

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ УКРАИНЫ  
НАЦИОНАЛЬНЫЙ ТЕХНИЧЕСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ  
«ХАРЬКОВСКИЙ ПОЛИТЕХНИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ»

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

**РЕЗАНИЕ  
И  
ИНСТРУМЕНТЫ  
В технологических системах**

---

**CUTTING & TOOLS  
IN TECHNOLOGICAL SYSTEMS**

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

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

**ВЫПУСК 87  
Edition № 87**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2017 – Kharkiv NTU «KhPI»

УДК 621.91  
ББК 34.63  
Р34

Державне видання  
Свідоцтво Державного комітету телебачення і радіомовлення України  
КВ № 7840 від 8 вересня 2003 року  
Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ «ХПІ»  
(протокол № 6 від 07.07.2017 р.)

Редакционная коллегия:

*А. И. Грабченко, д.т.н. (отв. ред.), М. Д. Узунян, д.т.н. (зам. отв. ред.),  
Азу Коллинз Азу, PhD, Н. В. Верезуб, 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., Р. С. Турманидзе, д.т.н.,  
В. А. Фадеев, проф., В. А. Федорович, д.т.н., М. Хорват, д.т.н., Шайлендра  
Кумар Джха, PhD, Ф. Я. Якубов, д.т.н.,  
Н. В. Крюкова (отв. секр.)*

**Адрес редакционной коллегии:** 61002, Харьков, ул. Кирпичова, 2,  
Национальный технический университет «Харьковский политехнический  
институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения»  
им. М.Ф. Семко, тел. +38 (057) 706-41-43.

*В апреле 2013 г. научный сборник «Резание и инструменты в  
технологических системах» включен в справочник периодических изданий  
базы данных *Ulrich's Periodicals Directory (New Jersey, USA)**

**Р34 Резание и инструменты в технологических системах :** Междунар.  
науч.-техн. сб. / редкол.: А. И. Грабченко (отв. ред.) . – Харьков : НТУ  
«ХПИ», 2017. – Вып. 87. – 186 с.

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.

**УДК 621.91  
ББК 34.63**

© НТУ «ХПИ», 2017

УДК621.941

Г.А. Оборский, д-р техн. наук, А.А. Оргиян, д-р техн. наук, Р.М. Минчев,  
А.В. Баланюк, Одесса, Украина

## **ЗАДАЧИ ДИНАМИКИ В ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

*У статті розглянуті проблемні завдання технологічної динаміки, як наукового напрямку для вивчення вібростійкості технологічних систем, взаємодії різних коливальних форм з метою підвищення якості обробки різанням. Наведено результати деяких досліджень по вивченню коливань нестационарних динамічних систем під впливом збурень робочих процесів, зокрема, при переривчастому різанні.*

*Ключові слова: технологічна динаміка, якість обробки різанням*

*В статье рассмотрены проблемные задачи технологической динамики, как научного направления для изучения виброустойчивости технологических систем, взаимодействия разных колебательных форм с целью повышения качества обработки резанием. Приведены результаты некоторых исследований по изучению колебаний нестационарных динамических систем под воздействием возмущений рабочих процессов, в частности, при прерывистом резании..*

*Ключевые слова: технологическая динамика, качество обработки резанием*

*The problem problems of technological dynamics as a scientific direction for the study of vibration resistance of technological systems, interaction of different vibrational forms with the purpose of improving the quality of cutting processing are considered in the article. The results of some studies on the oscillations of nonstationary dynamical systems under the influence of perturbations of working processes, in particular, with intermittent cutting, are presented.*

*Keywords: technological dynamics, quality of cutting processing*

Постоянно возрастающие требования к эксплуатационным качествам машин накладывают всё более жёсткие технические условия на их изготовление. Усложняются не только сами показатели качества, но и возможные их сочетания, носящие подчас противоречивый характер. Традиционные подходы к поиску технологических решений при этом оказываются неперспективными.

Развитие технологии машиностроения, как науки, отражая достижения в области проектирования, изготовления и сборки технологических систем, требует решения ряда задач, связанных с исследованием динамических явлений при механообработке. О важности динамических задач, например, в станкостроении свидетельствует развившееся в последние десятилетия направление динамики станков.

Основным техническим положением динамики станков является представление о замкнутости динамической системы, учитывающее взаимодействие эквивалентной упругой системы станка с рабочими процессами (резанием, трением и др.) [1, 4]. Рассматривая станок, как многоконтурную систему автоматического регулирования, она определяет его динамическое качество на основе ряда установленных критериев: запаса

устойчивости системы, быстродействия, уровня колебаний холостого хода и др. Разрабатывая рекомендации по проектированию станочных систем, динамика станков связана с холодной обработкой металлов, теорией резания, сопротивлением материалов, теорией автоматического регулирования, прикладной теорией колебаний. Непосредственным образом динамика станков связана с технологией машиностроения. Анализируя связь технологии машиностроения с динамикой станков, можно отметить следующее:

1. Объектом исследования в обоих случаях является технологическая система «станок – приспособление – деталь – инструмент», правда, с некоторым различием приоритетов в решениях.

2. Динамическое качество станка является показателем, характеризующим не только вибрационный режим при холостом ходе и при резании, но и качество обработки. Одна из задач технологии машиностроения – проектирование процесса механической обработки, обеспечивающего заданные показатели точности.

3. Технология машиностроения, как и станкостроение, непосредственно связана с теорией резания, теорией упругости и пластичности, холодной обработкой металла, сопротивлением материалов. Основанием для назначения технологического маршрута обработки являются конструктивные и технологические особенности детали. Эти же особенности лежат в основе проектирования станка.

4. Взаимосвязь технологии машиностроения с динамикой станков становится определяющей при финишной прецизионной обработке, особенно в нестандартных условиях (например, тонкое растачивание длинных отверстий с прерывистой поверхностью), при резании с ударом (фрезерование), когда качество детали определяется колебаниями, возникающими при обработке.

Отмечая непосредственную взаимосвязь технологии машиностроения с динамикой станков, а также большой круг технологических задач, определяемых динамикой взаимодействий, с одной стороны, и учитывая широчайший круг проблем, решаемых технологией машиностроения вообще, с другой стороны, целесообразно выделить конкретную часть проблем, относящихся к динамическим задачам технологии машиностроения. Это направление в технологии машиностроения мы назвали *технологической динамикой*. К задачам этого направления следует отнести:

1. Влияние динамических взаимодействий в технологической системе на точность обработки.

2. Выбор рекомендуемых режимов резания на основе минимизации уровня колебаний.

3. Экспериментальное изучение корреляционных связей между уровнем колебаний и параметрами точности обработки, в частности с шероховатостью поверхности, отклонениями от круглости и волнистостью.

4. Разработка модели замкнутой динамической системы, учитывающей не только потенциально неустойчивые формы, но и объёмные упругие и пластические деформации детали, динамические взаимодействия при резании, влияющие на обрабатываемость и геометрическую точность поверхности.

5. Влияние варианта последовательности технологических операций на изменение уровня колебаний и параметров точности детали.

6. Разработка критериев, позволяющих рассчитывать колебания с учётом точности обработки.

7. Влияние условий базирования и закрепления заготовок на колебания и достижимую точность обработки.

8. Взаимное влияние резцов при обработке 2-х и 3-х ступенчатых отверстий резцовыми борштангами.

9. Технология подрезки сплошных и прерывистых торцов методом врезания.

10. Резание по следу.

11. Переменность положения зоны резания.

12. Переменность параметров упруго-диссипативной инерционной системы (УДИС).

13. Динамические эффекты при вращении силы резания.

14. Взаимодействие изгибной и крутильной форм колебаний.

Рассмотрим некоторые результаты исследований, относящихся к задачам технологической динамики.

1. Зависимость интенсивности колебаний от скорости вращения шпинделя (рис. 1) получена для торцевых фрез с  $Z = 3$  и 6. Амплитуды поступательных колебаний в общем нарастают с увеличением скорости вращения, однако наблюдается локальное уменьшение при резонансных значениях зубцовой частоты, которым соответствует возрастание амплитуд угловых колебаний. В условиях главного параметрического резонанса ( $f_z$  вдвое больше собственной частоты угловых колебаний  $f_{кр}$ ), которые достигаются при  $Z = 6$ , максимум амплитуды угловых колебаний значительно ниже, чем при  $f_z = f_{кр}$  для  $Z = 3$ .

Отмеченные закономерности подчеркивают необходимость рассмотрения не только параметрической неустойчивости, но и параметрического возбуждения вынужденных колебаний при торцевом фрезеровании.

2. Для исследований колебаний систем с переменными параметрами наиболее удобной представляется операция подрезки свободного торца методом врезания, при которой проще всего определяется динамическая характеристика процесса резания. Экспериментальное определение условий устойчивости при подрезке торца выполнено по схеме (рис. 2): подрезной резец 6 был установлен на вращающейся оправке 7, а обрабатываемая

деталь 5 закреплялась в отверстии приспособления, жесткость которого можно изменять в широких пределах. Выдвижная пластина 1, закрепленная между стойками 2 имела вылет  $l_{II}$  от 40 до 200 мм.

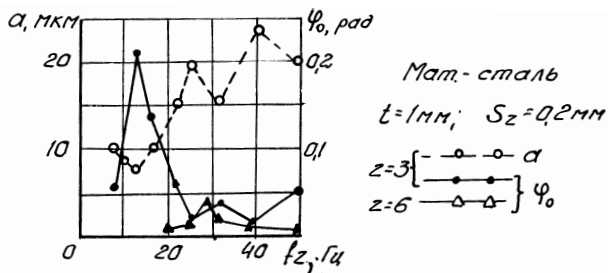


Рисунок 1 – Зависимость интенсивности колебаний от зубочной частоты

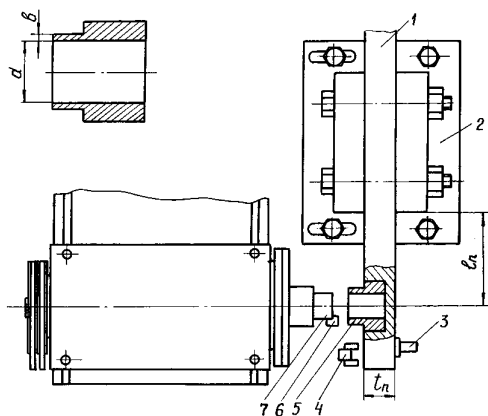


Рисунок 2 – Эксперимент по измерению колебаний при подрезке торца

Колебания в направлении оси обработки измерялись при холостом ходе и при резании индукционным датчиком 3 (или виброметром).

Ряд важных для практической оценки виброустойчивости закономерностей, возникающих из-за переменности параметров, обнаружен в экспериментах на модели и на реальных приспособлениях. При подрезке торцов малого диаметра (около 15 мм) с приближением к границе устойчивости развиваются колебания с частотой, близкой к собственной частоте  $f_1$  упругой системы, причем уровень этих колебаний в пределах одного оборота почти не изменяется, а следы вибраций равномерно распределяются по обработанной поверхности. При обработке в тех же

условиях торцов диаметром 40 мм и более наблюдаются колебания переменного уровня, максимум которого возникает при наибольшем удалении резца от заделки приспособления (рис. 3). На соответствующих участках обработанного торца обнаруживаются и значительно более интенсивные следы вибраций. Кроме того, при обработке торцов большого диаметра развиваются низкочастотные колебания с частотой  $f_{\text{вр}}$  вращения шпинделя, размах которых вблизи границы устойчивости не превышает 0,3 мкм.

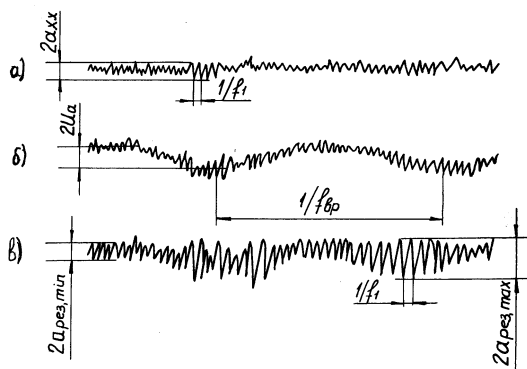


Рисунок 3 – Колебания модели приспособления:

- а – холостой ход;
- б – надежно устойчивое резание;
- в – резание вблизи границы устойчивости

Жесткость приспособлений, измеренная в направлении подачи, (50 - 150 МН/м) в 3 - 4 раза меньше осевой жесткости шпиндельных узлов, применяемых для подрезки торцов, (300 – 500 МН/м), а собственная частота приспособлений примерно вдвое ниже: 100 – 180 Гц по сравнению с 300 – 400 Гц. Декремент колебаний шпиндельных узлов примерно такой же, как у приспособлений,  $\delta \approx 0,1 - 0,15$ . При таком соотношении параметров подсистем взаимные перемещения детали и инструмента определяются в основном перемещениями подсистемы "деталь – приспособление". Это позволяет применить расчетную схему одномерной УДИС и накладывать ограничения лишь на параметры приспособления.

На рис. 4. представлены предельные значения ширины среза при изменении жесткости приспособления [2].

3. В экспериментах изучалась амплитудная модуляция колебаний.

При обработке материалов резанием часто развиваются колебания, модулированные по амплитуде. Изучение факторов, порождающих такие колебания в станках, представляется важным, поскольку амплитудная

модуляция колебаний непосредственно влияет на точность обработки, а также используется как признак приближения к границе устойчивости динамической системы СПИД при адаптивном управлении процессом обработки.

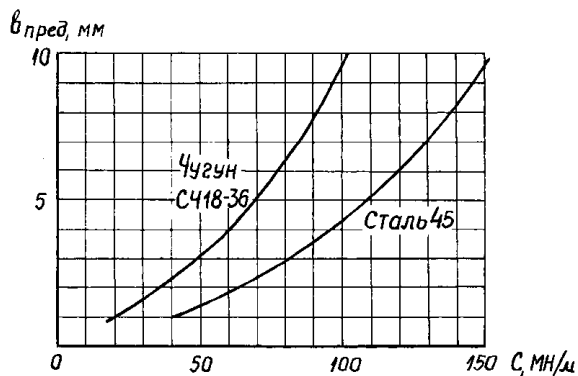


Рисунок 4 – Предельные значения ширины среза при изменении жесткости приспособления

Анализ данных эксперимента на основе зависимостей, определяющих уровень колебаний в замкнутой динамической системе СПИД, позволяет указать ряд причин амплитудной модуляции колебаний:

а) Периодические изменения параметров (жесткости УДИС, ширины среза и др.), влияющие на коэффициенты связанности УДИС с процессом резания. Поскольку амплитуды автоколебаний и вынужденных колебаний зависят от  $\Delta\gamma$  (запаса устойчивости системы), вблизи границы устойчивости даже небольшие вариации параметров приводят к значительным изменениям амплитуды колебаний.

б) Колебания скорости вращения, изменяющие условия регенерации следа.

в) Биения, вызванные близостью собственных частот элементов упругой системы (так называемый, "внутренний резонанс").

4. Нестационарность технологической системы часто вызывается переменностью жёсткостью ее элементов.

В проведенных опытах с длинными борштангами овальность эпюры изгибной податливости не приводит к параметрической неустойчивости. Причиной этого является невыполнение условий возбуждения параметрических резонансов при установленных скоростях резания. На рис. 5 прерывистые наклонные прямые – значения собственных частот, при которых возбуждается параметрический резонанс  $i$ -го порядка, а диапазон, в котором лежат измеренные собственные частоты борштанг



диаметром 25 мм и длиной 75 – 125 мм, заштрихован. Видно, что резонансы с 1-го по 5-ый не могут возникнуть при скорости резания меньше 400 м/мин.

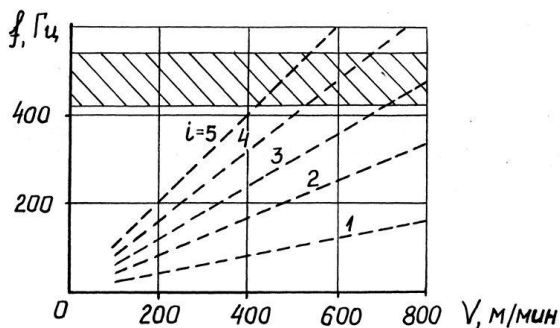


Рисунок 5 – Условие возбуждения параметрических резонансов  $i$ -го порядка  
 ( $d_{боршт} = 25$  мм;  $d_{обработ} = 27$  мм)

5. В экспериментах изучено влияние параметров технологической системы станка и режимов резания на колебания, точность формы продольного и поперечного сечений и шероховатость обработанной поверхности при растачивании ступенчатых отверстий (рис. 6). Отличительной особенностью расчетов технологической динамики при многолезвийной обработке является учет взаимного влияния возмущений, возникающих на каждой из обрабатываемых ступеней отверстия. Сопоставление амплитуд вынужденных колебаний, полученных расчетом и в экспериментах, свидетельствует об удовлетворительном соответствии между ними (наибольшее относительное расхождение между результатами не превышает 20 %).

Эксперименты подтверждают основные выводы расчетов: зависимости амплитуд вынужденных колебаний и отклонений от круглости от соотношения длин ступеней борштанги имеют экстремальный характер при работе наиболее удаленного от фланца резца, а также при работе двух резцов. Изменения коэффициентов влияния, определяющих передачу возмущений от резца к резцу, приводят к тому, что минимальные значения амплитуд колебаний и отклонения от круглости отверстий возникают при некотором соотношении длин ступеней, не соответствующим максимальной жесткости (рис. 6) [3].

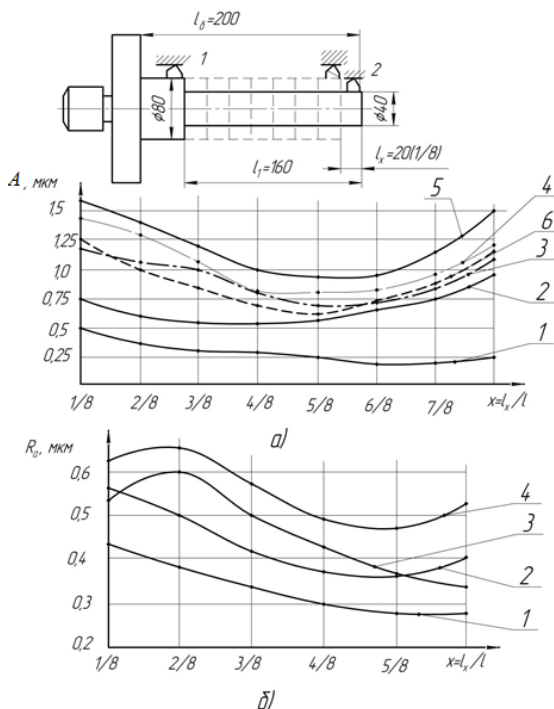


Рисунок 6 – Зависимость амплитуд колебаний у резца и шероховатости поверхности отверстия от соотношения длин ступеней борштанги [3]: сталь 45,  $s=0,06 \text{ м.м/об}$ ,  $v=160 \text{ м/мин}$  (измерения на  $d=40 \text{ мм}$ ),

при  $t=0,1 \text{ мм}$ : – а) 1 – работает резец 1; 2 – работает резец 2; 3 и 6 – работают резцы одновременно (3 – эксперимент; 6 – расчет по модели); при  $t=0,3 \text{ мм}$ : 4 – работает резец 2; 5 – работают резцы 1 и 2.

б) – 1 – работает резец 1; 2 – работают резцы 1 и 2; при  $t=0,3 \text{ мм}$ :

3 – работает резец 1; 4 – работают резцы 1 и 2.

6. Сопоставление характеристик виброгасителей различных типов приводит к выводу о том, что наибольшая эффективность достигается при применении многоэлементных ударно-динамических устройств.

7. Разработанная методика расчета погрешностей тонкого растачивания предполагает:

- определение по номограммам частных статических погрешностей вследствие несовпадения оси отверстия в заготовке с осью шпинделя, отклонения от округлости отверстия в заготовке и неравномерной радиальной податливостью у резца по углу поворота шпинделя;

-определение динамических погрешностей по колебаниям, рассчитанным с учетом влияния на параметры динамической системы податливости и инерционных характеристик шпинделя.

Результаты проведенных исследований естественно не исчерпываются содержанием данной статьи, но ее результаты позволяют наметить ряд направлений развития технологической динамики, полезных для технологии машиностроения:

1. Необходимо систематически исследовать нестационарность технологических систем в различных отраслях машиностроения с целью определения типов переменности параметров и пределов их изменений в зависимости от условий обработки.

2. Нужно разработать специальные стенды и аппаратуру, удовлетворяющие требованиям исследований нестационарных систем.

3. Развитие статистической динамики нестационарных систем СПИД и методов прогнозирования точности обработки нужно довести до создания расчетных методов определения технологической надежности.

4. Особое внимание следует обратить на недостаточно изученные проблемы нестационарности систем привода и автоматического управления.

