is shown in Fig. 5 The cutting tool is the special, combined flank grinding ring with two concentric diamond layers with cutting surfaces in a form of internal in point A and external in point B cut off cones.

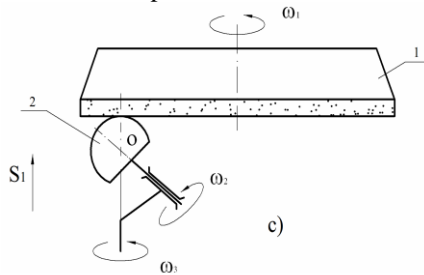


Fig. 3 Formation scheme of the incomplete spherical surface by the flank diamond ring with double rotation of the part.

1 – diamond grinding ring; 2 – machined part – incomplete sphere.

The grinding ring performs a rotational movement with the angular speed of  $\omega_1$ . The machined part – sphere performs a double rotational movement with angular speeds of  $\omega_2$  around its own axis 4 and  $\omega_3$  around axis 3 which is the axis of the part spindle. The direction of angular speeds  $\omega_1$ ,  $\omega_2$  and  $\omega_3$  is similar. The machined part 2 is pressed to the cutting surface of grinding ring in two point's A and B by spring loaded force P. At that the cutting surfaces of grinding ring in axis section (flat of the drawing) form  $\beta$  angle.

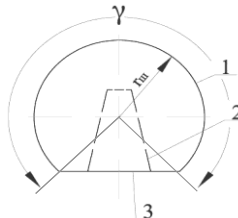


Figure 4 – Sapphire spherical head:

$r_{III}$  – radius of sphere,  $\gamma$  – angle of segment of the spherical surface.

The differences of theoretical scheme from LPG are such as the shape of the tool work surface, additional motion of a machined part – rotation of a sphere around its own axis with the speed of  $\omega_2$  the contact form of the machined surface of the part with cutting surface of grinding ring.

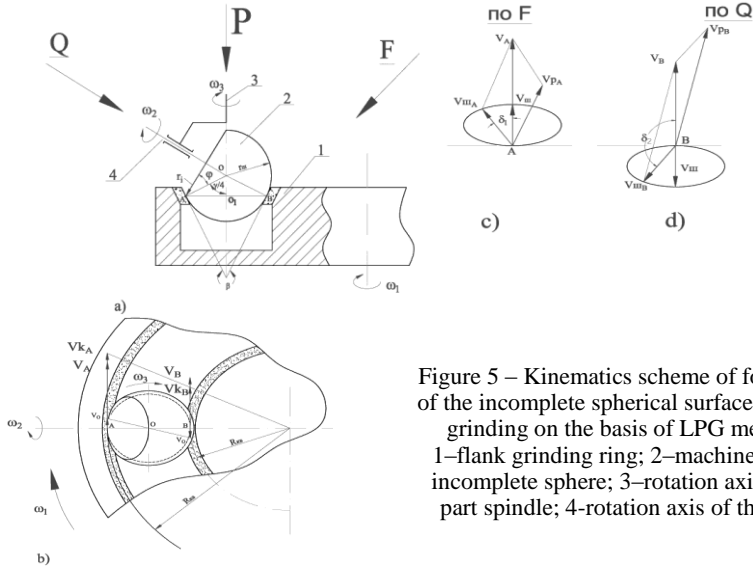


Figure 5 – Kinematics scheme of formation of the incomplete spherical surface by flank grinding on the basis of LPG method. 1–flank grinding ring; 2–machined part – incomplete sphere; 3–rotation axis of the part spindle; 4–rotation axis of the part.

For creation of equal conditions of machining in two points A and B is necessary to observe the equality of both speeds and forces of cutting.

The condition equality of machining on the cutting speed means the equality of maximum meanings of the cutting speeds and identity of their laws of change in cycle in two areas of cutting.

The cutting speeds during grinding of the incomplete sphere by the suggested scheme in points A and B are shown in Fig.5 B, c, and d.

The resulting cutting speeds  $v_{PA}$  are in point A,

$$\vec{v}_{PA} = \vec{v}_B - \vec{v}_{III B} \tag{1}$$

$$v_{PA} = \sqrt{v_A^2 + v_{III A}^2 - 2 v_A \cdot v_{III A} \cdot \cos \delta_1} \tag{2}$$

Where

$$v_A = v_{KA} - v_0 = R_{KA} \cdot \omega_1 - r_{III} \sin \frac{\gamma}{4} \cdot \omega_3 \tag{3}$$

and

$$v_{III A} = r_{IA} \cdot \omega_2 \tag{4}$$

Identically to point A in point B the resulting speed of cutting is equal to

$$\vec{v}_{PB} = \vec{v}_B - \vec{v}_{III B} \tag{5}$$

$$v_{PB} = \sqrt{v_B^2 + v_{III B}^2 - 2 v_B \cdot v_{III B} \cdot \cos \delta_2} \tag{6}$$



Where 
$$v_B = v_{KB} - v_o = (R_{KA} - 2r_w \cdot \sin \frac{\gamma}{4}) \cdot \omega_1 + r_w \cdot \sin \frac{\gamma}{4} \cdot \omega_3 \quad (7)$$

and 
$$v_{III B} = r_{iB} \cdot \omega_2 \quad (8)$$

The linear speed of the part from rotational motion with the angular speed of  $\omega_2$

$$v_{III i} = r_i \cdot \omega_2 = \omega_2 r_w \cdot \cos \varphi = \omega_2 \cdot r_w \sqrt{\sin^2 \frac{\gamma}{4} \cdot \cos^2 \alpha + \frac{1}{4} \cdot \sin^2 \frac{\gamma}{2} (1 + \sin \alpha)^2} \quad (9)$$

where  $\varphi$  is the inclination angle of axis 4 relatively to the forming work surface of the ring in axis section,  $\alpha$  is the bending angle of axis 4 respectively to axis 3 with angular speed of  $\omega_3$ .

The current radius  $r_i$  of the part surface point during the turning of axis 4 around axis 3 to  $180^\circ$  changes within  $0 \leq r_i \leq r_w$ . Thus for the full description of spherical surface during one cycle one rotation of the part around axis 4 is enough at turning of axis 3 to half of rotation i.e. to  $180^\circ$ . Thus in these conditions the machined spherical surface of the part during one cycle is described twice one time in each area of machining.

Coming out of the above-mentioned between angular speeds of  $\omega_2$  and  $\omega_3$  we have dependence

$$\omega_2 = 2 \omega_3 \quad (10)$$

$v_{PA}$  of maximum reaches at  $\alpha = \pi \frac{3}{2}$ , and thus  $\delta_1 = \frac{\pi}{2}$ .

$$v_{PAmax} = v_A = R_{KA} \cdot \omega_1 - r_w \cdot \sin \frac{\gamma}{4} \omega_3 \quad (11)$$

$v_{PB}$  of maximum reaches at  $\alpha = \pi/2$  and thus  $\delta_2 = \pi$ .

$$v_{PBmax} = R_{KA} \cdot \omega_1 - 2r_w \sin \frac{\gamma}{4} \omega_1 + r_w \cdot \sin \frac{\gamma}{4} \cdot \omega_3 + r_w \sin \frac{\gamma}{2} \omega_2 \quad (12)$$

In condition  $v_{PAmax} = v_{PBmax}$ , by expressions (10), (11) and (12) is determined the correlation of angular speeds  $\omega_3$  и  $\omega_1$

$$\frac{\omega_3}{\omega_1} = \frac{1}{1 + 2 \cos \frac{\gamma}{4}} \quad (13)$$

Thus by the suggested scheme of formation of incomplete spherical surface for achievement of the equality of machining conditions by the cutting speed one must observe the relations of angular speeds  $\omega_1$ ,  $\omega_2$  and  $\omega_3$ , by expressions (10) and (13).

The equality of conditions in two areas by the force of pressing is achieved by the location of machined part respectively to the grinding ring. The spring loaded force  $P$  passes through the center  $O$  of sphere and coincides with the bisector of angle  $\beta$  and thus passes at equal distances from two  $A$  and  $B$  areas of machining. In each area are created equal forces on  $P/2$ , which in their turn are added up to two composing, normal  $P_N$  and tangential  $P_\tau$  (they are not shown in the Figure).

At that

$$P_N = \frac{P}{2} \cdot \cos \frac{\gamma}{4}, \quad P_\tau = \frac{P}{2} \cdot \sin \frac{\gamma}{4}.$$

The kinematics similarity of the new scheme of formation with the LPG method taking into account keeping of physics of the cutting process at LPG which determined its name “Low temperature” (low in comparison with usual grinding cutting speed – 1,6 m/s and as consequence low temperature in contact  $-100^0\text{C}$ ) and also “Precision” (high precision of the work form of the tool surface is achieved during shaping and is maintained in work by the kinematics process by which is provided high precision of machining-flat parallelism on plate  $10 \times 10 \text{ mm } 1\text{mkm}$ ) allows the suggested scheme of formation as the initial from the first to call Low temperature precision grinding of incomplete sphere in abbreviation LPGIS which is in the process of patenting.