**Список используемых источников:** 1. *Кудинов В.А.* Динамика станков. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с. 2. *А.А. Оргиян, И.М. Творишук, А.В. Баланюк.* Технологическая динамика подрезки сплошных и прерывистых торцов. "Сучасні технології в машинобудуванні [Текст]: зб. наук. праць. – Вип. 11 / редкол.: В.О.Федорович (голова) [та ін.]. – Харків : НТУ «ХПИ», 2016. – 323 с. – Укр., рос., англ. мовами. С. 264 – 275. 3. *А.А.Оргиян, А.В.Баланюк.* Технологическая динамика тонкого растачивания двухступенчатых отверстий. " Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві: збірник наукових праць[Текст]. – Вип.3(8). – О.: Наука і техніка, 2015. – 320 с. – мов. укр., рос., англ. С. 213 – 223. 4. *Линчевский П.А., Оборский Г.А., Оргиян А.А.* Колебания и точность в технологии машиностроения // Тр. Одес. политехн. ун-та. – 2001. – Вып. 1(13). – С. 14-18.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Kudinov V.A.* Dinamika stankov. – M.: Mashinostroenie, 1967. – 360 s. 2. *A.A. Orgijan, I.M. Tvorishhuk, A.V. Balanjuk.* Tehnologicheskaja dinamika podrezki sploshnyh i preryvistyh torcov. "Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni [Tekst]: zb. nauk. prac'. – Vip. 11 / redkol.: *V.O.Fedorovich* (golova) [ta in.]. – Harkiv – NTU «HPI», 2016. – 323 s. – Ukr., ros., angl. movami. S. 264-275. 3. *A.A.Orgijan, A.V.Balanjuk.* Tehnologicheskaja dinamika tonkogo rastachivannya dvuhstupenchatyh otverstij. " Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobniectvi: zbirnik naukovih prac'[Tekst]. – Vip.3(8). – O.: Nauka i tehnika, 2015. – 320 s. – mov. ukr.,ros., angl. S. 213-223. 4. *Linchevskij P.A., Oborskij G.A., Orgijan A.A.* Kolebanija i tochnost' v tehnologii mashinostroenija // Tr. Odes. politehn. un-ta. – 2001. – Vyp. 1(13). – S. 14-18.

УДК 621.923

Агу Коллинз Агу, д-р философии в технике, Абуджа, Нигерия,  
М.Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЁРДЫХ СПЛАВОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ МИНИМАЛЬНОЙ СМАЗКИ**

*Представлені результати дослідження шорсткості поверхні при обробці твердих сплавів методом алмазно-іскрового шліфування з застосуванням техніки мінімального змащування. Показано, що застосування твердого мастильного матеріалу призводить до зниження шорсткості обробленої поверхні.*

*Ключові слова: шорсткість поверхні, алмазно-іскрове шліфування*

*Представлены результаты исследования шероховатости поверхности при обработке твёрдых сплавов методом алмазно-искрового шлифования с применением техники минимальной смазки. Показано, что применение твёрдого смазочного материала приводит к снижению шероховатости обработанной поверхности.*

*Ключевые слова: шероховатость поверхности, алмазно-искровое шлифование*

*The results of a study of surface roughness in the treatment of hard alloys by diamond-spark grinding with the use of a minimum lubrication technique are presented. It is shown that the use of a solid lubricant leads to a decrease in the roughness of the treated surface.*

*Keywords: surface roughness, diamond-spark grinding*

В последнее время находит применение технология минимальной смазки, которую считают альтернативой использования смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС) поливом; при этом названная технология с различной эффективностью используется при точении, фрезеровании, сверлении и др. [1].

Следует отметить что возможность использования технологии минимальной смазки с применением твёрдого смазочного материала (ТСМ) в процессе шлифования ранее не рассматривалась и считалась неэффективной.

Вместе с тем было показано, что применение технологии минимальной смазки для комбинированной обработки твёрдых сплавов алмазными кругами на токопроводящей металлической связке за счёт использования специального смазывающего материала представляется целесообразным; при этом оптимальный состав ТСМ представляет смесь стеарина и себациновой кислоты в соотношении 1:1 [2, 3].

Поскольку одним из важных критериев качества обработки при шлифовании является шероховатость поверхности, ниже приведены результаты её исследования. Для оценки шероховатости использовался современный прибор – профилограф-профилометр SURTRONIC 3+ фирмы TAYLOR-HOBSON.

Исследования проводились при обработке твёрдосплавных пластин Т15К6 формы 0227 после алмазно-искрового шлифования в обычном режиме с использованием СОТС поливом и с применением технологии минимальной смазки при помощи твёрдого смазочного материала упомянутого ранее состава.

Исследовалось влияние режимов резания – нормального давления  $P_n$ , скорости шлифования  $V$  и характеристик алмазного круга – зернистости  $Z$  и концентрации  $\kappa$ .

Оптимальные электрические параметры процесса, установленные по наименьшей удельной себестоимости шлифования составляли: среднее значение величины электрического тока  $I_{cp} = 5$  А при напряжении  $U_{cp} = 40$  В, частота следования импульсов составила  $f = 66$  кГц при скважности  $n_{скв} = 2$ . Ниже представлены результаты исследований и их обсуждение. На рис. 1 показано влияние нормального давления на параметр шероховатости  $Ra$ .

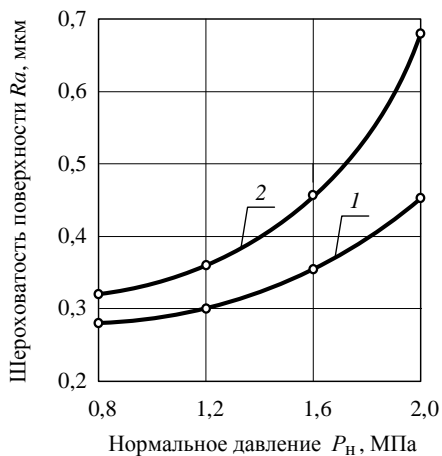


Рисунок 1 – Влияние нормального давления на шероховатость поверхности:

1 – ТСМ; 2 – СОТС поливом

Условия шлифования:  $V = 25$  м/с; круг 12А2-45°АС6-100/80 М1-01-4

Шероховатость поверхности как при шлифовании с СОТС поливом, так и с применением твёрдого смазочного материала увеличивается во всем диапазоне изменения нормального давления от 0,8 до 2,0 МПа.

Повышение нормального давления приводит к значительному росту сечения среза каждым алмазным зерном, как по ширине, так и по толщине

его, что и вызывает формирование микронеровностей с более высокими значениями параметра  $Ra$ . Как видно из приведенных результатов, шероховатость поверхности при шлифовании с ТСМ меньше, чем при шлифовании с СОТС поливом.

Влияние скорости резания на шероховатость показано на рис. 2. Как следует из приведенных результатов, с увеличением скорости шлифования шероховатость существенно снижается, особенно в диапазоне от 15 до 30 м/с. Это можно объяснить как качественным фактором – число встреч алмазных зёрен с обрабатываемой поверхностью в единицу времени увеличивается, следовательно, уменьшается сечение среза, главным образом – его толщина, что и способствует снижению высоты микронеровностей. Кроме того, рост скорости шлифования (число соударений с обрабатываемой поверхностью) вызывает микровыкрашивание поверхности собственно алмазных зёрен с образованием развитого микрорельефа, что также способствует повышению качества обработки.

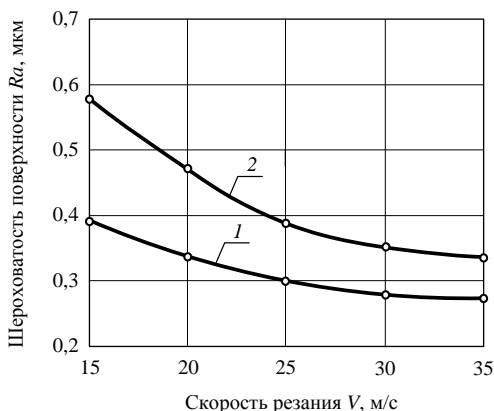


Рисунок 2 – Влияние скорости резания на шероховатость поверхности:

1 – ТСМ; 2 – СОТС поливом.

Условия шлифования:  $P_H = 1,2$  МПа; круг 12A2-45°AC6-100/80 M1-01-4

Влияние характеристик алмазных кругов (зернистость и концентрация) на шероховатость поверхности представлено на рис. 3; 4.

Зависимость высоты микронеровностей от размера зёрен имеет такой же характер, как и при шлифовании обычными абразивными и алмазными кругами различных материалов [4, 5, 6]. Можно также отметить, что не только фактор собственно размера зёрен оказывает влияние на характер риска-царапин или высоты выступания их над уровнем связки, но и весьма существенное уменьшение их количества на режущей поверхности круга. Это обстоятельство, особенно при упругой схеме шлифования, вызывает

увеличение нагрузок на зёрна и рост сечений единичных срезов и вызывает увеличение высоты микронеровностей и расстояний между ними, т.е. ухудшение качества поверхности.

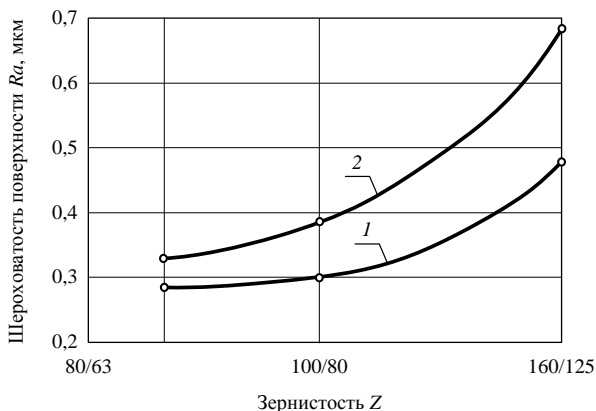


Рисунок 3 – Влияние зернистости на шероховатость поверхности:  
 1 – ТСМ; 2 – СОТС поливом.

Условия шлифования:  $P_H = 1,2$  МПа;  $V = 25$  м/с;  $\kappa = 4$ ;  
 круг 12A2-45°AC6-100/80 M1-01-4

Следует заметить, что взаимовлияние концентрации алмазов в круге и зернистости имеет своеобразный характер воздействия на обрабатываемую поверхность твёрдого сплава. Вид зависимости на рис. 4 прежде всего свидетельствует о том, что повышение концентрации алмазов способствует улучшению качества обработки; объяснить это можно уменьшением разновысотности алмазных зёрен в кругах высоких концентраций и, следовательно, снижением толщины среза каждым зерном.

Если же говорить о взаимовлиянии концентрации и зернистости, то можно обнаружить следующее. Увеличение зернистости от 80/63 до 100/80 уменьшает количество зёрен на поверхности алмазного круга в 1,54 раза, а до зернистости 160/125 – в 3,62 раза [7], а увеличение концентрации от 2 до 6 естественно и соответственно увеличивает количество зёрен в 3 раза. Поэтому, если обработка твёрдых сплавов производится в процессе алмазно-искрового шлифования, обеспечивающего активное самозатачивание режущего рельефа алмазных кругов, то фактор повышения концентрации в значительной степени нивелирует ухудшение качества обработки при увеличении зернистости. С увеличением концентрации для различных зернистостей уменьшается поперечное сечение единичных срезов, что вызывает сглаживание микровыступов и выравнивание глубоких остаточных рисок на шлифуемой поверхности.

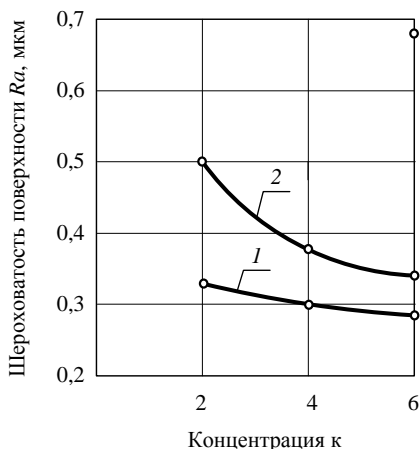


Рисунок 4 – Влияние концентрации на шероховатость поверхности:

1 – ТСМ; 2 – СОТС поливом.

Условия шлифования:  $P_n = 1,2$  МПа;  $V = 25$  м/с;

круг 12A2-45°AC6-100/80 M1-01-4

Кроме того, следует иметь в виду, что на зёрнах более крупных размеров с увеличением их количества (концентрации) при микровыкрашивании будут образовываться развитые микрокромки в большом количестве, что также отразится на качестве обработки.

Главным итогом проведенных сравнительных исследований шероховатости поверхности для различных условий шлифования с применением СОТС поливом и технологии минимальной смазки с твёрдым смазочным материалом является улучшение качества обработанной поверхности твёрдого сплава при шлифовании по новой технологии.

Следует отметить, что кроме смазывающего действия среды ТСМ, постоянный приток и присутствие групп легкоподвижных атомов из карбоксильной составляющей и углеводородных радикалов поверхностно-активных компонентов состава смазки вызывает деструктивное воздействие этой среды на материал, снижая в определенной степени работу диспергирования, способствуя улучшению качества.

Специфическое воздействие смазочной среды на адсорбируемые поверхности обрабатываемых материалов особенно заметно проявляется при шлифовании композиции «твёрдый сплав – сталь».



**Список использованных источников:** 1. Якубов Ч. Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч. Ф. Якубов. – Симферополь: ОАО Симферопольская городская типография (СГТ), 2008. – 156 с. 2. Агу Коллинз, Узунян М.Д. Исследование и анализ остаточных напряжений при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов с применением технологии минимальной смазки // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2014. – Вып. 84. – С. 11-17. [http://nbuv.gov.ua/j-pdf/rits\\_2014\\_84\\_4.pdf](http://nbuv.gov.ua/j-pdf/rits_2014_84_4.pdf) 3. Пат 58078 Україна, МПК (2011.01) В24В 1/10. Твердий змашувальний матеріал для комбінованої обробки матеріалів струмопровідним абразивним інструментом / Узунян М.Д., Піжов І.М., Агу Коллінз Агу; власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». – № і 2010 11928; заявл. 08.10.2010; опубл. 25.03.2011. Бюл. №6. 4. Филимонов Л. Н. Высокоскоростное шлифование / Л. Н. Филимонов. – Л. – Машиностроение, 1979. – 242 с. 5. Терещенко Л.М. Микрогеометрия поверхности безвольфрамовых твердых сплавов после электролитического алмазного шлифования / Л. М. Терещенко, Н. С. Тарахнов // Процессы и оборудование абразивно-алмазной обработки. – 1979. – Вып. 3. – С. 10–17. 6. Маслов Е.Н. Абразивная обработка металлов / Е.Н. Маслов, С. А. Попов // Развитие науки о резании металлов. – 1967. – С. 335-379. 7. Узунян М. Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М. Д. Узунян. – Х. : НТУ «ХПИ», 2003. – 359 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Jakubov Ch. F.* Uprochnjajushhee dejstvie SOTS pri obrabotke metallov rezaniem / *Ch. F. Jakubov.* – Simferopol': OAO Simferopol'skaja gorodskaja tipografija (SGT), 2008. – 156 s. 2. *Agu Kollinz, Uzunjan M.D.* Issledovanie i analiz ostatocnyh naprjazhenij prialmazno-iskrovom shlifovanii tverdyh splavov s primeneniem tehnologii minimal'noj smazki // *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.* – Har'kov: NTU «HPI», 2014. – Vyp. 84. – S. 11-17. [http://nbuv.gov.ua/j-pdf/rits\\_2014\\_84\\_4.pdf](http://nbuv.gov.ua/j-pdf/rits_2014_84_4.pdf) 3. Pat 58078 Ukraïna, MPK (2011.01) V24V 1/10. Tverdij zmashhual'nij material dlja kombinovanoï obrobki materialiv strumoprovodnim abrazivnim instrumentom / *Uzunjan M.D., Pizhov I.M., Agu Kollinz Agu*; vlasnik Nacional'nij tehničnij universitet «Harkivskij politehničnij institut». – № i 2010 11928; zajavl. 08.10.2010; opubl. 25.03.2011. Bjul. №6. 4. *Filimonov L. N.* Vysokoskorostnoe shlifovanie / *L. N. Filimonov.* – L. : Mashinostroenie, 1979. – 242 s. 5. *Tereshhenko L.M.* Mikrogeometrija poverhnosti bezvol'framovyh tverdyh splavov posle jelektroliticheskogo almaznogo shlifovanija / *L. M. Tereshhenko, N. S. Tarahnov* // *Processy i oborudovanie abrazivno-almaznoj obrabotki.* – 1979. – Vyp. 3. – S. 10–17. 6. *Maslov E.N.* Abrazivnaja obrabotka metallov / *E.N. Maslov, S. A. Popov* // *Razvitie nauki o rezanii metallov.* – 1967. – S. 335–379. 7. *Uzunjan M. D.* Almazno-iskrovoe shlifovanie tverdyh splavov / *M. D. Uzunjan.* – H. : NTU «HPI», 2003. – 359 s.

UDC 621.9

Gyula Varga, Viktoria Ferencsik  
University of Miskolc, Institute of Manufacturing Science

## **EXAMINATION OF RESIDUAL STRESSES ON DIAMOND BURNISHED CYLINDRICAL SURFACES**

### **ABSTRACT**

*Cold plastic finish manufacturing methods such as surface rolling, burnishing and surface hardening with shot peening play important role in the lifetime increasing manufacturing as compressive residual stress remains in near surface layers of the workpiece. This paper deals with examination of changing of residual stress caused by burnishing using diamond tipped tools. The diamond burnishing executed on outer cylindrical surfaces is a finishing manufacturing operation which results high accuracy and fine surface texture. The aim of the examinations was to determine how the burnishing speed, feed rate and burnishing force has affect on the residual stresses in case of diamond burnishing of low alloyed aluminium shafts. The Taguchi type Factorial experiment design was used for planning of experiments. The measurement of residual stresses was performed by an X-ray diffraction method. The evaluation of measured results was done by a specially specified ratio to determine the parameter set which results the best residual stress values in between the given range of technological parameters.*

### **1. INTRODUCTION**

Nowadays, the researches regarding shape correctness [1] and surface roughness of the manufactured surfaces [2 - 4] are accelerated. More and more researches deal with residual stresses [5] and the examination of changing of texture on the surface of the workpiece [6]. This is in connection with the tasks determined in Industry 4.0 as well in which the development of production engineering and manufacturing processes is an important task. These tasks can be done in environmentally conscious way too [8 - 9]. These are in tight connection with the lifetime and reliability [10] of the produced parts. The accuracy of differently manufactured parts were analysed, examined, and compared [11] because parts can be produced with higher and higher accuracy by the newly developed cutting tools [12 - 14]. Life time of products can be increased in profoundly great extent by assembling these parts into the engineering products.

In industrial practice, the quality requirements involve the knowledge of the value and distribution of residual stresses in the near surface layer particularly parts of motor vehicle exposed to fatigue. There are several possibilities for direct creation of compressive stress for preventing of the development and spread of fatigue cracking such as cementing, blasting, calendaring and roll burnishing [15]. Burnishing of surfaces belongs to here as well, which can be more effective, more efficient than conventional fine surface machining procedures (e.g. grinding,

lapping, polishing). Burnishing can make manufacturing process more cost effective.

The Taguchi type factorial experimental design was used in this research [16 - 17] which is valid in between the minimum and maximum values of the input parameters. The classification and short description of design of experiment methods was prepared by Drégelyi-Kiss et. al. [18].

In the present experiments input parameters were: burnishing speed ( $v_b$ ), feed ( $f$ ), and burnishing force ( $F_b$ ) while the output parameters are: tangential ( $\sigma_t$ ) and axial ( $\sigma_a$ ) residual stress.

## 2. BURNISHING OF OUTER CYLINDRICAL SURFACES

During burnishing, because of the kinematic interaction of work piece and burnishing tool, the near surface layer of the work piece is deformed [19]. Kinematic relations are demonstrated in Fig. 1 [20].

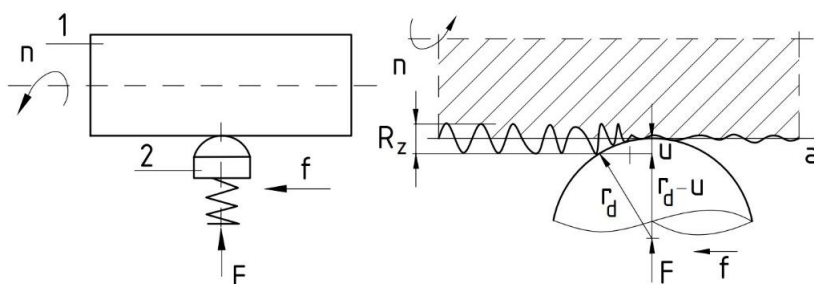


Figure 1 – Kinematics of burnishing [20]

There are several advantages of this procedure applying sliding relative movement: - surface roughness can be reduced effectively, - the micro hardness of near surface layer can be increased by reordering of dislocations, - corrosion resistant ability can be improved, - shape correctness of the cylindrical surfaces can be improved, - does not require huge amount of coolant and lubricant application, so means low environment load [21].