It is supposed that the LPGIS method in comparison with traditional methods of diamond grinding which are used nowadays in the technological process of machining of sapphire in other equal conditions will enable: considerably (not less than twice) increase the productivity of machining not worsening the quality indices of surface and precision of the article shape; considerably increase the quality of machined surface and precision of the article shape not increasing the productivity of machining by that considerably decrease the operational stock material, finally the time and cost price of machining on finishing operations (transitions).

Thus in our view the LPGIS method can be fully competitive on preliminary operations up to finishing machining in the technological process of machining of sapphire head.

One can imagine that LPGIS method will enable to increase considerably the surface quality and shape precision of the spherical head on the preliminary operations up to the finish machining in comparison with traditional methods of diamond machining.

The results of conducted investigations within the above-mentioned Project by our estimation represent a good data base for perspective elaborations. And namely, by the Project participants to the STCU was submitted the new Project under the title “Development of Methods for Strengthening of Sapphire Used in Medicine”. Within this Project is planned conducting of works on the elaboration of complex method of strengthening of sapphire for fabrication of articles exploited at high mechanical loads in extreme conditions and also competitive technological processes of fabrication of sapphire standards by LPG method for definition of

physical-mechanical properties of the new material and original technological process of fabrication of sapphire articles of medical purpose.

By the long-term program is foreseen the organization of Euro-Project with creation of the necessary equipment, tools, technological rig and the whole technological process of fabrication of the high-precision spherical surfaces from sapphire of increased stability or other appropriate by their properties materials.

### **Discussion of the results.**

1. In other equal conditions of machining by the LPG method the most intractable is orientation (0001). For all the tested diamond rings the correlation of linear meanings of the material takeoff –  $q$  is within

$$q_{0001} / q_{1010} = 0,25 \dots 0,5,$$

at that,

$$q_{1012} / q_{1010} = 0,75 \dots 1.$$

2. In the investigated ranges of the cutting modes of V and P the machining productivity grows at  $V = \dots 6$  m/s and at  $V > 6$  m/s – remains constant, also at  $P = 100 \dots 1500$  kPa – grows and at  $P > 1500$  kPa remains constant.

3. The maximum meaning of productivity is achieved by the tool on ceramic bunch – CK6 – 130 ...300 mkm/min for all the selected orientations of the sapphire crystal. At that the correlation increases

$$q_{0001} / q_{1010} = 0,4 \dots 0,5.$$

The tool on this bunch works in the mode of self-sharpening.

4. Scheme of machining of spherical surfaces and abrasive tool of special profile is suggested that in our opinion will grow the machining precision.

**References:** 1. *Rozenberg O.A., Sokhan S.V., Vozny V.V., Mamalis A.G., Gavlik J., Kim D-J.* Trends and Development in the Manufacturing of Hip Joints: An Overview Int. J. Adv. Manuf. Technol (2006) 27:p. 537-542. 2. *Batiashvili B.I., Butskhrikidze D.S., Mamulashvili G.L., Mgaloblishvili O. B., Turmanidze R.S., Kromp K., Mills B., Steinkellner W., Schafner E., Rösel F. G., Peterlik H.* Evaluation of surface preparation techniques, SFG: Swing Frame Grinding and LPG: Low Temperature Precision Grinding, by comparison of results on alumina and siliconcarbide model materials. FRACTOGRAPHY OF ADVANCED CERAMICS. International Conference Stará Lesná, High Tatras, May 2001. 3. *Batiashvili B.I., Butskhrikidze D.S., Mamulashvili G.A., Turmanidze R.S., Kromp K., Mills B., Mgaloblishvili O.* Technological Possibilities of Low Temperature Precision Grinding Process when Machining Hard and Brittle Materials. FRACTOGRAPHY OF ADVANCED CERAMICS, International Conference, Stará Lesná, High Tatras, May 2001. 4. *Turmanidze R.S., Butskhrikidze D.S., Kromp K., Mills B.*, “Low temperature precision grinding of hard and brittle materials”. Problems of mechanics and physiko-chemistry of the process of abrasive machining, Kiev 2002, 490-499 pp. 5. *Turmanidze R.S., Butskhrikidze D.S., Mamulashvili G.L., Kromp K., Mills B., Morgan M., Mgaloblishvili O.* Low-temperature precision grinding of hard and brittle materials and Outlook of its development and application. Proceedings of 19th NCMR Conference. Glasgow, September 2003.

*Поступила в редколлегию 15.04.2011*

## СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ



### **ПРОФЕСОР ЗАЛОГА ВІЛЬЯМ ОЛЕКСАНДРОВИЧ (ДО 75-РІЧЧЯ З ДНЯ НАРОДЖЕННЯ)**

*Все в мире покроется пылью забвенья,  
Лишь двое не знают ни смерти, ни тленья:  
Лишь дело героя да речь мудреца  
Проходят столетья, не зная конца.*

*А. Фирдоуси*

Виповнюється 75 років Залогі Вільям Олександровичу, завідуючому кафедри Сумського університету, професору, доктор технічних наук. Оглядаючи його минуле й придивляючись до його сьогодення, розумієш, що неможливо коротко описати всі його досягнення, особливості характеру, інтелект, менталітет – все інше, що визначає сутність й проявлення Особистості.

До вступу в Харківський політехнічний інститут Вільям Олександрович пройшов добру закалку занадто суворим життям. Дитинство (завжди дуже світла пора) прийшлося на надзвичайно тяжкі повоєнні роки. Це був унікальний час, який включав повоєнну розруху і урочистість Перемоги у Великій Вітчизняній Війні.

Залога В.О. народився у 1936 році у м. Києві. Українець. Трудову діяльність почав у 1954р. в якості робітника Куянівського цукрового комбінату Сумської області. З 1955 по 1958 р.р. служив у лавах Радянської армії. У 1964 закінчив машинобудівний факультет Харківського політехнічного інституту (ХПІ) ім. В.І. Леніна. З 1965 по 1969 р.р. працював за направленням на заводі (в/ч 44528, м. Батайск, Ростовської обл.) у якості майстра, технолога, зам. нач. цеху. Залога В.О. працює в Сумському державному університеті з 1969 року на посадах асистента, старшого викладача, доцента, професора. З 1970 по 1973 р.р. навчався в аспірантурі у професора Семка Михайла Федоровича при ХПІ (м. Харків). У 1974 році захистив кандидатську дисертацію на тему «Дослідження процесу високопродуктивного електроалмазного шліфування інструментальних

матеріалів кругами з АСБ». У 1977 році присвоєно звання доцента. З 1978 по 1990 рік обіймав посаду завідувача кафедри «Металорізальні верстати та інструменти» (МРВ), з 1993 працює на посаді професора. У 1995 році йому присвоєно звання професора по кафедрі МРВ. У 2000 році захистив докторську дисертацію на тему «Розробка наукових основ та принципів практичного використання нестационарних видів обробки різанням на базі попутного тангенціального точіння». З 2002 року Залога В.О. знову працює на посаді завідувача кафедри МРВ, а з 2007р. після об'єднання кафедр «Технологія машинобудування» та МРВ очолив кафедру «Технологія машинобудування, верстати та інструменти» (ТМВІ).

Залога В.О. є одним з провідних учених університету. На протязі всього терміну роботи у вищому науковому закладі керує науковим напрямком з проблем «Створення нових та удосконалення існуючих технологічних процесів механообробного виробництва», на базі якого створено науково – педагогічну школу.

Залога В.О. – відомий вчений у машинобудівній галузі, спеціаліст в області теорії різання та моделювання робочих процесів високих технологій. Ним вперше запропоновані: новий комплексний підхід у теорії різання, який полягає у тому, що регулюванням режиму навантаження леза, абстрагуючись від виду і способу обробки, можна на формалізованому рівні оптимізувати умови роботи леза та нова концепція моделювання нестационарних процесів на основі базового процесу різання, який охоплює найбільшу сукупність ознак нестационарності. Розроблені на сучасному рівні методики, моделі використовуються при вивченні та створенні моделей будь-яких нестационарних процесів та видів обробки різанням (фрезерування, шліфування та інших).

Обсяг госпдоговірних тем на протязі 1980-1990 років складав 250-300 тисяч карбованців на рік. Під його керівництвом у цей час виконувались 3 теми I-ої категорії, по яких сумісно постановою ДКНТ СРСР та Президії АН СРСР з погодженням з Держпланом СРСР від 10.11.1985 р. № 573/137 інститут був призначений головним. Економічний ефект від впровадження технічних розробок виконуваної тематики за цей термін склав більш ніж 5 млн. карбованців. З 1990 року під його керівництвом виконуються роботи як по держбюджетній тематиці, так і по госпдоговірній тематиці, у яких щорічно беруть участь не менше 15-20 студентів, аспірантів і пошукувачів. Зараз обсяг госпдоговірних робіт, якими керує В.О.Залога, становить біля 500 тис. грн. на