In case of outer cylindrical surfaces diamond burnishing is applied as a final finishing procedure resulting high accuracy, low surface roughness. The diamond burnishing can be realized on conventional lathes and CNC lathes as well. The applied tool tip can be hardened steel, carbide, ceramics, or natural or artificial diamond.

The reduction of surface roughness and the other advantages mentioned above occur because of static contact being in between of burnishing tool and surface of work piece, typically in the depth of 0,01÷0,2 mm [22 - 25]. During the

manufacturing process, the tensile residual stress being in the surface zone after machining is converted into compressive residual stress which is the cause that fatigue behaviour is improving of the part under dynamic load.

### **3. EXPERIMENTAL CONDITIONS**

#### **3.1. Features of the workpiece to be burnished**

The material and the hardness of the workpiece to be burnished can be differed for a very wide range. For the experiments, we have chosen lightly alloyed aluminium material because it's employment is supported for choice by industries [26 - 29], due to its low density and good mechanical properties.

The examination of the chemical composition of the lightly alloyed aluminium was executed on a scanning electron microscope type Apollo X. Measuring was done on 3 points and the averaged results are shown in Table 1.

Table 1 – Chemical composition of the aluminium alloy

Elements	Al	Si	Fe	Cu	Bi	Pb
Averaged wt% (weight percent)	92.11	0.19	0.84	5.65	0.46	0.74

#### **3.2. Burnishing parameters**

During the experiments, a CNC lathe with flatbed by firm OPTIMUM type OPTIturn S600 was used which is located in the workshop of Institute of Manufacturing Science at University of Miskolc. The tool tip was PCD (polycrystalline diamond) with 3.5 mm radius and the kinematic viscosity of the applied oil was 70 mm<sup>2</sup>/s. Fig. 2 shows the process in progress.

The matrix of the Taguchi type Full Factorial Experimental Design can be seen on Table 2, which contains the burnishing parameters in natural dimensions and their transformed values.

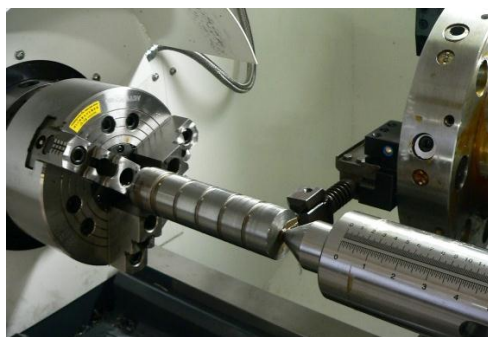


Figure 2 – Burnishing process on OPTIMUM OPTIturn CNC machine

Table 2 – Applied burnishing parameters

Sign of specimen	Parameters of burnishing			Transformed parameters		
	$v_b$ [m/min]	$f$ [mm/rev]	$F_b$ [N]	$X_1$	$X_2$	$X_3$
1	15	0.001	10	-1	-1	-1
2	30	0.001	10	+1	-1	-1
3	15	0.005	10	-1	+1	-1
4	30	0.005	10	+1	+1	-1
5	15	0.001	20	-1	-1	+1
6	30	0.001	20	+1	-1	+1
7	15	0.005	20	-1	+1	+1
8	30	0.005	20	+1	+1	+1

### 3.3. Measuring of the residual stress

Residual stress is a process-induced stress, frozen in a molded part, that exists in a body in the absence of external loading or thermal gradients. In a structural material or component, residual stresses exist in the object without the application of services or other external loads. They affect a part similarly to externally applied stresses.

Important residual stress measurements are made by the following methods: hole-drilling method, magnetic field, ultrasonic testing and X-ray diffraction method [30].

In materials because of the macroscopic residual stress the atomic cores in the lattice points are put of their balance [31]. In the point of view of crystallography, it means that the parameters of the lattice are changing. Distance between lattice planes are changed because of the residual stress, these distances can be measured, so the values of the stress can be calculated from them.

Incidentally residual stress can be hardly established in lower rigid materials. It causes smaller changing in material properties as it can be more relaxed [22].

During measuring process, the wave-length of the X-ray is known and the dislocation of the Bragg-angle is measured that is caused by the changing of lattice planar distances. The formula (1) was applied what is called Bragg-equation [32]:

$$n\lambda = 2d_{hkl} \sin \theta, \quad (1)$$

where:  $n$ : integer determined by order given

$\lambda$ : wave-length of X-ray

$d_{hkl}$ : spacing between the planes in the atomic lattice

$\theta$ : angle between the incident ray and the scattering planes

Fig. 3 [33] illustrates crystal co-ordinate system with the applied marks and calculating methods.

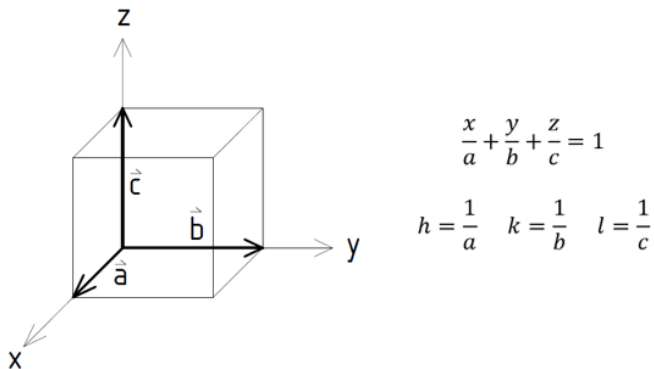


Figure 3 – Demonstration of crystal systems [33]

Fig. 4 illustrates the basic principles of the described method with its adaptation into practice which was executed on an X-ray diffraction measuring machine type Stresstech Xstress 3000 G3R. One of the main advantage of using this measuring machine is that it can realize non-destruction test.

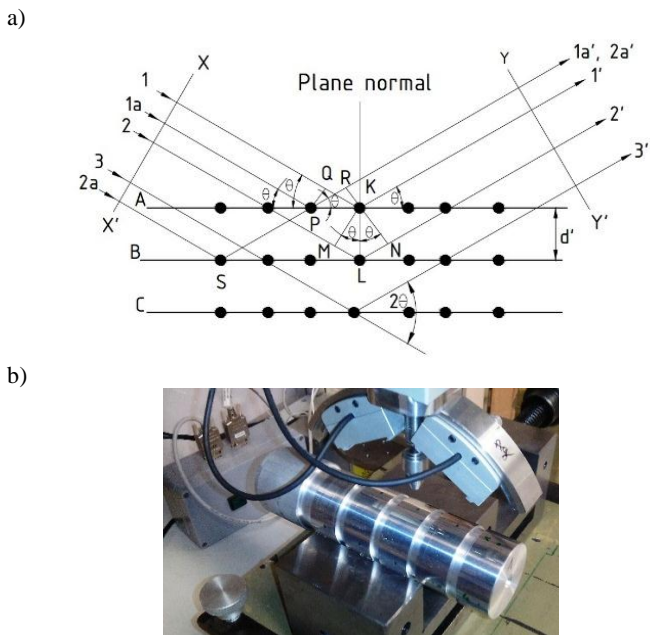


Figure 4 – Diffraction of X-ray method  
 a) theoretic background by a crystal lattice [32], b) and realization

The diffraction of X-rays, of course, was not only between 2 nearby atomic planar, they are reflecting forward. The X-rays landed from this further planer have to meet in the same phase and the criterion of it is that the difference of device between reflected waves being equal to integral multiples of wave-length, so in formula (1)  $n = 1, 2, 3, \dots$  must be substituted [32].

Measuring was done on 4 points at  $45^\circ$  in tangential and axial direction too because it was supposed that the direction of the processing has influence on the changing of the stress condition. Fig. 5 shows the main stress directions [34].

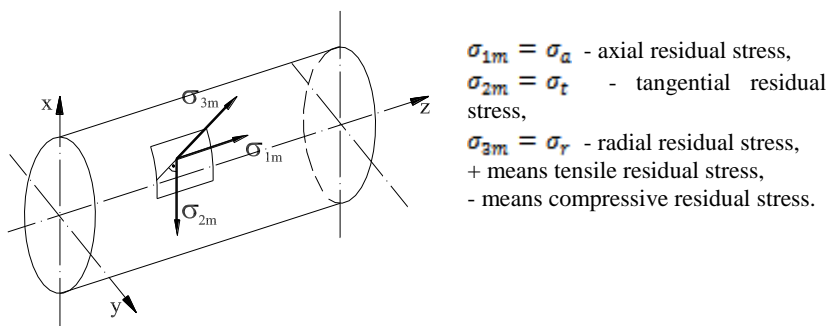


Figure 5 – The main stress direction of cylindrical workpiece [34]

#### 4. RESULTS AND EVALUATIONS

For evaluation of measured data an improvement ratio was introduced, which is shown in formula (2):

$$\rho_\sigma = \frac{|\sigma_b - \sigma_t|}{|\sigma_b|} \cdot 100, \% \quad (2)$$

where:  $\rho_\sigma$  Improvement ratio of residual stresses ( $\sigma$ ). This is a dimensionless ratio, which textures the changing of residual stress occurring because of manufacturing,

$\sigma_t$  Residual stress remains after turning,

$\sigma_b$  Residual stress remains after burnishing.

The higher the value of  $\rho_\sigma$ , the greater the improvement due to burnishing. Measured data and the improvement ratios of residual stresses, calculated by formula (1), in tangential and axial directions are summarized in Table 3.

Table 3 – Measured residual stress values and the calculated improvement ratios

Sign of specimen	$\sigma_t$ [MPa]		$\rho_{\sigma_t}$ [%]	$\sigma_a$ [MPa]		$\rho_{\sigma_a}$ [%]
	after turning	after burnishing		after turning	after burnishing	
1	23.470	- 97.230	124.14	- 6.075	- 163.300	96.27
2	23.470	- 148.350	115.82	- 6.075	- 191.625	93.83
3	23.470	- 209.325	111.21	- 6.075	- 220.500	97.24
4	49.250	- 200.352	124.58	10.475	- 294.975	103.55
5	23.470	- 89.600	126.19	- 6.075	- 105.875	94.26
6	49.250	- 71.800	168.59	10.475	- 82.575	112.69
7	23.470	- 131.475	117.85	- 6.075	- 207.950	97.08
8	49.250	- 150.075	132.82	10.475	- 241.125	104.34

Application of Factorial Experiment Design method empirical formulas (3) and (4) were created from the calculated values. Calculations and axonometric figures (Fig. 6-7) were prepared using „MathCAD 16.0” software.

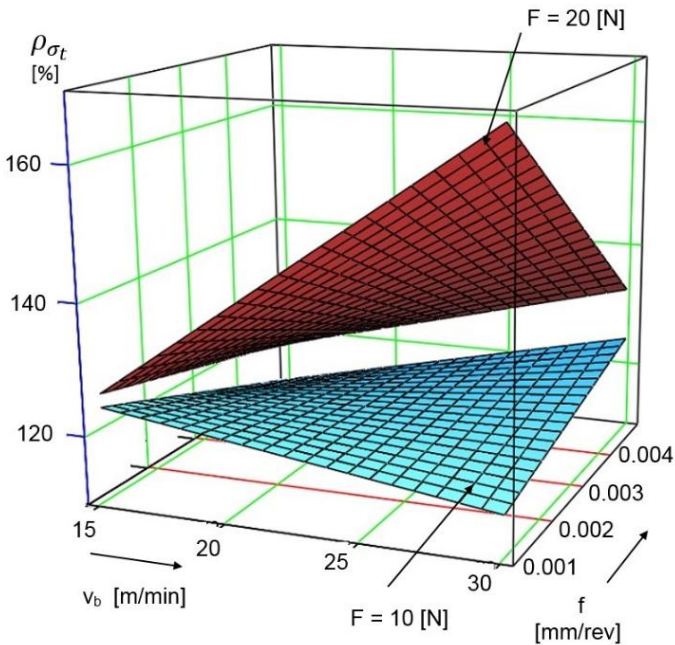


Figure 6 – Changing of improvement ratio of the residual stresses measured in tangential direction



$$\rho_{\sigma_t} = 203.2125 - 5.116 \cdot v_b - 2.208 \cdot 10^4 \cdot f - 6.21 \cdot F_b + 1.18 \cdot 10^3 \cdot v_b \cdot f + 0.42 \cdot v_b \cdot F_b + 0.43 \cdot f \cdot F_b - 81.867 \cdot v_b \cdot f \cdot F_b \quad (3)$$

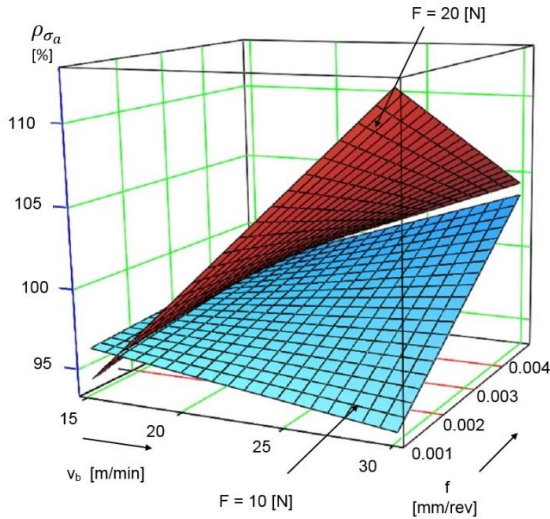


Figure 7 – Changing of improvement ratio of the residual stresses measured in axial direction

$$\rho_{\sigma_a} = 128.8275 - 2.027 \cdot v_b - 7.357 \cdot 10^3 \cdot f - 2.825 \cdot F_b + 476.833 \cdot v_b \cdot f + 0.172 \cdot v_b \cdot F_b + 542.75 \cdot f \cdot F_b - 33.15 \cdot v_b \cdot f \cdot F_b \quad (4)$$

## 5. SUMMARY

Following statements can be done on the base of executed and evaluated experiments:

In tangential direction, perpendicular to the direction of manufacturing, the value of the improvement ratio of residual stresses was the highest,  $\rho_{\sigma_t} = 168,59 \%$ , when the burnishing parameters were:  $v_{b2} = 30$  m/min;  $f_1 = 0.001$  mm/rev; and  $F_{b2} = 20$  N. Using these burnishing parameters, in axial direction the maximum value of the improvement ratio of residual stresses is  $\rho_{\sigma_a} = 112,69\%$ .

Examining the evaluated results can be stated that the effect of burnishing speed is the most dominant when the burnishing force is higher ( $F_{b2} = 20$  N) and the feed rate is smaller ( $f_1 = 0.001$  mm/rev). The burnishing speed and burnishing force show strong interaction. It requires further investigation for what extent can these burnishing parameters increased further.

## ACKNOWLEDGEMENTS

“The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.”

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: NKFI-125117).

**References** 1 M.H. El-Axir, O.M. Othman, A.M. Abodiena: **Improvements in Out-of-roundness and Microhardness of Inner Surfaces by Internal Ball Burnishing Process**, J Mat Proc. Tech. 196 Iss. 1-3, (2008) 120–128. 2 J. Kundrak, K. Gyani, V. Bana: **Roughness of ground and hard-turned surfaces on the basis of 3D parameters**. Int. J. of Advanced Manuf. Techn., 38 (1-2) (2008) 110-119. 3 C. Felho, J. Kundrak: **Characterization of topography of cut surface based on theoretical roughness indexes**, Key Eng. Mater. 496 (2012) 194-199. 4 G. Varga: **Effects of Technological Parameters on the Surface Texture of Burnished Surfaces**, Key Engineering Materials, Precision Machining VII, 581 (2014) 403-408, ISSN 1013-9826. 5 M. Novák: **Surfaces with High Precision of Roughness after Grinding**. Manufacturing Technology, 12 (2012) 66-70. 6 J. Kundrák, Z. Gácsi, K. Gyáni, V. Bana, G. Tomolya: **X-ray diffraction investigation of white layer development in hard-turned surfaces**. Int. J. of Adv. Manuf. Techn., 62 (5-8), (2012) 457-469. 7 P. Tamás, B. Illés: **Process improvement trends for manufacturing systems in INDUSTRY 4.0**, Academic Journal of Manufacturing Engineering 14:(4) pp. 119-125. (2016). 8 P. Tamás, B. Illés, P. Dobos: **Waste reduction possibilities for manufacturing systems in the industry 4.0**, IOP Conference Series: Materials Science and Engineering 161: pp. 1-8. (2016). 9 M. Rusko, R. Kralikova: **Implementation of environmental oriented monitoring in the manufacturing company**. Advanced Materials Research, vols. 816-817 (2013) 1225-1230. 10 W. Zebala, B. Slodki, G. Struzikiewicz: **Productivity and Reliability Improvement in Turning INCONEL 718 Alloy - Case Study**. Eksploatacja i Niezawodnosc - Maintenance and Reliability, 15, Iss. 4 (2013) 421-426. 11 J. Kundrák, A.G. Mamalis, A. Markopoulos: **Finishing of hardened boreholes: Grinding or hard cutting?** Materials and Manufacturing Processes, 19 (6) (2004) 979-993. 12 I. Sztankovics, J. Kundrák: **Effect of the Inclination Angle on the Defining Parameters of Chip Removal in Rotational Turning**, Manufacturing Technology, ISSN 1213–2489 (2014) 97-104. 13 J. Beňo, I. Maňková, M. Vrabel, D. Kottfèr: **Roughness Measurement Methodology for Selection of Tool Inserts**, Measurement, Vol. 46, Iss. 1, January (2013), 582–592- ISSN 0263-2241. 14 G. Dezső, J. Herman, F. Szigeti: **Two-dimensional physical modelling of the cutting wedge**. Int. J. of Engineering, X. 1. (2012) 155-158 ISSN 1584-2665. 15 V. Mertinger, J. Sólyom, M. Benke: **Application of MonoCap optics in X-ray diffraction examinations**, Anyagvizsgálók Lapja, 2012/1, pp.: 60-64, ISSN: 1787-507 (In Hungarian). 16 G. Taguchi: **System of experiment design, 1. Experimental design**, UNIPUB, Kraus International Publications, White Plains, New York, (1987) ISBN 0-527-91621-8. 17 L. Fridrik: **Chosen chapters from the topics of experimental design of production engineering**, Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1987 (In Hungarian). 18 Á. Drégelyi-Kiss, R. Horváth, B. Mikó: **Design of experiments (DoE) in investigation of cutting technologies**, Development in Machining Technology, Vol. 3. Ed.: W. Zebala, I. Manková, Cracow University of Technology (2013) 20-34. 19 L. Janczewski, D. Toboła, W. Brostow, K. Czechowski, H. Lobland, M. Kot, K. Zagórski: **Effects of ball burnishing on surface properties of low density polyethylene**. Tribology International 93 (2016), pp.: 36-42. 20 D. Toboła, P. Rusek, K. Czechowski, T. Miller, K. Duda: **New Indicators of Burnished Surface Evaluation – Reasons of Application**, Metrol. Meas. Syst., Vol. XXII (2015), No. 2, pp. 263–274. 21 G. Varga: **Can Diamond Burnishing be Done in an Environmentally Friendly Way?** Applied Mechanics and Materials, Vol.

474 (2014), pp.: 411-416. **22** L. Luca, S. Neagu-Ventzel, I. Marinescu: **Effects of working parameters on surface finishing ball-burnishing** of hardened steels. Precision Engineering (Elsevier) 29 (2005) pp.: 253-256 DOI:10.1016/j.precisioneng.2004.02.002. **23** T.A. El-Taweel, M.H. El-Axir: **Analysis and optimization of the ball burnishing process through the Taguchi technique**, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2009) 41: pp. 301-310, DOI 10.1007/s00170-008-1485-6. **24** G. Varga: **Effects of Technological Parameters on the Surface Texture of Burnished Surfaces**, Key Engineering Materials, Volume 581: (2014) Precision Machining VII, pp.: 403-408, 2014, ISSN 1013-9826, DOI:10.4028/www.scientific.net/KEM.581.403. **25** Q.-N. Banh, F.-J. Shiou: **Determination of optimal small ball-burnishing parameters for both surface roughness and superficial hardness improvement of STAVAX**, Arab J Sci Eng. (2016)41, DOI 10.1007/s13369-015-1710-1, pp.:639-652. **26** A. Akkurt: **Comparison of roller burnishing and other methods of finishing treatment of the surface of openings in parts from tool steel D3 for cold forming**, Metal Science and Heat Treatment, Vol. 53, Nos. 3 – 4, July, 2011 (Russian Original Nos. 3 – 4, March – April, 2011), pp.: 145-150. **27** M.R. Stalin John, P. Suresh, D. Raguraman, B.K. Vinayagam: **Surface characteristics of low plasticity burnishing for different materials using lathe**. Arab J SciEng. (2014) 39, pp.: 3209–3216. **28** G.H. Majzoobi, F. Zare Jouneghani, E. Khademi: **Experimental and numerical studies on the effect of deep rolling on bending fretting fatigue resistance of AL7075**, The International Journal of Advanced Manufacturing Technology (2015): pp. 301-310, DOI 10.1007/s00170-015-7542-Z. **29** X. Yu, L. Wang: **Effects of various parameters on the surface roughness of an aluminium alloy burnished with a spherical surfaced polycrystalline diamond**, International Journal of Machine Tools&Manufacture 39 (1999) pp.: 459-469. **30** D.-W. Lee, S.-S. Cho: **Comparison of X-ray residual stress measurements for rolled steels**, (2010), International Journal of Precision Engineering and Manufacturing, Vol. 12, No. 6, DOI:10.1007/s12541-011-0133-5, pp.: 1001-1008. **31** V. Mertinger, J. Sólyom, D. Cseh: **Examination of residual stress by X-Ray diffraction**. Study aid, pp.: 3-39 in: [http://www.matsci.uni-miskolc.hu/new/files/jegyzetek/diffr/segedlet\\_diffr.pdf](http://www.matsci.uni-miskolc.hu/new/files/jegyzetek/diffr/segedlet_diffr.pdf) (07.21.2017). **32** M.E. Fitzpatrick, A.T. Fry, P. Holdway, F.A. Kandil, J. Shackleton, and L. Suominen: **Determination of residual stresses by X-ray diffraction** – Issue 2; Measurement good practice guide No. 52; National Physical Laboratory, Teddington, Middlesex, United Kingdom, Sept. 2005, p.: 68, ISSN 1744-3911. **33** M. Tisza: **Metallography**, Miskolci Egyetemi Kiadó (Miskolc) 1998 p.: 396, ISBN 963 661 338 9 (In Hungarian). **34** I. Dudás: **Production Engineering I.**, Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 2004, p.: 583, ISBN 963 661 342 7(In Hungarian).