рік. З 1991 р. під його керівництвом виконується держбюджетна науково-дослідна робота обсягом 70-80 тис. грн. у рік. Згідно з наказом Міністерства освіти і науки України від 26 березня 2008 року № 257 виконувалась у рамках міжнародного науково-технічного співробітництва науково-дослідна робота «Імітаційне моделювання та дослідження напружено-деформованого стану різальних лез з керамічних матеріалів у процесах переривчастого різання та розробка технологічного процесу їх зміцнення низькоенергетичною іонно-променевою імплантацією» у відповідності з міжнародним договором між СумДУ та Фізико-технічним інститутом НАН Біларусі на суму 35 тис. грн. (без НДС) на рік. З 1988 року обіймає посаду провідного наукового співробітника. Був атестований на цю посаду атестаційними комісіями Харківського політехнічного інституту та Сумського університету. В.О. Залога активно займається підготовкою наукових кадрів. Під його керівництвом підготовлені та захищені дев'ять дисертаційних робіт, у т.ч. одна докторська.

Залога В.О. є одним з провідних викладачів, який активно впроваджує наукові розробки в навчальний процес – більш ніж у 20 курсах лекцій, 10 лабораторних та практичних роботах. Ним самостійно розроблено навчальний курс “Наукові основи спеціальних методів обробки різанням”, який майже 25 років являється складовою частиною навчальних планів підготовки висококваліфікованих кадрів для господарства України. Він веде підготовку студентів за індивідуальними планами, очолює створений ним „Експериментальний науково-дослідний студентський інститут”, основною метою якого є залучення студентів до вирішення виробничих завдань, органічного поєднання їх наукової роботи з навчальним процесом та забезпечення можливості реалізації цього при виконанні комплексних дипломних проєктів та робіт, у т.ч. міжкафедральних та міжфакультетських. В.О. Залога разом з фахівцями наукової школи стали одними із ініціаторів і організаторів започаткованої у СумДУ у 2001р. щорічної Всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції "Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука – виробництво".

В.О. Залога є членом наукової ради МОН України з машинобудування, членом ученої й наукової рад і членом атестаційної комісії університету. Він є членом двох спеціалізованих вчених рад по захистах докторських і кандидатських дисертацій (м. Харків, НТУ „ХПІ” та м. Київ, «НТУ технології й дизайну»), шість років (з 2002 по 2008 р.р.) був членом експертної ради ВАК

України, є членом редколегій журналу «Вісник СумДУ», «Сучасні технології в машинобудуванні» (м. Харків), «Компрессорное машиностроение» (м. Суми), «Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем» (м. Краматорськ). Має понад 380 публікацій, у тому числі: один підручник; дві монографії та сім навчальних посібників, з них три з грифом МОН України та один, що виданий у Росії (м. Барнаул), 18 авторських свідоцтв та патентів на винаходи.

В.О. Залога нагороджений: від імені Мінвузу СРСР та ЦК профспілок двома знаками „Победитель соцсоревнования” (1976 та 1978 р.р.), знаком „Изобретатель СССР”, Почесною грамотою Мінвузу СРСР за кращу науководослідну роботу (1988 р.), знаком „Відмінник освіти України” (2002 р.); знаком «Петро Могила»; Почесною грамотою Української федерації вчених за розробку та впровадження нових технологій у виробництві ріжучих інструментів та за підготовку науково-педагогічних кадрів (2004 р.), Почесною грамотою Міністерства освіти і науки України за багаторічну сумлінну працю, вагомий особистий внесок у підготовку висококваліфікованих спеціалістів, плідну науково-педагогічну діяльність (2005 р.), Почесною відзнакою Сумської міської ради «За бездоганну працю» за багаторічну сумлінну працю, вагомий особистий внесок у науковий потенціал міста (2006). ». У 2004 р. В.О. Залога обраний академіком АН ВО України по відділенню механіки та машинобудування. У 2004 р. рішенням вченої ради СумДУ В.О. Залозі присвоєно почесне звання «Заслужений професор Сумського державного університету». В.О. Залога обраний почесним професором кафедр «Інтегровані технології машинобудування» (ХПІ, м. Харків) та «Технологія машинобудування» (КПІ, м. Київ).

Як чуйну людину і високого фахівця В.О. Залозу поважають всі, хто хоч будь-коли навіть на мить контактував з ним, його високу порядність, толерантність, вміння слухати колег високо цінують у співтоваристві вчених механіків і технологів.

Редколегія збірки щиро вітає ювіляра і зичить йому всього найкращого!

**ПРОФЕССОР АТАНАСИС МАМАЛИС**  
**(К 70-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)**



*В знании – величие и краса,  
Знание дороже, чем клад жемчужин:  
Время любой уничтожает клад,  
Мудрый и знающий вечно нужен.*

*Ас-Самарканди*

Атанас Мамалис родился 18 июля 1941 года в г. Латрака (Греция). Гимназию (среднюю школу) окончил в столице – г. Афины. Инженерное образование получил в Национальном техническом университете Греции – диплом инженера по механике и электротехнике. В 1973 году стал магистром наук после обучения в Манчестерском институте науки и технологии (Великобритания). В 1975 году там же получил степень Ph.D. – доктора философии в области машиностроения.

В период с 1975 по 1978 годы стажировался у профессора В. Джонсона в Кембриджском университете. Следующим этапом была работа в институте промышленного производства и резания материалов и инструмента в Университете г. Ганновер (Германия), в университете Кралтон в Оттаве (Канада), в лаборатории станков и организации производства в Аахенской технической школе (ФРГ), а также в Мичиганском техническом университете в Хьюстоне.

Фундаментальная академическая подготовка способствовали успешной карьере на производстве, в инженерии и в бизнесе на предприятиях Греции, Германии, Японии, США, стран Евросоюза, бывших стран СЭВ.

В эти годы проф. Мамалис А. возглавлял отдел технологии производства Национального технического университета в Афинах, а с 1973 года Национальный представитель в Комиссии Европейских сообществ Европейского объединения угля и стали.

Успешной была и научно-педагогическая карьера профессора Мамалиса А. Работал внештатным преподавателем машиностроения в Национальном



техническом университете (Афины), научным сотрудником технического отдела Кембриджского университета (1975–1978, Великобритания), приглашенный профессор института техники изготовления и стружечной обработки на станках (Университет г. Ганновер, Германия, 1979–1980), приглашенный профессор лаборатории станков и организации производства (техническая высшая школа в Аахене, Германия, 1980–1982); профессор инженерно-механического факультета Мичиганского технологического университета (США, 1982–1992); профессор, руководитель отдела производственных технологий, основатель и директор Лаборатории технологий производства в Национальном техническом университете (Афины, Греция, 1982–2008); научный руководитель «Центра проектов в области нанотехнологий (PC–NAE)»; инициатива создания научного центра «Димокрита» совместно с российским научным центром «Курчатовский институт» с 2008 года до настоящего времени. Надо подчеркнуть, что сооружение и оснащение этой лаборатории на 80% профинансировал из личных средств профессор Мамалис А. самостоятельно.

Несколько крупных научных проектов, относящихся к программам Европейского союза и интернациональных средств были разработаны под его руководством. Он близко сотрудничал с учеными из Украины, России, Венгрии, Франции, Германии и США. Он – инициатор заключения всестороннего сотрудничества между Афинским Национальным техническим университетом и НТУ «ХПИ».

А. Мамалис продемонстрировал свои замечательные координирующие и научные возможности в реализации большого Европейского проекта «MINOS» при сотрудничестве с учеными из Греции, Украины (НТУ «ХПИ», Институт сверхтвердых материалов Национальной Академии наук Украины), с Францией и Венгрией. Приняв в качестве основы процесс обработки в широком масштабе участники проекта создали уникальную теорию прецизионной обработки, точность которой взяли за принцип в оригинальной экспертной системе. Эта работа была представлена во многих научных технологических изданиях и на международных конференциях.

Является одним из членов национальных и интернациональных ассоциаций и редакционных комитетов, в числе которых Нью-Йоркская академия наук, Венгерская академия наук, CIRP, ASM, SME, Европейская ассоциация

прецизионной инженерии и нанотехнологий, многих комитетов Европейского союза.

Эту сторону его деятельности можно продемонстрировать в такой хронологии: комитеты технической палаты Греции (с 1964 г.), группа холоднойковки Великобритании (с 1976 г.), Объединение немецких инженеров, Германия (с 1977 г.), Международный союз теоретической и прикладной механики, Греция (с 1981 г.), Общество автомобильных инженеров, США (с 1982 г.), основатель и председатель общества сверхпроводимости (с 1994 г.), Европейское общество точного машиностроения и нанотехнологий EuSPEN (с 1997 г.), Международная группа экологически ориентированного производства с 1997 г., Международная станочная ассоциация, Украина (с 2005 г.), член-учредитель Средиземноморской академии искусств и наук ЕМААС (с 2010 г.).