УДК 621.7

Я.Н. Гарашенко, канд. техн. наук., Харьков, Украина

## **ОЦЕНКА ИСХОДНОЙ 3D-МОДЕЛИ НА ПРИСПОСОБЛЕННОСТЬ К ОПРЕДЕЛЕНИЮ РАЦИОНАЛЬНОЙ ОРИЕНТАЦИИ ИЗДЕЛИЯ ПРИ ПОСЛОЙНОМ ПОСТРОЕНИИ**

*Розглянуто можливість оцінки технологічності конструкції виробу на основі статистичного аналізу розподілу площі граней при сферичному відображенні вихідної триангуляційної моделі. Запропоновано показник, що дозволяє при відпрацюванні конструкції на технологічність кількісно оцінювати можливість визначення раціональної орієнтації виробу в робочому просторі установки пошарової побудови.*

*Ключові слова: статистичний аналіз, триангуляційна модель, раціональна орієнтація виробу.*

*Рассмотрена возможность оценки технологичности конструкции изделия на основе статистического анализа распределения площади граней при сферическом отображении исходной триангуляционной модели. Предложен показатель, позволяющий при отработке конструкции на технологичность количественно оценивать возможность определения рациональной ориентации изделия в рабочем пространстве установки послойного построения.*

*Ключевые слова: статистический анализ, триангуляционная модель, рациональная ориентация изделия.*

*The possibility of evaluating workability of industrial product on the basis of a statistical analysis of the distribution of the area of faces obtained by spherical mapping of original triangulation model is considered. An index is proposed that allows to assess the possibility of determining the rational orientation of a product in the working space of a layer-by-layer installation when the design is tested for the workability.*

*Keywords: statistical analysis, triangulation model, rational orientation*

### *Постановка проблеми*

Оценка конструкции изделия на приспособленность к определению его рациональной ориентации в рабочей области построения установки аддитивных технологий на этапах конструкционной и технологической подготовки представляет интерес для обеспечения эффективности процессов послойного изготовления [1].

Определение рациональной ориентации изделия в рабочей области построения установки является одной из первых задач, выполняемой при технологической подготовке так как определяет технологические ограничения по обеспечению требований на поверхности изделия. Задачу выбора рациональной ориентации изделия, как правило, решают на основе множества критериев [2, 3], что усложняет ее решение.

### *Анализ літератури*

Выбор варианта ориентации осуществляется с учетом наиболее важных

факторов, таких как минимизация времени построения (количество слоев) и минимизация вспомогательных структур (для методов изготовления SLA, SLM и FDM). Так как ориентация влияет на множество факторов, то ее выбор при построении выполняют на основе следующих из них:

- характеристики качества поверхности, время построения, сложность и объем поддерживающих структур [4, 5];
- количество слоев формообразования материала [6, 7];
- высота изделия по координатной оси  $Z$  [8, 9];
- площадь поверхностей граней соприкасающихся с поддерживающими структурами (площадь граней триангуляционной модели с коэффициентом нормали по оси  $Z - N_z < 0$ ) [8];
- погрешность поверхности (площадь граней с нормальными не перпендикулярных и не параллельных оси  $Z$ , т.е.  $|N_z| \neq 1$  и  $N_z \neq 0$  [6, 7], площадь граней с нормальными  $|N_z| = 1$  и  $N_z = 0$  [10], разница между объемами исходной модели и готового изделия [8]);
- прочность изделия [8].

Несмотря на большое количество работ [2-10] по решению данной задачи отсутствует методическая основа для оценки технологичности конструкции изделия применительно к определению рациональной ориентации. Поэтому для отработки конструкции изделия на приспособленность к определению рациональной ориентации необходимо разработать специальную оценку учитывающей особенности послойного построения.

В качестве наиболее представительного исследуемого признака триангуляционной 3D-модели с учетом работ [5, 11] для определения рациональной ориентации был выбран угол наклона нормалей граней относительно вектора направления построения (координатной оси  $Z$ ). Данный исследуемый признак является наиболее значимым из геометрических свойств 3D-модели, т.к. определяет шероховатость и погрешности формообразования поверхностей изделия. Поверхности с отрицательным углом наклона нормалей относительно оси  $Z$  определяют конструкцию поддерживающих структур и соответственно трудоемкость процессов постобработки для их удаления. При формообразовании с переменным шагом построения также учитывается угол наклона нормалей граней.

Угол наклона грани относительно вектора направления построения рассчитывается по коэффициентам единичного вектора нормали  $N_x, N_y, N_z$ . Величины коэффициентов  $N_x, N_y, N_z$ , как правило, представлены в исходном STL-файле. В противном случае коэффициенты  $N_x, N_y, N_z$  определяются по известным зависимостям [12] на основе координат вершин треугольной грани.

*Цель статьи* – рассмотреть возможности оценки технологичности конструкции изделия применительно к задаче определения рациональной его

ориентации в рабочей области построения установки аддитивных технологий.

#### *Изложение основного материала*

Исследование выполнялось с использованием подсистемы цветовой визуализации триангуляционной модели изделия, предназначенной для отработки его конструкции при решении задач технологической подготовки. Данная подсистема входит в систему технологической подготовки материализации сложных изделий аддитивными технологиями, разработанной на кафедре "Интегрированные технологии машиностроения" им. М.Ф. Семко НТУ "ХПИ". Данная система позволяет выполнять оценку технологичности конструкции изделия и анализ эффективности использования аддитивных технологий при его изготовлении.

При разработке подсистемы цветовой визуализации триангуляционной модели изделия решались следующие основные задачи:

- оценка корректности и рациональности триангуляции CAD-модели;
- отработка конструкции изделия на технологичность при использовании аддитивных технологий для его получения;
- визуальная оценка возможности определения рациональной ориентации изделия в рабочей области построения.

Экранная форма подсистемы цветовой визуализации представлена на рис. 1. Система позволяет визуализировать модель по настраиваемой цветовой шкале и выполнять статистический анализ распределения величин исследуемого признака.

Разработанная подсистема представляет пользователю следующие основные возможности задания параметров и режимов работы с последующей визуализацией результатов:

- автоматическое формирование цветовой шкалы при задании количества интервалов и цвета для первого и последнего интервала;
- редактирование интервалов или выборочное их удаление в базе данных цветовой шкалы соответствия значениям исследуемого признака;
- редактирование цвета для каждого интервала значений в отдельности с использованием диалогового окна выбора цвета;
- сохранение цветной модели в файл формата PLY, AMF или для дополнительного анализа в виде таблицы данных в формате XLS (или в формате TXT при отсутствии приложения MS Excel);
- статистический анализ и построение гистограмм распределения исследуемых признаков по количеству и площади треугольных граней;
- запись результатов расчетов в общую таблицу для сравнительного анализа;
- определение основных статистических характеристик (12 параметров);
- сохранение результатов статистического анализа в файл XLS-формата для дальнейшего анализа с использованием стороннего программного обеспечения;

- вывод формы визуализации результатов анализа в виде плотности или интегральной функции вероятности.

Применительно к послойным методам аддитивных технологий наибольшие шероховатость и отклонения от правильной формы поверхностей наблюдаются для граней, имеющих угол между векторами их нормалей и направления построения (координатная ось  $Z$ ) в следующих условно выделенных интервалах значений  $\alpha_{NZ} \in (0^\circ, 45^\circ)$  и  $\alpha_{NZ} \in (135^\circ, 180^\circ)$  [13]. Высокая точность достигается для поверхностей, получаемых при обводе лазерным лучом контура в плоскости слоя  $XY$ , т. е. наименьшие отклонения формы характерны для поверхностей имеющих  $\alpha_{NZ} \in (45^\circ, 135^\circ)$ . Минимальная величина отклонений будет при  $\alpha_{NZ} = 90^\circ$ .

Для ряда методов аддитивных технологий (SLA, SLM, FDM и т. д.) "свисающие" поверхности требуют создания поддерживающих структур [14]. К таким поверхностям относятся грани с  $\alpha_{NZ} \in (\alpha_{NZ\_min}, 180^\circ)$ , где  $\alpha_{NZ\_min}$  – минимальное значение угла наклона вектора нормали граней относительно направления построения требующих поддерживающих структур. В зависимости от метода изготовления и исходного материала для создаваемого изделия  $\alpha_{NZ\_min} = 130^\circ \div 145^\circ$  [14].

При технологической подготовке цветовая визуализация модели изделия по коэффициенту  $N_z$  (в подсистеме, представленной на рис. 1) предлагает необходимую информацию для принятия решений по созданию опорных структур и постобработке благодаря отображению областей с повышенными отклонениями формы и требующих поддержки. Но такая визуализация имеет явные ограничения для изделий, имеющих большое количество сложных по форме поверхностей. Поэтому для снятия ограничений, накладываемых особенностями исследуемой конструкции, предлагается выполнять отображение на сферу модели изделия (цветовая шкала соответствия исследуемому признаку - суммарной площади граней). Условием отображения на сферу является попадание значений углов наклона векторов нормалей граней модели изделия в сферической системе координат в область значений определенной грани триангуляционной модели сферы.

Переход от коэффициентов  $N_x, N_y, N_z$  единичного вектора нормали грани модели изделия к углам  $\theta, \varphi$  в сферической системе координат ( $\theta, \varphi$  – зенитный и азимутальный углы соответственно) выполняется по следующим зависимостям [12]:

$$\theta = \arctg \left( \frac{\sqrt{N_x^2 + N_y^2}}{N_z} \right), \quad \varphi = \arctg \left( \frac{N_y}{N_x} \right).$$

Особенность триангуляционной модели сферы получаемой в CAD-системах – это описание ребрами граней линий "параллелей" и "меридианов" с двумя полюсами. Такая особенность является достоинством при определении интервалов углов наклона нормали  $\theta$  и  $\varphi$  по каждой грани триангуляционной модели сферы.





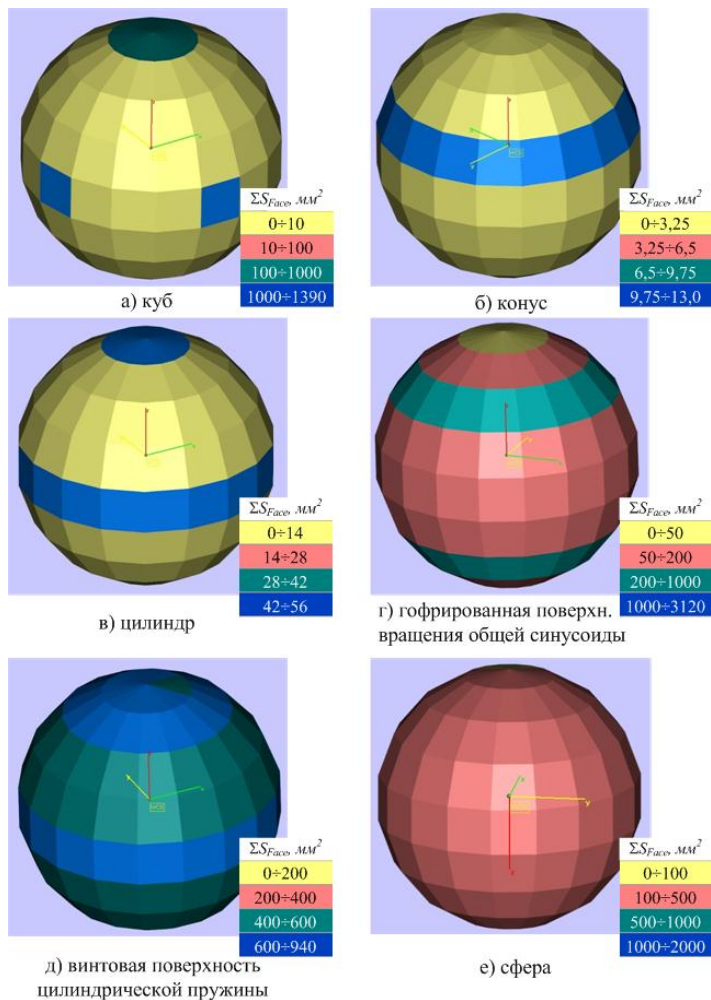


Рисунок 2 – Цветовая визуализация по суммарной площади граней отображения на триангуляционную модель сферы тестовых моделей

Границы интервалов значений углов  $\theta$ ,  $\varphi$  для  $i$ -й грани триангуляционной модели сферы, определяются минимальным и максимальным значениями координат вершин грани в сферической системе

координат. Координаты  $\theta$ ,  $\varphi$  вершины грани для триангуляционной модели сферы с началом системы координат в ее центре определяются по следующим зависимостям [12]:

$$\theta_j = \arctg \left( \frac{\sqrt{x_{V(j)}^2 + y_{V(j)}^2}}{z_{V(j)}} \right), \quad \varphi_j = \arctg \left( \frac{y_{V(j)}}{x_{V(j)}} \right),$$

где  $x_{V(j)}$ ,  $y_{V(j)}$ ,  $z_{V(j)}$  – координаты  $j$ -й вершины треугольной грани сферы в декартовой системе координат.

Представленные примеры визуализации для тестовых моделей простых геометрических форм (поверхностей) на рис. 2 и промышленных изделий на рис. 3 – 4 показывают достаточно высокий уровень информативности для определения рациональной ориентации. Модель сферы с цветовым отображением площади граней триангуляционной 3D-модели изделия достаточно проста в использовании. Задача определения рациональной ориентации изделия в рабочей области послойного построения сводится к ориентации поверхности с большей площадью таким образом, чтобы нормали их граней имели минимальное отклонение от плоскости построения XY. В этом случае обеспечивается минимальная погрешность формообразования поверхностей изделия при послойном построении [2-10].

Предложенный подход визуализации также демонстрирует возможность оценки пригодности конструкции (3D-модели) для рациональной ориентации изделия в рабочей области построения и соответственно технологичности его изготовления аддитивными технологиями.

Важным является определение рациональной степени детализации (количества интервалов значений углов наклона нормалей) отображения на сферу. Увеличение количества граней триангуляционной модели сферы позволяет более информативно оценивать сложность конструкции (геометрическую сложность 3D-модели изделия). Но при этом интервалы значений углов наклона нормалей граней модели изделия, определяющих поверхности с низкой и высокой точностью построения, нуждающихся в поддерживающих структурах достаточно широкие. Исходя из практики использования аддитивных технологий составляют  $20^\circ \div 45^\circ$ . Поэтому для оценки технологичности изделия, применительно к задаче ориентации изделия, предпочтительнее использовать сферу для отображения с интервалом значений углов  $20^\circ \div 30^\circ$ .

В дополнение к визуальному анализу модели рассмотрена возможность количественной оценки технологичности изделия по данным распределения площади граней модели изделия по интервалам отображения на модель сферы.

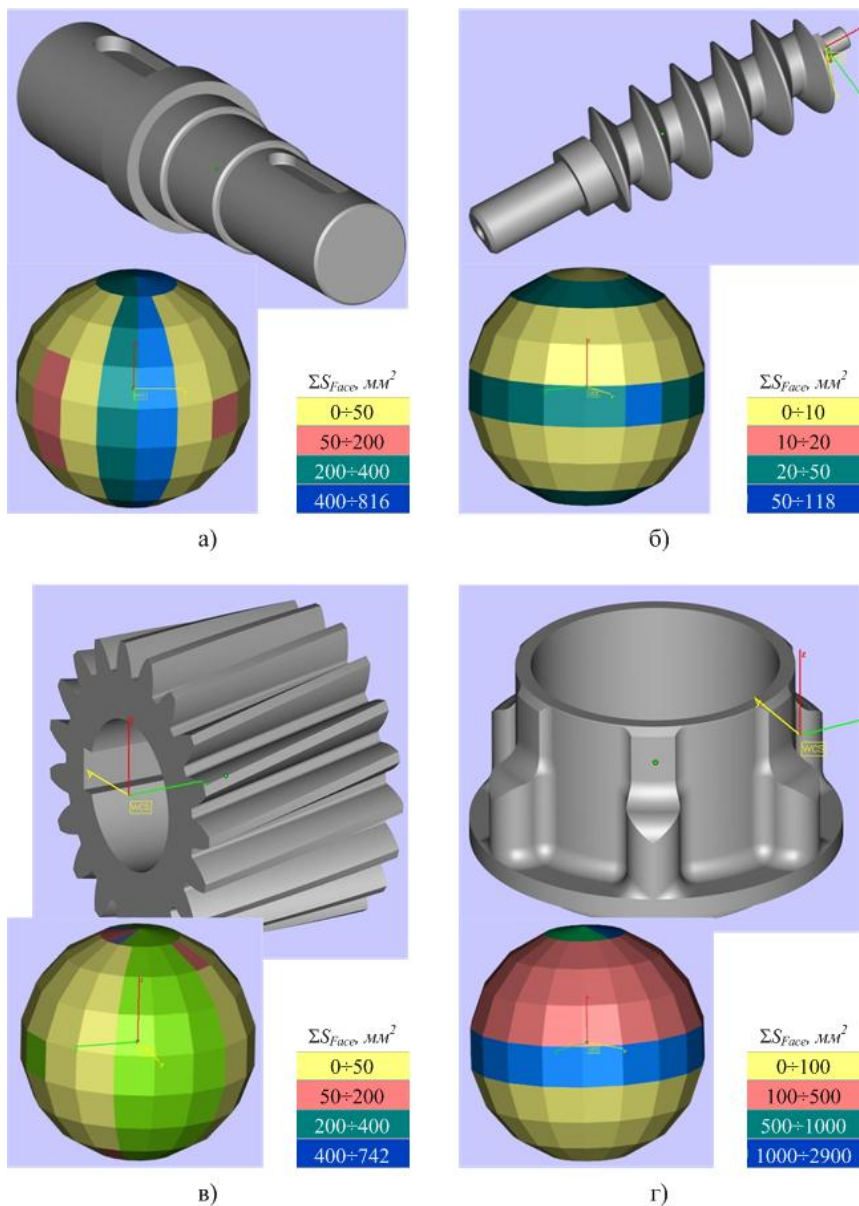


Рисунок 3 – Цветовая визуализация по суммарной площади граней отображением на триангуляционную модель сферы моделей промышленных изделий