Профессор Мамалис А. активно участвует в редакционных коллегиях журналов (Великобритания, 1982–1990 гг.), «Инженерное производство» (Великобритания, 1990–2002 гг.), Журнал передовых производственных технологий (Великобритания, с 1997 г.), «Ударопрочность», (Великобритания, с 1999 г.), «Продукция машиностроения и компьютеры» (Сербия, с 2005 г.), «Нанотехнологии восприятия» (Великобритания, с 2004 г.), «Мехатроника и интеллектуальное производство» (США, 2008 г.) и многие другие.

Профессор Мамалис А. опубликовал 21 монографию, 9 методических руководств, 270 научных статей в ведущих профессиональных изданиях Европы, США, Японии, Украины, России. Главные научные труды посвящены вопросам сверхпроводимости, обработке материалов, механике, промышленного производства, технологии металлов, гибкого производства, создания экспертных систем, моделирования процессов обработки, автоматизации и роботизации, мехатроники и др.

Международная научно-педагогическая общественность высоко ценит профессора Мамалиса А. Он избран членом Венгерской академии наук (1998 г.), членом Академии наук высшей школы Украины (2000 г.), Почетным профессором кафедры «Интегрированные технологии машиностроения» (2001 г.), Почетным доктором НТУ «ХПИ» (2005 г.), награжден Первым призом греческого математического общества (1989 г.), Международной медалью М.Ф. Семко «За личный вклад в сотрудничество университетов» (2006 г.). Имя А. Мамалиса вписано в сборник «5000 личностей в мире» Американ-

ского биографического института, «Кто есть кто» венгерской энциклопедии. «Кто есть кто» в Греции, «Кто есть кто в мире» Международного биографического центра, Великобритания, и др.

Жизненный путь профессора Мамалиса А. поучителен для многих, особенно для молодых людей, решающихся посвятить себя научному творчеству, поиску нового, успешной реализации потенциала одаренной личности. Замечательные человеческие качества, корнями уходящие в историю древней Эллады, традиции греческого народа и его менталитет дополняют портрет юбиляра.

Редколлегия сборника сердечно поздравляет Атанасиса Мамалиса и желает доброго здоровья и новых свершений.

## СОДЕРЖАНИЕ

**Антонюк В.С., Мережаный Ю.Г., Пономаренко А.И.**

Автоматизированный мониторинг и управление микроклиматом  
производственного помещения сборки прецизионных приборов ..... 3

**Бабенко Е. А., Фадеев В.А., Федорович В. А., Фидлер Ф.**

Определение износа режущей поверхности алмазного  
шлифовального круга путем исследования его 3D топографии ..... 15

**Варга Г.** Анализ влияния геометрических параметров инструмента  
на угол сдвига при обработке..... 22

**Внуков Ю.Н., Логоминов В. А., Каморкин П.А.** Стенд для изучения  
механических колебаний при фрезеровании мало жестких деталей  
концевыми фрезами ..... 32

**Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Кравчук А.В.,  
Котляр Д.А., Федоран Ю.А.** Влияние скорости обработки  
Гексанитом-Р на выносимость стали ХВСГ ..... 38

**Грабченко А.И., Дюбнер Л.Г., Пыжов И.Н.** Повышение эффективности  
обработки ПСТМ на основе использования явления периодичности  
процесса шлифования ..... 43

**Гурьев А.М., Иванов С.Г.** Механизм диффузии бора, хрома и титана  
при одновременном многокомпонентном поверхностном  
легировании железоуглеродистых сплавов ..... 56

**Гуцаленко Ю.Г., Полянский В.И.** Уменьшение силовой напряженности  
для повышения ресурса производительности алмазного шлифования ..... 62

**Деревянченко А.Г., Бабилунга О.Ю., Соценко А.О., Долищинский Р.Г**  
Подход к распознаванию состояний поверхностей режущей части  
инструментов с учетом результатов анализа их текстур ..... 68

**Джемилов Э.Ш., Ягьяев Э.Э.** Обеспечение качества поверхности  
при хонинговании конических отверстий ..... 76

**Джугурян Т.Г., Голобородько А.М., Перпери Л.М.** Влияние условий  
обработки конических отверстий на распределение нагрузки на  
рабочих элементах однолезвийной развертки ..... 80