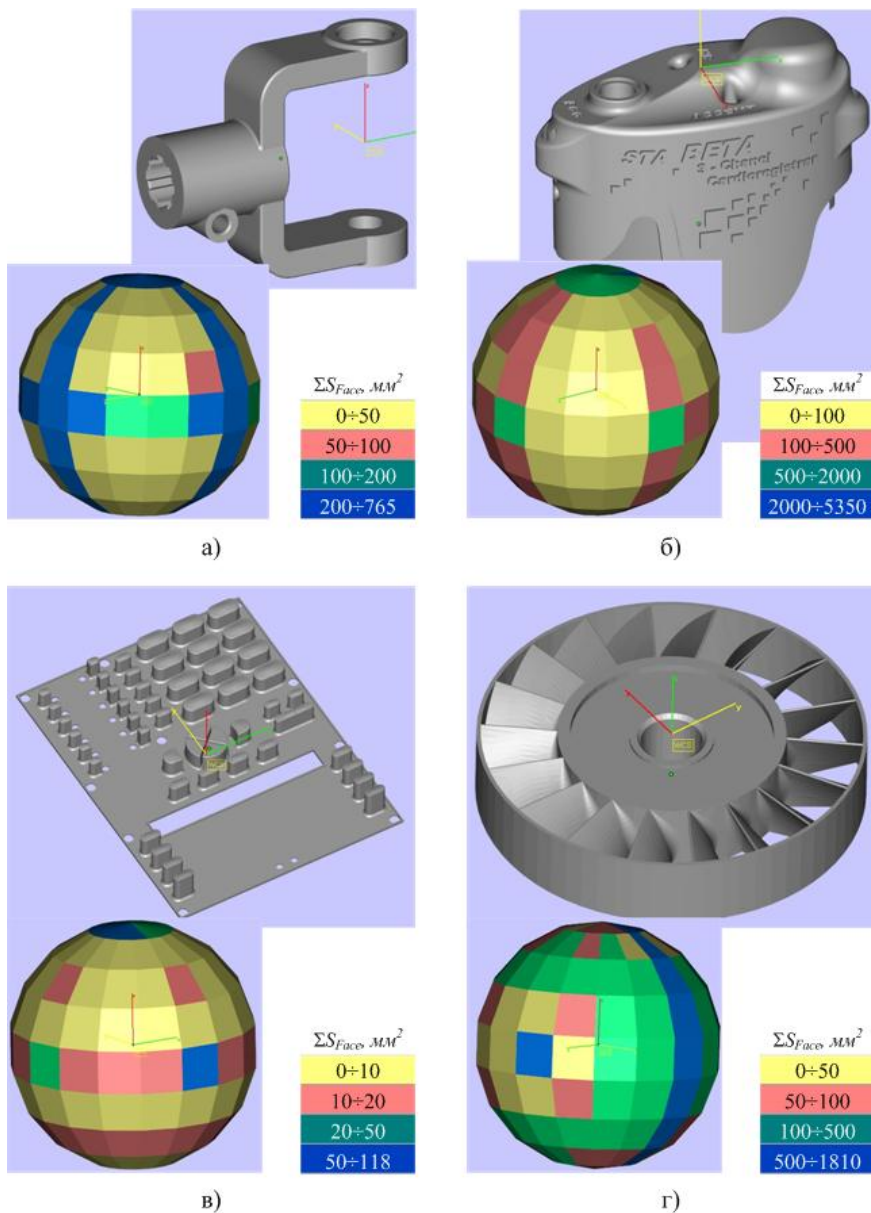


Рисунок 4 - Цветовая визуализация по суммарной площади граней отображением на триангуляционную модель сферы моделей промышленных изделий

Анализ простых тестовых моделей, представленных на рис. 2, выполнялся при отображении их на триангуляционную модель сферы с интервалами углов  $\Delta\theta$  и  $\Delta\varphi = 20^\circ$ . Из результатов анализа выявлено, что для тестируемых моделей с большими отклонениями от равномерного распределения площади граней  $S_i$  на отображенной сфере характерно более простое решение задачи по их рациональной ориентации. Примерами, для подтверждения могут служить модели сферы и цилиндра вращения. Сфера имеет распределение  $S_i$  с минимальными отклонениями от равномерного закона, при этом задача рациональной ее ориентации не имеет решения. Цилиндр вращения имеет наибольшие отклонения от равномерного распределения  $S_i$  с нормальми, расположенными в одной плоскости. При этом для цилиндра такая задача имеет решение с однозначным определением углов наклона, задающих ориентацию оси цилиндра параллельно оси  $Z$  (вектору направления построения).

Получаемое неравномерное отображение модели сферы на сферу объясняется невозможностью идеального отображения на триангуляционную модель.

Наиболее целесообразным представляется оценка приспособленности конструкции к ориентации через определение отклонения от равномерного распределения площадей граней отображенных на сферу. Модель сферы является наименее приспособленной для решения данной задачи. Поэтому предложена гипотеза о том, что показателем эффективности рациональной ориентации изделия (для отработки конструкции) может служить коэффициент концентрации плотности распределения  $S_i$ , характеризующим различие двух плотностей распределения случайной величины (для моделей изделия и сферы) [15]:

$$K_{GO} = \frac{1}{2} \sum_{i,j}^{n,m} |D_{ij} - d_{ij}|, \quad (1)$$

где  $n, m$  – число интервалов для углов  $\theta \in [0, 180]$  и  $\varphi \in [0, 360]$  (в сферической системе координат) наклона векторов нормалей треугольных граней модели соответственно,  $n = 6 \div 9$ ,  $m = 2n$ ;

$D_{ij}, d_{ij}$  – относительная площадь граней, попадающих в  $ij$ -и интервал значений углов  $\theta$  и  $\varphi$  наклона векторов нормалей для модели изделия и сферы соответственно,  $d_{ij} = 1/n_{tr\_sphere}$  (для случая равномерного распределения величины исследуемого признака);

$n_{tr\_sphere}$  – количество треугольников сферы для отображения модели изделия.

Проверка гипотезы выполнялась по результатам расчета коэффициента  $K_{GO}$  для тестовых моделей (рис. 2), отображенных на триангуляционную модель сферы ( $n = 6$ ,  $m = 12$  соответственно  $\Delta\theta = \Delta\varphi = 30^\circ$ ). Данные расчетов представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Показатели приспособленности тестовых моделей геометрических тел для определения рациональной ориентации

Тестовая модель	$K_{GO}$
Куб	0.733
Конус	0.700
Круговой цилиндр	0.600
Гофрированная поверхность вращения общей синусоиды	0.353
Прямой геликоид	0.750
Винтовая поверхность цилиндрической пружины	0.285
Сфера	0.107
Открытый круговой тор	0.242
Гиперболический параболоид	0.733

Сравнительный анализ полученных коэффициентов  $K_{GO}$  (табл. 1) на примере тестовых моделей простейших геометрических тел позволяет подтвердить выдвинутую гипотезу. Например куб, конус и цилиндр имеют очевидное решение задачи определения рациональной ориентации в рабочей области построения с наибольшей эффективностью из тестовых моделей. При этом значения  $K_{GO}$  для этих моделей получены сравнительно большие по величине. Наименее приспособленные для рациональной ориентации модели поверхности пружины, сферы и тора, а соответственно для них получено минимальные значения коэффициента  $K_{GO}$ .

Дальнейшая проверка гипотезы о возможности оценки приспособленности модели изделия по зависимости (1) выполнялась на примере моделей промышленных изделий, приведенных на рис. 3-4. Результаты расчета коэффициента  $K_{GO}$  по данным отображения на сферу моделей изделий представлены в табл. 2.

Таблица 2 – Показатели приспособленности тестовых моделей промышленных изделий для определения рациональной ориентации

Тестовая модель (габаритные размеры, мм)	$K_{GO}$
Вал (64 × 64 × 138)	0.519
Шнек (40 × 40 × 144)	0.512
Шестерня (86 × 86 × 60)	0.513
Корпус (125 × 210 × 210)	0.531
Карданный вал (148 × 50 × 124)	0.477
Крышка (84 × 101 × 43)	0.480
Панель (152 × 196 × 20)	0.489
Вентилятор (26 × 92 × 92)	0.307

Сравнительный анализ коэффициентов  $K_{GO}$  (табл. 2) на примере моделей изделий также подтвердил выдвинутую гипотезу. С уменьшением величины коэффициента  $K_{GO}$  снижается эффективность решения задачи определения рациональной ориентации изделия в области построения. Оценка по данному

коэффициенту оправдана для случаев определения рациональной ориентации по критериям, зависящим от наклона векторов нормалей граней модели. К таким критериям оптимизации относятся статистические характеристики шероховатости поверхности и отклонений от правильной формы поверхностей.

Исходя из анализа результатов расчетов и практики изготовления рассмотренных изделий для моделей с коэффициентом  $K_{GO}$  ниже среднего показателя следует выбирать следующие критерии оптимизации для определения ориентации изделия: высота загрузки изделий на рабочей платформе, количество слоев или время построения. При больших значениях коэффициента  $K_{GO}$  следует рассматривать многокритериальную оптимизацию.

### *Выводы*

Предложенный относительный показатель  $K_{GO}$  для оценки эффективности определения рациональной ориентации изделия по критериям качества полученных поверхностей позволяет с достаточно высокой информативностью оценивать технологичность (приспособленность конструкции) для его изготовления аддитивными технологиями.

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

**Список использованных источников:** 1. *Esa Hietikko*, 2014. Design for Additive Manufacturing - DFAM. The International Journal Of Engineering And Science (IJES). Volume 3. Issue 12. December 2014. P. 14-19. ISSN (e): 2319-1813 ISSN (p): 2319-1805. 2. *Byun H.S., Lee K.H.* Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. Int J Adv Manuf Technol (2006) 28: p. 307–313. DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. 3. *Canellidis V, Giannatsis J, Dedoussis V.* Genetic-algorithm-based multi-objective optimization of the build orientation in stereolithography. Int J Adv Manuf Technol (2009) 45: 714–730. DOI: 10.1007/s00170-009-2006-y. 4. *Lan, P.-T., Chou, S.-Y., Chen, L.-L and Gemmill, D.*, Determining fabrication orientations for rapid prototyping with stereolithography apparatus, Computer Aided Design, Vol. 29 No. 1, 1997, pp. 53-62. 5. *Singhal S.K.* Optimum part deposition orientation in stereolithography / *S.K. Singhal, A.P. Pandey, P.M. Pandey, A.K. Nagpal* // Computer-Aided Design & Applications. – 2005. – Vol. 2. – Nos. 1-4. – P. 319-328. 6. *Marsan, A. and Dutta, D.*, A survey of process planning techniques for layered manufacturing, Proceedings of the 1997 ASME Design Automation Conference, Sacramento, CA, September 1997. 7. *Bablani, M. and Bagchi, A.* Quantification of errors in rapid prototyping processes, and determination of preferred orientation of parts, Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of the SME, Vol. XXIII, SME, Houghton, MI, May 1995, pp. 319-324. 8. *Thompson, D.C. and Crawford, R.H.* Optimizing part quality with orientation, in Marcus, H.L. et al. (Eds), Solid Freeform Fabrication Symposium 1995, University of Texas, Austin, August 1995. 9. *Витязев Ю.Б.* Расширение технологических возможностей ускоренного формообразования способом стереолитографии: Дис... канд. техн. наук: 05.02.08. – Харьков, 2004. – 228 с. 10. Пат. 54398U УКРАЇНА, МПК В29С 35/08, В29С 41/02, G06F 17/50, G06F 19/00. Спосіб пошарової побудови виробів на базі вихідної триангуляційної 3D моделі / *Абдураймов Л.Н., Чернишов С.І., Доброскок В.Л., Витязев Ю.Б.*; заявник і патентовласник Нац. техн. ун-т "Харківський політехн. ін-т". – № u2011004548; Заявл. 19.04.2010; Опубл. 10.11.2010, Бюл. № 21. 11. *Абдураймов Л.Н.*

Повышение эффективности интегрированных технологий послойного выращивания изделий путем морфологического анализа их 3D образа на этапе подготовки к материализации: Дис. канд... техн. наук: 05.02.08. – Харьков: НТУ "Харк. пол. ин-т.", 2012. – 264 с. **12.** *Vygodskiy M.Ya.* Справочник по высшей математике. – М.: АСТ: Астрель, 2006. – 991 с. **13.** *Daekeon Ahn, Hochan Kim, Seokhee Lee*, Fabrication direction optimization to minimize post-machining in layered manufacturing, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 47, Issues 3–4, March 2007, Pages 593-606, ISSN 0890-6955, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.05.004>. **14.** *M. Kumke, H. Watschke, and T. Vietor*. A new methodological framework for design for additive manufacturing. *Virtual And Physical Prototyping* Vol. 11, Iss. 1, 2016, pp. 3-19, <http://dx.doi.org/10.1080/17452759.2016.1139377>. **15.** *Подгорный А.З., Мылашко О.Г., Киршо С.М., Шилофост Н.М.* Статистика: Учебное пособие для иностранных студентов. – Одесса: Атлант, 2012. – 195 с.

**Bibliography (transliterated):** **1.** *Esa Hietikko*, 2014. Design for Additive Manufacturing - DFAM. The International Journal Of Engineering And Science (IJES). Volume 3. Issue 12. December 2014. P. 14-19. ISSN (e): 2319-1813 ISSN (p): 2319-1805. **2.** *Byun H.S., Lee K.H.* Determination of optimal build direction in rapid prototyping with variable slicing. *Int J Adv Manuf Technol* (2006) 28: p. 307–313. DOI: 10.1007/s00170-004-2355-5. **3.** *Canellidis V, Giannatsis J, Dedoussis V.* Genetic-algorithm-based multi-objective optimization of the build orientation in stereolithography. *Int J Adv Manuf Technol* (2009) 45: 714–730. DOI: 10.1007/s00170-009-2006-y. **4.** *Lan, P.-T., Chou, S.-Y., Chen, L.-L and Gemmill, D.*, Determining fabrication orientations for rapid prototyping with stereolithography apparatus, *Computer Aided Design*, Vol. 29 No. 1, 1997, pp. 53-62. **5.** *Singhal S.K.* Optimum part deposition orientation in stereolithography / *S.K. Singhal, A.P. Pandey, P.M. Pandey, A.K. Nagpal // Computer-Aided Design & Applications*. – 2005. – Vol. 2. – Nos. 1-4. – P. 319-328. **6.** *Marsan, A. and Dutta, D.*, A survey of process planning techniques for layered manufacturing, *Proceedings of the 1997 ASME Design Automation Conference*, Sacramento, CA, September 1997. **7.** *Bablani, M. and Bagchi, A.* Quantification of errors in rapid prototyping processes, and determination of preferred orientation of parts, *Transactions of the North American Manufacturing Research Institution of the SME*, Vol. XXIII, SME, Houghton, MI, May 1995, pp. 319-324. **8.** *Thompson, D.C. and Crawford, R.H.* Optimizing part quality with orientation, in Marcus, H.L. et al. (Eds), *Solid Freeform Fabrication Symposium 1995*, University of Texas, Austin, August 1995. **9.** *Vitjazez Ju.B.* Rasshirenje tehnologicheskikh vozmozhnostej uskorennoho formoobrazovanija sposobom stereolitografii: Dis... kand. tehn. nauk: 05.02.08. – Har'kov, 2004. - 228 s. **10.** Pat. 54398U UKRAYINA, MPK B29C 35/08, B29C 41/02, G06F 17/50, G06F 19/00. Sposib posharovoyi pobudovy vyrobiv na bazi vykhidnoyi trianhulyatsynoyi 3D modeli / *Abdurajimov L.N., Chernyshov S.I., Dobroskok V.L., Vityazyev Yu.B.*; zayavnyk i patentovlasnyk Nats. tekhn. un-t "Kharkivskyy politekhn. in-t". – № u201004548; Zayavl. 19.04.2010; Opubl. 10.11.2010, Byul. № 21. **11.** *Abdurajimov L.N.* Povyshenie jeffektivnosti integrirovannyh tehnologij poslojnogo vyrashhivanija izdelij putem morfologicheskogo analiza ih 3D obraza na jetape podgotovki k materializaciji: Dis. kand... tehn. nauk: 05.02.08. – Har'kov: NTU "Hark. pol. in-t.", 2012. – 264 s. **12.** *Vygodskij M.Ya.* Справочник по высшей математике. – М.: АСТ: Астрель, 2006. – 991 с. **13.** *Daekeon Ahn, Hochan Kim, Seokhee Lee*, Fabrication direction optimization to minimize post-machining in layered manufacturing, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Volume 47, Issues 3–4, March 2007, Pages 593-606, ISSN 0890-6955, <http://dx.doi.org/10.1016/j.ijmachtools.2006.05.004>. **14.** *M. Kumke, H. Watschke, and T. Vietor*. A new methodological framework for design for additive manufacturing. *Virtual And Physical Prototyping* Vol. 11, Iss. 1, 2016, pp. 3-19, <http://dx.doi.org/10.1080/17452759.2016.1139377>. **15.** *Podgornyj A.Z., Mylashko O.G., Kirsho S.M., Shilofost N.M.* Statistika: Uchebnoe posobie dlja inostrannyh studentov. – Odessa: Atlant, 2012. – 195 s.



УДК 621.923

А.И. Грабченко, д-р техн. наук, В.А. Федорович, д-р техн. наук,  
Е.В. Островецх канд. техн. наук, Н.В. Козакова, канд. техн. наук,  
Харьков, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА СПЕКАНИЯ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ НА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СВЯЗКАХ С ЦЕЛЬЮ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ИХ РАЦИОНАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК**

*Представлено результати тривимірного моделювання процесу виготовлення алмазно-абразивного інструмента, що дозволяють виявити взаємовплив технологічних параметрів та фізико-механічних властивостей компонентів спікання на цілісність алмазних зерен та їх ефективне використання при шліфуванні*

*Ключові слова: алмазне зерно, металофаза, зв'язка, напружено-деформований стан, планування експеримента*

*Представлены результаты трехмерного моделирования процесса изготовления алмазно-абразивного инструмента, позволяющие определить взаимовлияние технологических параметров и физико-механических свойств компонентов спека на целостность алмазных зерен и их эффективное использование при шлифовании*

*Ключевые слова: алмазное зерно, металлофаза, связка, напряженно-деформированное состояние, планирование эксперимента*

*The results of three-dimensional modeling of the diamond-abrasive tool manufacturing process, which are presented, allow to determine the mutual influence of technological parameters and physical and mechanical properties of sintering components on the integrity of diamond grains and their effective use in grinding*

*Keywords: diamond grain, metal phase, bundle, stress-strain state, experiment planning*

Определение оптимального сочетания прочностных свойств связки, алмазных зерен, их зернистости и концентрации при спекании шлифовальных алмазных кругов на металлических связках, обеспечивающего сохранение целостности алмазных зерен путем экспериментальных исследований является чрезвычайно трудоемким и дорогостоящим процессом. Теоретическое исследование процесса спекания алмазоносного слоя шлифовального круга путем моделирования и анализа напряженно-деформированного состояния системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» с использованием метода конечных элементов существенно облегчает эту задачу.

Для создания 3D моделей компонентов алмазоносного слоя использовался программный пакет SolidWorks, что позволило изучить температурное и силовое воздействие на алмазоносный слой, возникающее при изготовлении круга.

Проводилась серия расчетов для фрагмента алмазоносного слоя,

включающего два зерна различной или одинаковой формы, окруженных массивом металлической связки (рис. 1) [1].

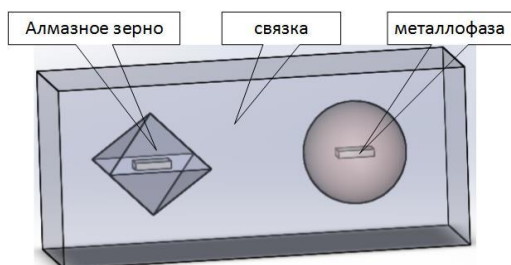


Рисунок 1 – Расчетная схема и 3D модель системы «связка–алмазное зерно–металлофаза»

Связка представлялась в виде прямоугольного фрагмента размерами  $800 \times 250 \times 350$  мкм, рассматривались алмазные зерна марки АС6 зернистостью 200/160 мкм, концентрация варьировалась от 50 до 150 %. Металлофаза, объемное содержание которой принималось 6 %, моделировалась в виде ориентированной в центре зерна единичной пластины призматической формы. Исследования проводились без учета покрытия на алмазных зернах. При моделировании варьировались геометрия зерна (октаэдр и шар), температура и давление процесса спекания, а также физико-механические свойства исследуемых компонентов круга. В модели зерно и связка рассматривались упругими сплошными телами. Модель нагружалась статической одноосной равномерно распределенной нагрузкой, а также температурой, приложенной к моделируемым телам. Пример разработанной 3D модели системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» с граничными условиями, температурным и силовым нагружением представлена на рис. 2.

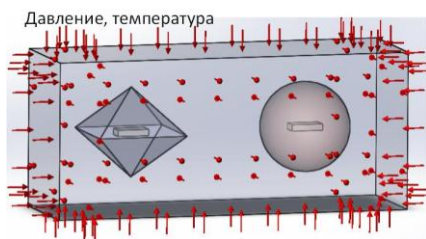


Рисунок 2 – Температурно-силовое нагружение системы «связка–алмазное зерно–металлофаза»

Расчеты по методу конечных элементов позволили количественно оценить главные и приведенные напряжения, энергию деформации и плотность энергии деформации в спекаемых элементах в зависимости от их формы, физико-механических свойств и условий спекания. В качестве реакции модели на приложенную нагрузку рассматривались главные нормальные напряжения в узлах сетки, принадлежащих модели металлофазы, алмазного зерна и окружающей его связки. Объемы материалов считались разрушенными, если приведенные напряжения в них превышали соответствующие предельные значения. В качестве критерия разрушения принимали значения максимальных растягивающих напряжений алмазов определенных марок и зернистостей [2].

В качестве решателя (CAE программы) в данном случае использовался Cosmos Simulation. В расчетную модель закладывались следующие характеристики материалов: модуль упругости  $E$ , модуль объемного сжатия  $G$ , коэффициент линейного термического расширения (КТР)  $\alpha$ , коэффициент Пуассона  $\mu$ , предел текучести  $\sigma_0$  и коэффициент теплопроводности  $\lambda$  по справочным данным [3].

В качестве критерия разрушения для исследуемых полей напряжений было принято предельное напряжение  $\sigma_{п}$ , соответствующее выходу макротрещин на поверхность материала синтетического алмаза [4]. Предполагалось, что возникновение макротрещин происходит в локализованном объеме материала, в котором действуют растягивающие ориентированные остаточные механические напряжения и напряжения от внешних нагрузок.

Поскольку в процессе спекания на компоненты алмазоносного слоя действуют одновременно несколько факторов, а именно температура, модуль упругости материалов, коэффициенты термического расширения, концентрация, то напряжения формируются с учетом их взаимовлияния. По результатам проведенных экспериментов были построены двумерные и трехмерные зависимости напряжений, возникающие при совместном действии различных факторов [5].

Для определения оптимальных условий спекания алмазного круга был использован метод планирования модельного эксперимента [6]. Это дает возможность прогнозировать оптимальные параметры процесса изготовления алмазно-композиционного инструмента и уже на стадии проектирования получить данные относительно оптимального сочетания зернистости, режимов спекания, марки алмазного порошка и материала связки, что значительно снижает время на дальнейшую диагностику и исследования. В расчетах использован план типа В4 [7].

В качестве исходных факторов для модельных экспериментов выбирались различные сочетание четырех факторов из следующего перечня: коэффициент теплового расширения металла-катализатора ( $КТР_{мет}$ ), модуль

упругости металлофазы ( $E_{мет}$ ), модуль упругости связи ( $E_{св}$ ), режимы спекания алмазоносного слоя (температура  $T$ , °C), относительная концентрация зерен в связке (%). Пример варианта выбранных факторов приведен в табл. 1.

Результаты проведенных 24-х расчетов для этих факторов приведены в табл. 2.

Обработка результатов планируемого модельного эксперимента для этих факторов позволила получить уточненную математическую модель, адекватно описывающую процесс спекания алмазных шлифовальных кругов в представленном диапазоне варьирования независимых факторов:

$$Y = 6,603 + 2,347X_1 + 1,310X_2 + 0,775X_3 + 1,278X_4 + 0,083X_1X_2 + 0,078X_1X_3 + 0,613X_1X_4 - 0,617X_2X_3 + 0,413X_2X_4 + 0,281X_3X_4 + 0,453X_1^2 - 0,769X_2^2 + 0,371X_3^2 + 0,043X_4^2 \quad (1)$$

Оптимизация полученного уравнения регрессии позволила получить значения факторов, при которых напряжения в алмазных зернах будут минимальными, что обеспечит эффективный процесс спекания алмазоносного слоя круга. Эти значения факторов использованы при дальнейшем анализе.

Таблица 1 – Уровни факторов

Уровни факторов	Факторы							
	Режимы спекания (температура $T$ , °C)		Свойства связи (модуль упругости $E_{св}$ , Н/мм <sup>2</sup> )		Свойства металла-катализатора (коэффициент теплового расширения металла-катализатора $KTP_{мет}$ , 1/K)		Относительная концентрация алмазных зерен, %	
	Натуральное значение	Кодированное значение X1	Натуральное значение	Кодированное значение X2	Натуральное значение	Кодированное значение X3	Натуральное значение	Кодированное значение X4
Верхний уровень	800	+1	2.0E+005	+1	7.0E-005	+1	150	+1
Основной уровень	600	0	1.5E+005	0	3.75E-005	0	100	0
Нижний уровень	400	-1	1.0E+005	-1	0.5E-005	-1	50	-1

Таблица 2 – Результаты планирования эксперимента для спекания алмазных кругов

№ эксперимента	Режимы спекания (температура $T$ , °C)	Свойства связи (модуль упругости $E_{св}$ , Н/мм <sup>2</sup> )	Свойства металла-катализатора (коэффициент теплового расширения металла-катализатора $KTP_{мет}$ , 1/K)	Относительная концентрация алмазных зерен, %	$\gamma$ максимальное напряжение в системе, ГПа
1	800	2,0E+005	7,0E-005	150	13,0
2	400	2,0E+005	7,0E-005	150	6,29
3	800	1,0E+005	7,0E-005	150	10,96
4	400	1,0E+005	7,0E-005	150	5,3
5	800	2,0E+005	0,5E-005	150	12,91
6	400	2,0E+005	0,5E-005	150	6,22
7	800	1,0E+005	0,5E-005	150	6,5
8	400	1,0E+005	0,5E-005	150	3,14
9	800	2,0E+005	7,0E-005	50	8,53
10	400	2,0E+005	7,0E-005	50	4,13
11	800	1,0E+005	7,0E-005	50	8,28
12	400	1,0E+005	7,0E-005	50	4,01
13	800	2,0E+005	0,5E-005	50	8,42
14	400	2,0E+005	0,5E-005	50	3,86
15	800	1,0E+005	0,5E-005	50	4,26
16	400	1,0E+005	0,5E-005	50	2,06
17	800	1,5E+005	3,75E-005	100	9,01
18	400	1,5E+005	3,75E-005	100	4,36
19	600	2,0E+005	3,75E-005	100	8,91
20	600	1,0E+005	3,75E-005	100	4,45
21	600	1,5E+005	7,0E-005	100	7,75
22	600	1,5E+005	0,5E-005	100	6,68
23	600	1,5E+005	3,75E-005	150	7,23
24	600	1,5E+005	3,75E-005	50	4,74

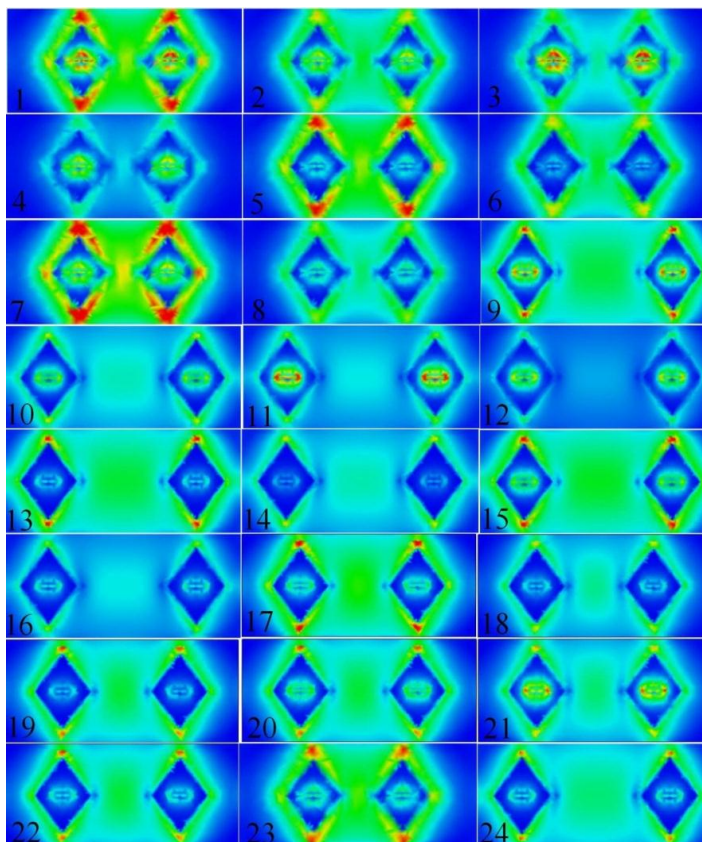


Рисунок 3 – Визуализация результатов расчета влияния выбранных факторов на напряженно-деформированное состояние зоны спекания алмазного слоя

Анализ всех проведенных 4-х факторных экспериментов показал, что из всех выбранных для исследования факторов температура в наибольшей степени влияет на напряженно-деформированное состояние алмазного слоя при его спекании. Зависимость эквивалентных напряжений от температуры спекания показана на рис. 4.

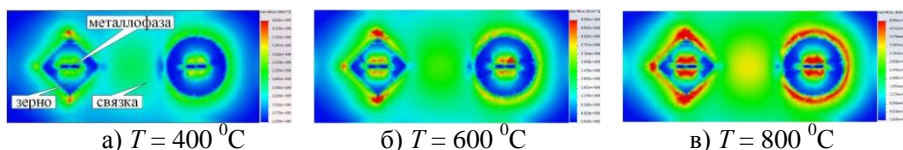


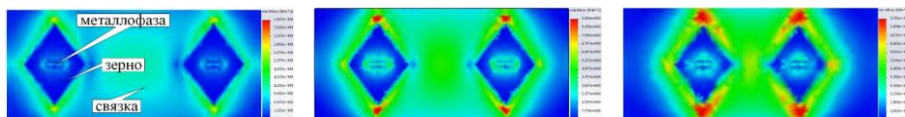
Рисунок 4 – Зависимость эквивалентных напряжений от температуры

В качестве физико-механических свойств для компонентов системы «связка–алмазное зерно–металлофаза» были заданы следующие значения:  $E_{мет} = 5,2 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $KTP_{мет} = 0,5 \cdot 10^{-5}$  1/К;  $E_{св} = 1,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>. Давление принималось равным 300 МПа, а концентрация составляла 100%.

С ростом температуры напряжения в рассматриваемой системе увеличиваются и составляют соответственно:  $\sigma = 4,51$  ГПа при  $T = 400$  °С;  $\sigma = 7,93$  ГПа при  $T = 600$  °С;  $\sigma = 12,58$  ГПа при  $T = 800$  °С. Такое распределение полей напряжений при температурной нагрузке в системе показало, что повышенными его значениями характеризуется не только область контакта зерна с металлофазой, но и грани алмаза. Напряжения, превышающие пределы прочности алмазных зерен, распределены таким образом, что стремятся отколоть от зерна его острые вершины (скруглить режущие кромки) или вызвать в нем трещины, что впоследствии отрицательно сказывается на режущей способности зерна и круга в целом.

Концентрация алмазных зерен также оказывает значительное влияние на их целостность во время спекания кругов на металлической связке [8]. Причиной этого могут быть возросшие контактные напряжения в системе, обусловленные увеличением модуля объемного сжатия. Чем больше упругих частиц алмаза находится в композите, тем хуже его сжимаемость, и тем больше влияние существующих тепловых и силовых нагрузок. При увеличении концентрации до 100 % и более в межзеренных областях наблюдается наложение тепловых полей, а также полей деформации (рис. 5).

Для исследуемой модели задавались следующие постоянные значения:  $T = 600$  °С;  $E_{мет} = 5,2 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $KTP_{мет} = 3,75 \cdot 10^{-5}$  1/К;  $E_{св} = 1,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>. При концентрации 50 % напряжения составляют 3,86 ГПа, при 100 % – 9,01 ГПа, при 150 % достигают 11,75 ГПа.



а) концентрация 50 %

б) концентрация 100 %

в) концентрация 150 %

Рисунок 5 – Зависимость эквивалентных напряжений от концентрации

Напряжения сосредоточены в местах включения металлофазы и на границе контакта зерна со связкой. Это объясняется дополнительной нагрузкой на грани алмаза, обусловленной напряжениями от смежного зерна и расширяющейся связки. Анизотропия алмаза также определяет неравномерность напряжений. Исходя из полученных эпюр напряжений, оптимальная концентрация не должна превышать 100 % и учитывать

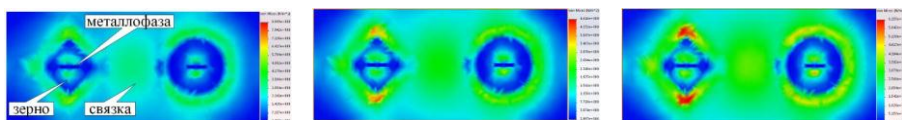
зернистость и марку алмазов, процентное содержание металлических включений и их ориентацию в зерне.

Увеличение модуля упругости металлической связки приводит к тому, что напряжения в ней и в зерне растут и могут достигать предела прочности для выбранной марки алмазного порошка. Более прочная связка сопротивляется термосиловым нагрузкам, стараясь удержать алмазные зерна, что приводит к возрастанию контактных напряжений.

Температура спекания кругов на металлической связке (400–800 °С) оказывает значительное влияние на состояние металла-катализатора синтетического алмаза, что может вызывать внутренние напряжения как в зерне, так и внутри связки [9]. Зависимость эквивалентных напряжений от модуля упругости связки показана на рис. 6.

Для исследования выбранного фактора были заданы следующие параметры:  $T = 500$  °С;  $P = 300$  МПа;  $E_{мет} = 5,2 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $KTP_{мет} = 3,75 \cdot 10^{-5}$  1/К, концентрация составляла 100 %. С увеличением модуля упругости связки напряжения в рассматриваемой системе увеличиваются и составляют соответственно:  $\sigma = 3,53$  ГПа при  $E_{св} = 1,0 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\sigma = 8,67$  ГПа при  $E_{св} = 1,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\sigma = 11,23$  ГПа при  $E_{св} = 2,0 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>.

Как видно из рис. 6 области максимальных напряжений располагаются на поверхности контакта зерен и связки, при этом самые высокие напряжения возникают вокруг острых кромок. Возросшие напряжения в связке распространяются на соседние участки и оказывают усиливающее воздействие на напряжения в зерне. Поскольку алмаз имеет более высокую теплопроводность, чем основа связки (медь), то тепловое расширение этой эвтектики влияет не только на прочность ее сцепления с абразивными зёрнами, но и на состояние металлофазы в зерне, которая также увеличивается в объеме. Полученные данные свидетельствуют о том, что модуль упругости связки может влиять на целостность алмазных зерен, но по сравнению с остальными факторами он играет второстепенную роль.



а)  $E_{св} = 1,0 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>

б)  $E_{св} = 1,5 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>

в)  $E_{св} = 2,0 \cdot 10^5$  Н/мм<sup>2</sup>

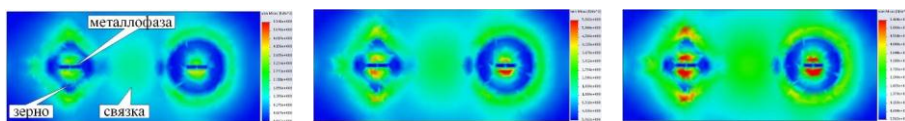
Рисунок 6 – Зависимость эквивалентных напряжений от модуля упругости связки

Наличие большого количества металлических включений в кристаллах синтетического алмаза приводит к снижению их прочности и особенно термостойкости. Увеличение напряжений в зернах наблюдаются в тех местах,



где сосредоточена металлофаза, и по контуру самого зерна. В несколько раз больший, чем у синтетического алмаза, коэффициент термического расширения металла-катализатора приводит к повышению эквивалентных напряжений в модели. Анизотропия теплофизических свойств алмазных зерен также оказывает свое влияние на напряженно-деформированное состояние спека.

На рис. 7 представлены поля эквивалентных напряжений для зерна марки АС6 (200/160) при 100 % концентрации в зависимости от коэффициента термического расширения металлофазы.



а)  $KTP_{мет} = 0,5 \cdot 10^{-5} \text{ 1/К}$

б)  $KTP_{мет} = 3,75 \cdot 10^{-5} \text{ 1/К}$

в)  $KTP_{мет} = 7,0 \cdot 10^{-5} \text{ 1/К}$

Рисунок 7 – Зависимость эквивалентных напряжений от коэффициента термического расширения металлофазы

Алмазоносная композиция имела следующие параметры:  $T_{сп} = 600 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $E_{мет} = 9,1 \cdot 10^3 \text{ Н/мм}^2$ ;  $E_{св} = 1,0 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ ;  $P = 300 \text{ МПа}$ . При увеличении КТР металлофазы напряжения в рассматриваемой системе возрастают и составляют соответственно:  $\sigma = 4,08 \text{ ГПа}$  при  $KTP_{мет} = 0,5 \cdot 10^{-5} \text{ Н/мм}^2$ ;  $\sigma = 7,24 \text{ ГПа}$  при  $KTP_{мет} = 3,75 \cdot 10^{-5} \text{ Н/мм}^2$ ;  $\sigma = 12,41 \text{ ГПа}$  при  $KTP_{мет} = 7,0 \cdot 10^{-5} \text{ Н/мм}^2$ .

Из результатов исследования видно, что наибольшие напряжения сконцентрированы в области металлофазы и в месте контакта зерна со связкой. Наблюдается также наложение полей деформаций и тепловых полей в межзеренном пространстве, что свидетельствует о росте растягивающих напряжений в связке. Уменьшение КТР металлофазы способствует снижению напряжений в исследуемой системе. Металлофаза является концентратором напряжений в зерне и может вызывать его растрескивание в местах своего расположения. Поэтому для исследования влияния модуля упругости металла-катализатора на целостность алмазных зерен были разработаны модели с определенными термомеханическими свойствами:  $T = 600 \text{ }^{\circ}\text{C}$ ;  $KTP_{мет} = 3,75 \cdot 10^{-5} \text{ 1/К}$ ;  $E_{св} = 1,5 \cdot 10^5 \text{ Н/мм}^2$ ;  $P = 300 \text{ МПа}$ . Картина распределения приведенных напряжений во фрагменте алмазоносного слоя на металлической связке М2-01 с зерном марки АС6, относительной концентрацией 100 % и металлофазой на основе никеля представлена на рис. 8.

Как показали расчеты при увеличении модуля упругости металлофазы напряжения в рассматриваемой системе возрастают и составляют

соответственно:  $\sigma = 3,37$  ГПа при  $E_{мет} = 5,2 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\sigma = 6,72$  ГПа при  $E_{мет} = 9,1 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>;  $\sigma = 10,91$  ГПа при  $E_{мет} = 13,0 \cdot 10^3$  Н/мм<sup>2</sup>.

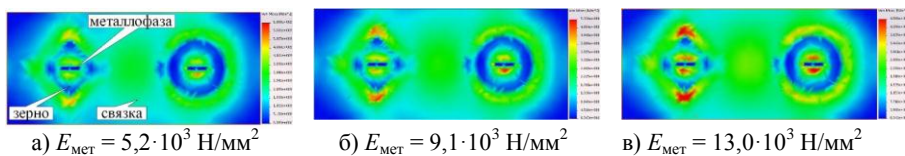


Рисунок 8 – Зависимость эквивалентных напряжений от модуля упругости металлофазы

Как видно из эпюр напряжений, металлические включения инициируют напряжения в зерне, которые уменьшаются в направлении от мест их локализации к периферии зерна, что объясняется существенным различием приведенного модуля упругости и коэффициента термического расширения металлофазы (~ в 4 раза) и соответствующих свойств алмаза. При увеличении модуля упругости, как и в случае повышения КТР металлофазы, также происходит наложение полей напряжений, вызванных силовой и температурной нагрузкой.

Увеличение модуля упругости металлофазы повышает ее предел прочности на растяжение, однако влияние температурной нагрузки значительно нивелирует этот эффект. Напряжения, расположенные на границах включений металлофазы, превышают пределы прочности алмаза, что вызывает развитие внутренних трещин в зерне и является предпосылкой к разрушению алмазного слоя круга.

Теоретические исследования показали, что в процессе спекания алмазного слоя штифтового круга наблюдаются дефекты структуры зерен в виде повреждения их целостности и скругления режущих кромок. С помощью 3D моделирования процесса спекания было изучено влияние концентрации алмазных зерен, температурной нагрузки, физико-механических характеристик связки и материала металлофазы на напряженно-деформированное состояние системы «связка – алмазное зерно – металлофаза». Исходя из полученных эпюр напряжений можно сделать вывод, что температура спекания и свойства металлофазы играют решающую роль в разрушении алмазных зерен. Применение метода планирования многофакторного эксперимента позволило получить экспериментальные зависимости влияния на процесс изготовления алмазно-абразивного инструмента основных факторов, а именно: модуля упругости связующего элемента и металла-катализатора, температуры спекания, коэффициента термического расширения металлофазы и относительной концентрации алмазных зерен. При увеличении данных значений наблюдается рост напряжений внутри зерна и на границе его контакта со связкой, которые

могут достигать предельных растягивающих значений для выбранной марки алмазного порошка.

С повышением прочности связки и концентрации алмазных зерен увеличивается модуль объемного сжатия алмазоносного слоя, что усиливает главные напряжения в модели. Возникает наложение термосиловых полей в областях между зёрнами. Анализ полученных эпюр напряжений показал, что форма алмазных зерен также влияет на характер распределения деформаций в исследуемой модели.

Планирование модельных экспериментов позволило определить оптимальные параметры процесса изготовления алмазно-абразивного инструмента и уже на стадии проектирования получить данные относительно оптимального выбора режимов спекания, марки алмазного порошка, его зернистости, концентрации и материала связки, что значительно снижает время на дальнейшую диагностику и исследования.