<i>Добровольский А.В., Краснощек Ю.С.</i> Кинематика свободнообкатного резания внутренней сферической поверхности со смещенным центром инструмента.....	84
<i>Доброскок В.Л., Абдурайимов Л.Н., Чернышов С.И.</i> Интегральные характеристики триангуляционных 3D моделей изделий.....	92
<i>Дятчин Н.И., Гончаров В.Д.</i> Проблема повышения стойкости режущих инструментов на различных этапах истории развития техники .....	102
<i>Забо О.</i> Проектирование оптимальных параметров окружающей среды для ультрапрецизионной обработки.....	114
<i>Залоза В.А., Криворучко Д.В., Сторчак М.Г.</i> Технология высокопроизводительных вычислений как инструмент повышения производительности моделирования процессов резания численными методами .....	121
<i>Кальченко В.И., Погиба Н.Н., Кальченко Д.В.</i> Повышение производительности и точности шлифования со скрещивающимися осями эльборового круга и ступенчатого валика .....	131
<i>Кундрак Я.</i> Сравнение процессов чистовой обработки, базирующееся на количестве используемой смазочно-охлаждающей среды.....	141
<i>Кундрак Я., Дезнот И.</i> Сравнение процессов чистовой обработки, базирующееся на съеме материала .....	149
<i>Кундрак Я., Забо Д.</i> Исследование пластической деформации и морфологии при обработке деталей высокой твердости .....	157
<i>Ленский Д.В., Джугурия Т.Г.</i> Непрямой контроль предельных состояний технологической системы при совмещенном растачивании параллельных отверстий.....	164
<i>Лещук И.В.</i> Исследование особенностей изменения показателей работоспособности специальных секторных кругов с режущим слоем, чередующемся в окружном направлении .....	170
<i>Марос З.</i> Шероховатость поверхности алюминиевого сплава после абразивно-струйной обработки.....	176
<i>Матюха П.Г., Бурдин А.В.</i> Определение лимитированной силы поджима комбинированного образца к режущей поверхности круга при врезном шлифовании по упругой схеме .....	181

<i>Меметов С.Р., Якубов Ч.Ф.</i> К вопросу повышения работоспособности метчиков при резьюобразовании .....	191
<i>Менумеров Э.Р.</i> Влияние антиоксидантных присадок на вязкостно-температурные свойства СОТС растительной природы .....	196
<i>Мироненко Е.В., Васильева Л.В., Колесник А.В.</i> Исследование критериев оптимальности процесса обработки на средних токарных станках .....	202
<i>Новиков Н.В., Клименко С.А., Мановицкий А.С.</i> Расчетное определение угла сдвига при ортогональном свободном резании малопластичных углеродистых сплавов .....	209
<i>Палмаи З.</i> Новая математическая модель износа режущего инструмента по задней поверхности .....	219
<i>Пыжов И.Н., Васильев А.В., Клименко В.Г.</i> Состояние вопроса и перспективы применения алмазов, полученных методом CVD .....	226
<i>Рошупкин С.И., Братан С.М.</i> Моделирование износа инструмента при алмазном сверлении хрупких неметаллических материалов .....	236
<i>Рубицки М.</i> Шероховатость обработанной поверхности закаленной стали после концевой фрезерования .....	241
<i>Сарычев Э.Н., Якубов Ч.Ф.</i> Эффективность применения методов дозированной подачи СОТС в процессах зубофрезерования .....	246
<i>Стрельчук Р.М., Узунян М.Д.</i> Влияние качественных характеристик твердосплавных инструментов из наноразмерных зерен монокарбида вольфрама на их работоспособность .....	251
<i>Турманидзе Р.С., Бурцирикидзе Д.С., Беридзе М.Д.</i> Технологичность кристаллического сапфира медицинского назначения и схема формирования сферической поверхности повышенной точности .....	259
<i>Слово о юбилярах</i> .....	268
Залого Вильям Александрович .....	268
Мамалис Атанасис .....	272



**Мир  
Техники  
и Технологий**

*The World of Technics and Technologies*

"МТТ"- настольная книга для каждого руководителя,  
источник идей- для каждого "технаря",  
путеводитель по рынку- для каждого снабженца.

### **Рубрики:**

**Оборудование**

**Инструмент**

**Автоматизация**

**Технологии**

**Специнформ**

**Энергосбережение**

**Экология**

**Торговый зал**

**Наши контакты:**

+38 (057)761-20-74,761-10-66

+38 (05746) 2-22-06 (факс)

**E-mail:**

pochta@mtt.com.ua

mtt@mtt.com.ua

**Наш адрес:**

63503 Украина,  
Харьковская обл.,  
г. Чугуев,  
ул. Харьковская, 249

[www.mtt.com.ua](http://www.mtt.com.ua)

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ  
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Выпуск 80**

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Балака Е. В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 15.07.2011 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнитура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

---

Видавничий центр НТУ "ХП".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000

61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

---

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132