**Список использованных источников:** 1. *Anke Krüger*. Neue Kohlenstoffmaterialien, B. G. Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden 2007, 473 s. 2. *Федорович В. А.* Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: – Дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01. - Харьков, 2003. – 469 с. 3. Физические величины. Справочник / *И. С. Григорьев, Е. З. Мейлихов*. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с. 4. *Цыбулько А. Е.* Выбор критерия предельного состояния материалов для инженерных расчетов / *А. Е. Цыбулько, Е. А. Романенко* // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. – 2007. – № 11. – С. 3–5. 5. *Федорович В. А., Островерх Е. В., Козакова Н. В.* Методология определения рациональных характеристик алмазных кругов на этапе их изготовления // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харків: НТУ «ХПИ», 2016. – Вип. 86. – С. 187–199. 6. *Красовский Г. И., Филаретов Г. Ф.* Планирование эксперимента. – Минск: изд-во БГУ, 1982. – 302 с. 7. *Спирidonov А. А.* Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов/ *А. А. Спирidonov*. – М.: Машиностроение, 1981. – 184 с. 8. *Козакова Н. В.* Определение рациональных характеристик алмазных кругов путем 3D моделирования процессов их изготовления и шлифования сверхтвердых материалов.: Дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 2005. – 210 с. 9. *Галицкий В. Н., Куришук А. В., Муровский В. А.* Алмазно-абразивный инструмент на металлических связках для обработки твердого сплава и стали. – К.: Наук. думка, 1986. – 144 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Anke Krüger*. Neue Kohlenstoffmaterialien, B. G. Teubner Verlag / GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden 2007, 473 s. 2. *Fedorovich V. A.* Razrabotka nauchnyh osnov i sposobov prakticheskoj realizacii upravlenija prispособляемост'ju prialmaznom shlifovanii sverhtverdyh materialov: – Dis. ... dokt. tehn. nauk: 05.03.01. - Har'kov, 2003. – 469 s. 3. Fizicheskie velichiny. Spravochnik / *I. S. Grigor'ev, E. Z. Mejl'ihov*. – M.: Jenergoatomizdat, 1991. – 1232 s. 4. *Cybul'ko A. E.* Vyborkriterija predel'nogo sostojanija materialov dlja inzhenernyh raschetov / *A. E. Cybul'ko, E. A. Romanenko* // Kuznechno-shtampovocnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem. – 2007. – № 11. – S. 3–5. 5. *Fedorovich V. A., Ostroverh E. V., Kozakova N. V.* Metodologija opredelenija racional'nyh harakteristikalmaznyh krugov na jetape ih izgotovlenija // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Harkiv: NTU «HPИ», 2016. – Vip. 86. – С. 187–199. 6. *Krasovskij G. I., Filaretov G. F.* Planirovanie jeksperimenta. – Minsk: izd-vo BGU, 1982. – 302 s. 7. *Spiridonov A. A.* Planirovanie jeksperimenta pri issledovanii tehnologičeskikh processov/ *A. A. Spiridonov*. – M.: Mashinostroenie, 1981. – 184 s. 8. *Kozakova N. V.* Opredelenie racional'nyh harakteristikalmaznyh krugov putem 3D modelirovanija processov ih izgotovlenija i shlifovanija sverhtverdyh materialov.: Dis. ... kand. tehn. nauk: 05.03.01. – Har'kov, 2005. – 210 s. 9. *Galickij V. N., Kurishuk A. V., Murovskij V. A.* Almazno-abrazivnyj instrument na metallicheskih svjzakah dlja obrabotki tverdogo splava i stali. – K.: Nauk. dumka, 1986. – 144 s.

УДК 621.923

Ю.Г. Гуцаленко, В.В. Івкін, О.К. Севидова, канд. техн. наук,  
І.І. Степанова, канд. техн. наук Харків, Україна

## **ІНСТРУМЕНТИ З НАДТВЕРДИХ МАТЕРІАЛІВ ДЛЯ АЛМАЗНО-ІСКРОВОГО ШЛІФУВАННЯ НА УНІВЕРСАЛЬНИХ ВЕРСТАТАХ**

*У статті представлена виконана в НТУ «ХПІ» розробка локальних електроізоляційних захисних покриттів інструмента технологій продуктивної обробки з введенням в зону різання енергії електричних розрядів для підтримки працездатності шліфувальних кругів з алмазно-металевої композицією робочої частини. Розробка є альтернативою електроізоляційної модернізації шпиндельних вузлів універсальних шліфувальних верстатів. Наводяться відомості про особливості практичної реалізації, конструкторсько-технологічні характеристики і патентний захист розробки.*

*Ключові слова:* електроізоляційні захисних покриття, зона різання

*В статье представлена выполненная в НТУ «ХПИ» разработка локальных электроизоляционных защитных покрытий инструмента технологий производительной обработки с введением в зону резания энергии электрических разрядов для поддержки работоспособности шлифовальных кругов с алмазно-металлической композицией рабочей части. Разработка является альтернативой электроизоляционной модернизации шпиндельных узлов универсальных шлифовальных станков. Приводятся сведения об особенностях практической реализации, конструкторско-технологических характеристиках и патентной защите разработки.*

*Ключевые слова:* электроизоляционные защитные покрытия, зона резания

*The article presents made in NTU "KPI" the development of local electrically insulating coatings for tool of the technologies of high-efficient processing with the introduction the energy of electrical discharges into the cutting zone to maintain a working capacity of grinding wheels with diamond-metal composition of the working part. Development is an alternative to the electrical insulation upgrade of spindle units of universal grinding machines. Information about the features of practical implementation, design and technological characteristics and patent protection of development is given.*

*Keywords:* electrically insulating coatings, working capacity

**Вступ. Місце розробки у науково-дослідницькому просторі.** Одним з найбільш високотехнологічних методів формоутворення важкооброблюваних матеріалів, в тому числі новітніх надвисокотвердих наноструктурних (М. Д. Узунян та ін., 2015 [1]), є створене в НТУ «ХПІ» алмазно-іскрове шліфування (АІШ). Однак для його реалізації на універсальному обладнанні дотепер виконується спеціальна модернізація з призупиненням експлуатації верстата і переділом відповідального за його точність шпиндельного вузла.

Серед сучасно виділених в науковій школі фізики процесів різання НТУ «ХПІ» пріоритетних для поглиблених досліджень та розробок світових тенденцій удосконалення алмазно-абразивних інструментів (ААІ) [2] є створення ААІ із спеціальною адаптацією конструкції до експлуатації у високопродуктивних комбінованих технологіях з введенням електричної

енергії в зону різання та можливістю гнучкого впливу на стан ріжучого рельєфу за рахунок її дозування без струмозахисного переділу відповідального за точність обробки шпиндельного вузла верстату. Деякий попередній, сумісний з ІПМаш НАН України досвід у цьому напрямі стосується реалізації конвенціональних ААІ у складі спеціальних багатомісних інструментальних вузлів, а саме планетарних, з регулюванням кута нахилу поверхні різання та подвійним параметричним регулюванням її швидкості відносно оброблюваної поверхні [3, 4].

Визначимо місце у вітчизняному і світовому науковому просторі предствленої розробки, що присвячено втіленню ідеї вибіркового діелектричного захисту конвенціональних шліфувальних кругів для спрощеної організації комбінованих електричними ефектами процесів обробки ними на універсальних шліфувальних верстатах відповідно до НДР «Розробка конструкційно-технологічних основ і технічних рішень алмазних інструментів підвищеної функціональності в реалізації електрофізикохімічних методів шліфування» (№ держ. реєстрації 0109U007406) за проектом ID 64244 від 26.08.2016 р. і планом наукових досліджень і розробок закладів Міністерства науки і освіти України з фінансуванням із державного бюджету у 2017-2018 рр.

Вченими Інституту надтвердих матеріалів НАН України (М. В. Новіков та ін., 2014 [5]) шліфувальні круги для комбінованих методів обробки в національній систематизації та рекомендаційній практиці інструментів з надтвердих матеріалів виділяються в окремий розгляд, однак індиферентні наявності струмозахисту шпиндельного вузла шліфувального верстата від корпусу конструкції інструменту в цих розглядах, як і зарубіжних, відсутні.

У провідних наукових школах економічно розвинених країн (США, Великобританія, Німеччина, Франція, Канада, Китай та ін.), і в Україні також, останніми роками спостерігається значна активізація розробок багатофункціональних покриттів, в тому числі з діелектричними властивостями. При виконанні розробки як альтернатива і можливе доповнення розвитку власних напрацювань зокрема розглядався досвід формування порошкового покриття  $Al_2O_3$  на сталі (М. G. Kovaleva та ін., Росія, 2014 [6]), потенційно уніфікуючий вибір електроізоляційного матеріалу для струмозахисту алюмінієвих і сталевих корпусів алмазних шліфувальних кругів. У практичному використанні триоксиду алюмінію, який має високу зносостійкість, виділяється низькоартісний рівень інновації (Т. Feng та ін., Китай-Німеччина, 2016 [7]), особливо характерний для енергоефективних низькотемпературних технологій формування захисних покриттів, зокрема анодно-іскрових (АІП), до яких відноситься й базисний за розробкою метод мікродугового оксидування (МДО). Актуальними в розгляді до посадки, кріплення і умов експлуатації розроблюваних інструментів є дослідження ковзання алюмооксидних покриттів (J. M. Shockley та ін., Канада-Франція,

2014 [8]), а також еволюції їх властивостей в експлуатаційний період життєвого циклу також з циклічним теплофізичним впливом, але в інших застосуваннях (М. В. Nezhad-Nobijari та ін., Іран, 2016 [9]).

У найближчій ретроспективі актуальним щодо виконуваної розробки дослідженням і оптимізації технологій МДО присвячені праці вчених України, Білорусі, Польщі (О. Д. Погребняк та ін., 2012 [10]), Канади (V. Dehnavi та ін., 2014 [11]), Франції (J. Martin та ін., 2015 [12]), Росії і Великобританії (E. V. Parfenov та ін., 2015 [13]).

У відомих підходах з адаптації до АІШ технічних систем шліфування ААІ як об'єкт бар'єрних технічних рішень, що забезпечують відсутність електричної провідності його контакту з посадковим місцем інструментального шпінделю верстата, до анонсованого авторським вітчизняним патентом на корисну модель [14] і першої з міждержавним представництвом роботи [15], ні в Україні, ні за її межами не розглядався ні в дослідницькій, ні у виробничій практиці.

Метою статті є узагальнення власного досвіду конструкторсько-технологічних розробок у визначеному напрямі удосконалення ААІ відносно широко поширеної практики ААІ з алюмінієвими корпусами на тлі передових вітчизняних та зарубіжних досягнень, зокрема з використання сучасного методу МДО, на теоретично та експериментально обґрунтованому використанні якого побудовано наукову концепцію необхідного та достатнього електроізоляційного покриття поверхонь інструменту, які є посадковими з його розміщення та закріплення у робочому положенні на інструментальній бабці верстату, та визначення на цієї основі подальших досліджень в цьому ж напрямі з позицій підсилення конкурентоспроможності на вітчизняному та світовому техніко-технологічних ринках.

**Конструктивно-технологічні рішення інструментів.** Інверсія завдання електроізоляції корпусу алмазного шліфувального круга, сталевого або алюмінієвого, від установочних поверхонь інструментального шпінделя інноваційним рішенням інструменту може бути вирішена з використанням універсальних діелектричних покриттів металевих поверхонь, наприклад, на епоксидної основі, в тому числі підвищеної зносостійкості завдяки включенню в епоксидну матрицю діелектричного порошку триоксиду алюмінію [16], досвід успішного застосування яких в організації верстатостроительних технологій з введенням в зону обробки додаткової енергії електричних розрядів відомий і по експериментальної дослідницької, і по модернізаційної промисловій практиці.

Розглянутий підхід реалізується електроізоляційною поверхневою інженерією установчо-контактних поверхонь корпусу інструменту, тобто у загальному випадку повного вирішення завдання – циліндричної посадкового отвору і прилеглих до неї торцевих, з перекриттям зон контакту за ними в радіальних напрямках. Наприклад, при позиціонуванні інструменту на

заточувальних верстатах, обмежених радіальними габаритами шліфувальної оправки (по опорному буртику) і кріпильного нарізного фланця, що сопрягається з нею з робочою боку (рис. 1, а). При цьому струмопідвід на робочу поверхню інструменту може здійснюватися за допомогою звичайного щіткового контакту через вільні від електроізоляційного покриття поверхні його металевого корпусу або безпосередньо алмазно-металеву композицію робочої частини шліфувального круга.



а



б

Рисунок 1 – Зразки алмазних шліфувальних кругів з електроізоляційним покриттям установочної контактної поверхні методом МДО:

а) на оправці заточувального шліфувального верстату мод. ЗД642Е;

б) фрагмент алюмінієвого корпусу під мікроскопом МБС-9, зона покриття зліва (x 10)

У загальній традиційній практиці виготовлення токопроводних корпусів ААІ застосовують алюміній (прокат і лиття) і сталі (конструкційні і леговані). При цьому за експлуатаційними масо-динамічними перевагами алюмінієвий вибір домінує. У вітчизняних алюмінієвих технологіях корпусів ААІ найбільш поширене застосування сплаву АК6 (або 1360) по ГОСТ 4784-97.

Це відповідає і сучасній практиці ПАТ «Полтавський алмазний інструмент» – національного лідера у виробництві ААІ, яким крім АК6 в корпусах шліфувальних кругів застосовуються також алюмінієві сплави А8, АК5М2 і інші, що в тому числі мають стандартні закордонні аналоги в США, Японії, Великобританії, Франції, Італії, Польщі, Чехії, а також в інших країнах і в Євросоюзі в цілому. Наявність численних зарубіжних аналогів сплаву АК6 свідчить про патентно-ліцензійну перспективність інноваційних розробок пов'язаних з ним технологій функціональних покриттів.

Оксидні покриття на алюмінієвому сплаві АК6 формували в алюмінатному електроліті при напрузі 250-300 В. Товщина покриттів по поверхні становила 100 ... 120 мкм.

Після анодування зразки піддавали кип'ятінню в дистильованій воді протягом 30 хвилин з метою зменшення відкритої пористості за рахунок гідратації оксидної плівки.

За результатами тераометричних вимірювань встановлено, що питомий електричний опір сформованого покриття (рис. 1, б) склав приблизно  $1,2 \cdot 10^{12}$  Ом·м, а пробивна напруга – понад 1000 В (в режимі випробувань з навантаженням електроізоляційного шару, що випробується, із застосуванням напруги до 1 кВ пробую не спостерігається).

У технологічному маршруті виготовлення алмазних шліфувальних кругів операція вибіркового анодного оксидування корпусу повинна виконуватися до напесовки на нього алмазозносного шару, щоб забезпечити цей шар від передчасних електрофізикохімічних пошкоджень. Для бездефектної модернізації традиційних алмазних чашкових кругів в умовах споживача у час занурення в ємність оксидування запропоновано використовувати спеціальну оснастку (рис. 2), що виключає алмазно-металеву композицію робочої частини шліфувального круга з електричного ланцюга МДО.



а



б

Рисунок 2 – Чашковий алмазний шліфувальний круг у зборі зі спеціальною оснасткою для вибіркового формування покриття на його металевому корпусі методом МДО (без периферійного замикання чохлам зі спеціальної гуми):

а) вид спереду; б) вид збоку

Основним недоліком покриття методом МДО як електроізоляційного є погіршення його діелектричних властивостей з часом, особливо при витримці



у вологому повітрі. Аналогічне середовище може виникати також в умовах шліфування з використанням охолоджуюче-мастильних рідин. Зниження рівня діелектричного захисту відбувається через пористість покриття і його насичення парами води або розчином електроліту. На жаль, отримати такі покриття абсолютно без пір неможливо, оскільки це обумовлено сутністю самого процесу МДО, але можна мінімізувати їх кількість за рахунок оптимізації технологічних параметрів.

Більш радикальний ефект досяжний при обробці поверхні покриттів після операції МДО полімерними матеріалами. Встановлено, що насичення поверхневої пористості композицією на основі вінілхлориду з низькою в'язкістю дозволяє в кілька разів підвищити характеристики діелектричного захисту і їх стійкість у вологому середовищі. Спосіб запатентований [17].

**Експлуатаційні питання розмірного ефекту МДО.** Основу відомого ефекту зміни розміру в напрямку формування АПП забезпечує захоплення атомів іонізованого в хімічно активний озон кисню вентильним металом поверхневого шару об'єкта МДО [18]. Відповідно до стехіометричній трансформації металу поверхні об'єкта МДО в оксидну структуру це теоретично передбачуваний ріст. Однак різна експериментальна практика, передня і власна, показує, що розрахунки, які базуються тільки на стехіометрії, лише відображають тенденцію, але не є достатніми для адекватних прогнозів лінійного приросту матеріалу з АПП в напрямку його формування у порівнянні з вихідним станом.

Світова практика АПП методом МДО різних вентильних металів та сплавів на їх основі зазвичай використовує зносостійкі, корозійностійкі і теплостійкі властивості АПП, що дозволяє підвищити відповідні експлуатаційні показники в 1,5-2,5 рази. Застосування АПП як діелектричних відомо і досліджено у значно меншій мірі. Тем не менш в застосуванні МДО до алюмінієвих матеріалів можна отримати захисні АПП товщиною до 400 мкм, які мають не тільки мікротвердість до 25 ГПа і зносостійкість на рівні твердих сплавів, але поряд з тепловим ударом до 2500 °С витримують ще й електричну напругу до 6000 В [19] при діелектричних параметрах таких АПП, близьких до діелектриків вищої якості, причому можливим формуванням методом МДО в різних електролітах [20, 21].

Механічна обробка високотвердих корундових АПП для отримання потрібного розміру з необхідною точністю не складає особливих труднощів у застосуваннях лезових або абразивних інструментів з надтвердих матеріалів. Однак, якщо зниження деякої розрахункової товщини АПП зі службовою функцією забезпечення, наприклад, зносостійкості принципово не перешкоджає працездатності деталі, хоча і знижує ресурс зносостійкої експлуатації підданої МДО поверхні, то в завданнях струмозахисту проведення такого зниження слід розглядати з позицій ризику доексплуатаційного вибракування деталі технічним контролем.

Відомий сторонній і власний експериментальний досвід стосовно алюмінієвим і титанових сплавів свідчить про суттєвий вплив на кінцевий розмірний ефект МДО не тільки електричних параметрів, часу та інших технологічних умов організації протікання процесу, особливо складу електроліту, а й марочного хімічного складу і відповідності йому об'єкта МДО, заготівельної технології та вихідної щільності останнього.

Дослідження розмірного ефекту МДО проведені стосовно характерним представникам сучасно використовуваних вітчизняною інструментальною промисловістю у виробництві корпусів алмазних шліфувальних кругів алюмінієвих сплавів Д16Т і АК6 в умовах використання джерел змінного електричного струму і з квазілінійною характеристикою струму, формування АП в типових розчинах лугу, рідкого скла та їх комбінацій.

В необхідних випадках сформоване покриття механічно обробляється для доведення посадкового отвору шліфувального круга до потрібного розміру і заданої точності. Перед операцією модернізації шліфувального круга за методом МДО альтернативно тонкої доводочної післяопераційної механічної обробки може бути виконана попередня розшліфовка його посадкового отвору з урахуванням поверхневого збільшення вихідного тіла з алюмінієвої основою в окисдованому обсязі і відповідного змінення (збільшення) його лінійної розмірної характеристики у напрямку товщини оксидного покриття. Приймаючи до уваги результати також проведених в НТУ «ХП» досліджень [22], при цьому орієнтовно можна виходити з середнього очікування лінійного приросту розміру на 20-25% від товщини алюмінієвої основи, яка прореагувала.

Більш точні розрахунки потребують розробки на базі експериментальних досліджень прогностичних моделей розмірного ефекту МДО.

Прогнозування розмірного результату операції МДО, остаточної або з подальшою доводочною розмірною обробкою, важливо при її виконанні на поверхнях робочих сполучень, посадкових в роз'ємних або в нероз'ємних складальних з'єднаннях, як це має місце в технічних рішеннях алмазних шліфувальних кругів з локальним струмозахистом корпусу для їх розширеної адаптації до алмазно-іскрового шліфування, котрі розроблено в НТУ «ХП» на базі корпусних конструкцій відповідно конвенційного універсального типу [14] і спеціальної, виконаної згідно з японським прототипом заодно зі шківом робочого приводу [23].

**Висновки і перспективи досліджень та практики.** Виконання проекту НДР ID 64244 від 26.08.2016 р. створює наукове та конструкторсько-технологічне забезпечення підвищення функціональності ААІ (шліфувальних кругів) із можливістю ведення обробки ними з одночасною ініціацією електричних ефектів в зоні різання на універсальних верстатах без спеціальної модернізації шпindelних вузлів таких верстатів.

Найближчі перспективи продовження розробки в основному окреслені проектом ID 64244 від 26.08.2016 р. і полягають у наступних кроках:

- визначення факторів впливу та отримання відповіді на прогностичні виклики розмірного ефекту МДО контактних поверхонь в задачах технології машинобудування шляхом аналітичних описів збільшення лінійних розмірів алюмінієвих тіл з типових марочних представників в напрямку поверхневого формування корундового триоксиду при МДО;
- розробка пропозицій виробництва алмазних шліфувальних кругів щодо організації технологічного маршруту їх виготовлення з розширенням функціональності за рахунок можливості ведення обробки ними з одночасною ініціацією електричних ефектів в зоні різання на універсальних верстатах без спеціальної модернізації шпиндельних вузлів таких верстатів;
- розробка пропозицій механообробним підприємствам щодо організаційно-технічних заходів та науково-практичних методичних рекомендацій з формування вибіркового діелектричного покриття для розширення функціональності конвенціональних алмазних шліфувальних кругів;
- розробка дослідно-промислових прототипів та технологічної інструкції щодо експлуатаційної реалізації алмазних шліфувальних кругів з вибірковою електроізоляцією спеціальними покриттями на базі продукції або в умовах вітчизняних виробників алмазного інструменту для формоутворення плоских та круглих поверхонь периферією і торцем інструментів з одночасною ініціацією електричних ефектів в зоні різання на універсальних верстатах без спеціальної модернізації шпиндельних вузлів таких верстатів.

Відповідно очікуванню машинобудівної промисловості за відгуком на виконуваний проект ID 64244 від 26.08.2016 р. ПАТ ХМЗ «Світло Шахтаря» та з погляду на плановий обсяг дворічного фінансування його виконання (1650,0 тис. грн.), для досягнення, наприклад, річного терміну окупності цих витрат достатньо хоча б одномісного, тобто на одному універсальному верстаті, використання запропонованого розширення технологічних можливостей на 80-85 підприємствах, що менш ніж в угрупованні з 94-х підприємств за переліком об'єктів державної власності, що є стратегічно значущими для економіки і безпеки держави згідно постанови Кабінету Міністрів України від 4 березня 2015 р. № 83, та працюють у найбільш пріоритетних для впроваджувального просування даної розробки оборонної, машинобудівної, авіаційної та ракетно-космічної сферах промисловості.

Результати розробки конструкційно-технологічних основ інструментів підвищеної функціональності за проектом очікувано дадуть можливість розвинути системологічну структуру інструментального виробництва в сегменті ААІ, оскільки в них проявив зацікавленість і основний виробник алмазних шліфувальних кругів в Україні ПАТ «Полтавський алмазний інструмент».

За передпроектною прогноною оцінкою ефективності застосування результатів представленої тут НДР від ІНМ ім. В. М. Бакуля НАН України, завдяки переважній орієнтації на безводні операції шліфування, в тому числі з сухим мастилом, тим самим наощадливість водних ресурсів, вони відповідатимуть світовій тенденції створення та експлуатації технологій підвищеної екологічності та мають експортну перспективу.

Подальше життя представленої розробки зумовлено насамперед нев'яучою конкурентоспроможністю методу АПШ та відповідною мотивацією маловитратного розширення технологічних можливостей існуючих верстатострументальних систем, у тому числі морально застарілих, з перетворенням їх у вискоефективні.

**Список использованных источников:** 1. *Узунян, М. Д.* Шлифование наноструктурных твердых сплавов / *М. Д. Узунян, Р. М. Стрельчук.* – Харьков : НТУ ХПИ, 2015. –182 с. 2. *Гرابченко, А.* Розробка техніко-технологічних рішень і дослідних зразків елементів системи «верстат-оснастка-інструмент» плоского торцевого шліфування важкооброблюваних матеріалів : Звіт про НДР (закл. № держ. реєстрації 0115U000524; інв. № 0217U001289) / *А. Грабченко, Ю. Гуцаленко, І. Пишов та ін.; кер. А. Грабченко.* – Х.: Нац. техн. ун-т "Харк. політехн. ін-т", 2016. – 380 с. 3. *Гرابченко, А.* Розроблення та впровадження у виробництво дослідно-промислових зразків планетарних інструментів та вискоефективних технологій алмазного шліфування важкооброблювальних матеріалів : Звіт про НДР (закл. № держ. реєстрації 0109U007406; інв. № 0210U007380) / *А. Грабченко, В. Федорович, І. Пишов та ін.; кер. А. Грабченко.* – Х.: Нац. техн. ун-т "Харк. політехн. ін-т", 2010. – 278 с. 4. *Гуцаленко, Ю. Г.* Доцільність і особливості організації торцевого планетарного шліфування у електрофізикохімічних технологіях / *Ю. Г. Гуцаленко* // Вісн. Харк. нац. техн. ун-ту сіл. госп-ва. – 2010. – Вип.106 : Техн. сервіс АПК, техніка та технології у с.-г. машинобудуванні. – С. 134-140. 5. *Богатырева, Г. П.* Инструменты из сверхтвёрдых материалов / *Г. П. Богатырева, В. В. Бурыкин, В. В. Гаргин* и др.; под. ред. *Н. В. Новикова* и *С. А. Клименко.* – 2-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение, 2014. – 608 с. 6. *Kovaleva, M. G.* Structure and properties of an Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> powder coating formed by a cumulative detonation method / *M. G. Kovaleva, M. S. Prozorova, M. Yu. Arseenko, Yu. N. Tyurin, and O. V. Kolisnichenko* // Russian Metallurgy (Metally) [ISSN : 0036-0295 (Print) 1555-6255 (Online)]. – Vol. 2014 (2014). – Iss. 4. – PP. 275-278. – doi:10.1134/S0036029514040053. Перевод. Оригинал. текст на рус. яз.: Деформация и разрушение материалов [ISSN 1814-4632], 2012, Вып. 12, с. 9–12. 7. *Feng, T.* Low-Cost Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Coating Layer As a Preformed SEI on Natural Graphite Powder To Improve Coulombic Efficiency and High-Rate Cycling Stability of Lithium-Ion Batteries / *T. Feng, Y. Xu, Z. Zhang, X. Du, X. Sun, L. Xiong, R. Rodriguez, and R. Holze* // ACS Appl. Mater. Interfaces. – Vol. 8 (2016), Iss. 10, pp. 6512–6519. 8. *Shockley, J. M.* Third Body Behavior During Dry Sliding of Cold-Sprayed Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Composites: In Situ Tribometry and Microanalysis / *J. M. Shockley, S. Descartes, E. Irissou, J.-G. Legoux, and R. R. Chromik* // Tribology Letters. – Vol. 54 (2014), pp. 191-206. 9. *Nezhad-Nobijari, M. B.* Evaluation of the aluminate coating on cleaned internal passages of used gas turbine blades / *M. B. Nezhad-Nobijari, M. Isakhani-Zakaria, and A. Bakhshi* // Surface & Coatings Technology. – Vol. 289 (2016), pp. 206-212. 10. *Pogrebnyak, A. D.* Structure, Properties and Element Composition of Alumina Coatings, Obtained by Micro-Arc / *A. D. Pogrebnyak, O. V. Sobol, F. F. Komarov, A. Sh. Kaverina, Yu. N. Tyurin, I. V. Yakuschenko, A. A. Drozdenko, and J. Partyka* // Proceedings of the International Conference “Nanomaterials: Applications and Properties” (2012). – Vol. 1, No. 2, 02NFC32: 3 p. 11. *Dehnavi, V.* Phase transformation in plasma electrolytic oxidation coatings on 6061 aluminum alloys / *V. Dehnavi, X. Y. Liu, B. Luan, D. W. Shoesmith, and S. Rohani* // Surface & Coatings Technology. – Vol. 251 (2014), pp. 106-114. 12. *Martin, J.* Influence of electrolyte ageing on the Plasma Electrolytic Oxidation of aluminium / *J. Martin, P. Leone, A. Nominé, D. Veys-Renaux, G. Henrion, and T. Belmonte* // Surface and Coatings Technology. – Vol. 269 [Special Issue

on Plasma Electrolysis : Progress in Science, Technology and Applications of Electrolytic Plasma Surface Treatments and Coatings] (2015), pp. 36-46. **13.** *Parfenov, E. V.* Towards smart electrolytic plasma technologies : An overview of methodological approaches to process modeling / *E. V. Parfenov, A. Yerokhin, R. R. Nevyantseva, M. V. Gorbakov, C.-J. Liang, and A. Matthews* // Surface and Coatings Technology. – Vol. 269 [Special Issue on Plasma Electrolysis : Progress in Science, Technology and Applications of Electrolytic Plasma Surface Treatments and Coatings] (2015), pp. 2-22. **14.** *Гуцаленко, Ю. Г.* Шліфувальний круг : патент на корисну модель № 96568 Україна: МПК (2006.01) B24D 3/06 / *Ю. Г. Гуцаленко, О. К. Севидова, І. І. Степанова*; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 201409394; заявл. 26.08.2014; опубл. 10.02.2015. Бюл. № 3. **15.** *Гуцаленко, Ю. Г.* Современные подходы к организации и реализации технических систем и технологий алмазно-искрового шлифования / *Ю. Г. Гуцаленко, К. Янку* // Физические и компьютерные технологии : Тр. 21-й междунар. науч.-практ. конф. 24-25 дек. 2015 г., г. Харьков. – Днепропетровск : Изд-во «Лира», 2015. – С. 29-38. **16.** *Гуцаленко, Ю. Г.* Композиція для електроізоляційних зносостійких покриттів : патент на корисну модель № 92786 Україна : МПК C08L 63/02 (2006.01), C08J 5/16 (2006.01) / *Ю. Г. Гуцаленко, В. В. Івкін, О. В. Руднев, О. К. Севидова*; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 201315441; заявл. 30.12.2013; опубл. 10.09.2014. Бюл. № 17. **17.** *Севидова, О. К.* Спосіб формування зносостійких електроізоляційних покриттів на сплавах алюмінію та титану : патент на корисну модель № 111473 Україна : МПК (2016.01) C25D 11/00, C25D 11/04 (2006.01), C25D 3/54 (2006.01) / *О. К. Севидова, І. І. Степанова, Ю. Г. Гуцаленко, К. М. Алексеев*; власник : Нац. техн. ун-т «Харків. політехн. ін-т». – № u 2016 05063; заявл. 06.05.2016; опубл. 10.11.2016. Бюл. № 21. **18.** *Суминов, И. В.* Микродуговое оксидирование (теория, технология, оборудование) / *И. В. Суминов, А. В. Эпельфельд, В. Б. Людиг* [и др.]. – М. : ЭКОМЕТ, 2005. – 368 с. **19.** *Эпельфельд, А. В.* Применение технологии микродугового оксидирования для формирования защитных покрытий / *А. В. Эпельфельд* // Технология машиностроения. – 2004. – № 4. – С. 39-44. **20.** *Павлос, С. Г.* Диэлектрические свойства анодно-искровых силикатных покрытий на алюминии / *С. Г. Павлос, В. И. Соборницкий, Ю. А. Шенгут* [и др.] // Электронная обработка материалов. – 1987. – № 3. – С. 34-36. **21.** *Баковец, В. В.* Оксидные пленки, полученные обработкой алюминиевых сплавов в концентрированной серной кислоте в анодно-искровом режиме / *В. В. Баковец, И. П. Долговесова, Г. Л. Никифорова* // Защита металлов. – Т. 22 (1986). – № 3. – С. 440-444. **22.** *Белозеров, В. В.* Исследование изменения размеров детали при МДО-обработке алюминиевых сплавов / *В. В. Белозеров, А. И. Махатилова, Е. М. Реброва* // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: матеріали XVII міжнар. наук.-практ. конф. (20-22 травня 2009 р., Харків). – У 2-х ч. – Х. : НТУ «ХПІ», 2009. – Ч. 1. – С. 326. **23.** *Гуцаленко, Ю. Г.* Шліфувальний круг : патент на корисну модель № 117767 Україна: МПК (2006.01) B24D 5/16 / *Ю. Г. Гуцаленко, О. К. Севидова, В. В. Білозеров, Г. І. Махатилова*; власник : Нац. техн. ун-т «Харк. політехн. ін-т». – № u 2017 00074; заявл. 03.01.2017; опубл. 10.07.2017. Бюл. № 13.

**Bibliography (transliterated):** **1.** *Uzunyan, M. D., and R. M. Strelchuk.* Shlifovanie nanostrukturyh tverdyh splavov. Kharkov, NTU “KhPI”, 2015. 182 p. Print. **2.** *Grabchenko, A., et al.* Rozrobka tehniko-tehnologichnyh rishen i doslidnyh zrazkyv elementiv systemy «verstat-osnastka-instrument» ploskogo tortsevoogo shlifuvannya vazhkoobroblyvanyh materialiv. Zvit pro NDR (zaklyuchn.). No. derzh. reestratsiyi 0115U000524. Inv. No. 0217U001289. Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst.". Kharkov, 2016. 380 p. Print. **3.** *Grabchenko, A., et al.* Rozroblyennya ta vprovadzhennya u virobnytstvo doslidno-promislovyh zrazkyv planetarnykh instrumentiv ta visokoefektivnykh tehnologiy almaznogo shlifuvannya vazhkoobroblyvalnykh materialiv. Zvit pro NDR (zaklyuchn.). No. derzh. reestratsiyi 0109U007406. Inv. No. 0210U007380. Nat. Tech. Univ. "Kharkov Polytechnic Inst.". Kharkov, 2010. 278 p. Print. **4.** *Gutsalenko, Yu. G.* "Dotsilnist i osoblivosti organizatsiyi tortsevoogo planetarnogo shlifuvannya u elektrofizikohimichnykh tehnologiyah". *Visn. Khark. nats. tehn. un-tu sil. gosp-va.* 2010. No.106. 134-140. Print. **5.** *Bogatyireva, G. P., et al.* Instrumenty iz sverhtvyordykh materialov. Ed. *N. V. Novikov and S. A. Klimenko.* Moscow: Mashinostroenie, 2014. 608 p. Print. **6.** *Kovaleva, M. G., et al.* "Structure and properties of an Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> powder coating formed by a cumulative detonation method".

*Russian Metallurgy (Metally)*. Vol. 2014 (2014). Iss. 4. 275-278. Print. **7.** Feng, T., et al. "Low-Cost Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Coating Layer As a Preformed SEI on Natural Graphite Powder To Improve Coulombic Efficiency and High-Rate Cycling Stability of Lithium-Ion Batteries". *ACS Appl. Mater. Interfaces*. Vol. 8 (2016). Iss. 10. 6512–6519. Print. **8.** Shockley, J. M., et al. "Third Body Behavior During Dry Sliding of Cold-Sprayed Al-Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> Composites: In Situ Tribometry and Microanalysis". *Tribology Letters*. Vol. 54 (2014). 191-206. Print. **9.** Nezhad-Nobijari, M. B., et al. "Evaluation of the aluminide coating on cleaned internal passages of used gas turbine blades". *Surface & Coatings Technology*. Vol. 289 (2016). 206-212. Print. **10.** Pogrebnyak, A. D., et al. "Structure, Properties and Element Composition of Alumina Coatings, Obtained by Micro-Arc". *Proceedings of the International Conference "Nanomaterials: Applications and Properties"* (2012). Vol. 1. No. 2. 02NFC32: 3 p. Print. **11.** Dehnavi, V., et al. "Phase transformation in plasma electrolytic oxidation coatings on 6061 aluminum alloys". *Surface & Coatings Technology*. Vol. 251 (2014). 106-114. Print. **12.** Martin, J., et al. "Influence of electrolyte ageing on the Plasma Electrolytic Oxidation of aluminium". *Surface and Coatings Technology. Special Issue on Plasma Electrolysis: Progress in Science, Technology and Applications of Electrolytic Plasma Surface Treatments and Coatings*. Vol. 269 (2015). 36-46. Print. **13.** Parfenov, E. V., et al. "Towards smart electrolytic plasma technologies: An overview of methodological approaches to process modeling". *Surface and Coatings Technology. Special Issue on Plasma Electrolysis: Progress in Science, Technology and Applications of Electrolytic Plasma Surface Treatments and Coatings*. Vol. 269 (2015). 2-22. Print. **14.** Gutsalenko, Yu. G., O. K. Sevidova, and I. I. Stepanova. *Shlifival'nij krug: patent na korisnu model'*. No. 96568 Ukraine. IPC, 2006.01 B24D 3/06. No. u 201409394. Appl. 26.08.2014. Publish. 10.02.2015. Bull. No. 3. Print. **15.** Gutsalenko, Yu. G., and C. Iancu. "Sovremennyye podhody i realizatsii tehnikeskikh sistem i tehnologiy almazno-iskrovogo shlifovaniya". *Fizicheskie i kompyuternyye tehnologii*. Tr. 21-y mezhdunar. nauch.-prakt. konf. 24-25 dek. 2015 g., g. Kharkov. Dnepropetrovsk: Lira, 2015, pp. 29-38. Print. **16.** Gutsalenko, Yu. G., et al. *Kompozitsiya dlja elektroizoljatsionnykh znosostykh pokrytivy: patent na korisnu model'*. No.92786 Ukraine. IPC, 2006.01 C08L 63/02, C08J 5/16. No. u 201315441. Appl. 30.12.2013. Publish. 10.09.2014. Bull. No. 17. Print. **17.** Sevidova, O. K., et al. *Sposib formuvannya znosostykh elektroizoljatsionnykh pokrytivy na splavah alyuminiyu ta titanu: patent na korisnu model'*. No.111473 Ukraine. IPC, 2016.01 C25D 11/00, C25D 11/04 (2006.01), C25D 3/54 (2006.01). No. u 2016 05063. Appl. 06.05.2016. Publish. 10.11.2016. Bull. No. 21. Print. **18.** Suminov, I. V., et al. *Mikrodugovoe oksidirovanie (teoriya, tehnologiya, oborudovanie)*. Moscow: EKOMET, 2005. 368 p. Print. **19.** Jepel'fel'd, A. V. "Primenenie tehnologii mikrodugovogo oksidirovaniya dlja formirovaniya zashhitnykh pokrytivy". *Tehnologiya mashinostroeniya*. 2004. No. 4. 39-44. Print. **20.** Pavljus, S. G., et al. "Dijelektricheskie svoystva anodno-iskrovnykh silikatnykh pokrytivy na aljuminii". *Jelektronnaja obrabotka materialov*. 1987. No. 3. 34-36. Print. **21.** Bakovec, V. V., I. P. Dolgovesova, and G. L. Nikifrova. "Oksidnye plenki, poluchennyye obrabotkoj aljuminievykh splavov v koncentrirovannoy sernoy kislyote v anodno-iskrovom rezhime". *Zashhita metallov*. Vol. 22 (1986). No. 3. 440-444. Print. **22.** Belozеров, V. V., A. I. Mahatlova, and E. M. Rebrova. "Issledovanie izmeneniya razmerov detali pri MDO-obrabotke alyuminievykh splavov". *Informatsiynyye tehnologii: nauka, tehnika, tehnologiya, osvita, zdorov'ya: materialy XVII mizhnar. nauk.-prakt. konf. (20-22 travnya 2009 r., Kharkiv)*. Kharkov: NTU "KhPI", 2009. Part. 1, p. 326. Print. **23.** Gutsalenko, Yu. G., et al. *Shlifival'nij krug: patent na korisnu model'*. No. 117767 Ukraine. IPC, 2006.01 B24D 5/16. No. u 2017 00074. Appl. 03.01.2017. Publish. 10.07.2017. Bull. No. 13. Print.

УДК 621.941

В.О. Залога, д-р техн. наук, Ю.В. Шаповал, Суми, Україна

## **МЕТОДИКА ОЦІНЮВАННЯ ДИНАМІЧНОГО СТАНУ СИСТЕМИ РІЗАННЯ ШЛЯХОМ ВИЗНАЧЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЯКОСТІ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ**

*Розглянуто взаємозв'язок динамічного стану системи різання (амплітуди та частоти коливань, що виникають у процесі різання при точінні) з геометричними параметрами якості обробленої поверхні – шорсткістю та хвилястістю. Запропонована модернізація профілометра моделі П-283 та розроблена методика оцінювання динамічного стану системи різання шляхом визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні. Доказано, що за шорсткістю і хвилястістю обробленої поверхні можна отримувати з допомогою модернізованого профілометра динамічні параметри процесу точіння, наприклад, частоти коливань, що виникають у процесі різання.*

*Ключові слова: методика оцінювання динамічного стану*

*Рассмотрена взаимосвязь динамического состояния системы резки (амплитуды и частоты колебаний, возникающих в процессе резания при точении) с геометрическими параметрами качества обработанной поверхности - шероховатостью и волнистостью. Предложена модернизация профилометра модели П-283 и разработана методика оценки динамического состояния системы резания путем определения геометрических параметров качества обработанной поверхности. Доказано, что по шероховатости и волнистости обработанной поверхности можно получать с помощью модернизированного профилометра динамические параметры процесса точения, например, частоты колебаний, возникающих в процессе резания.*

*Ключевые слова: методика оценки динамического состояния*

*In article was considered the interrelations of the dynamic condition of the cutting system (amplitude and frequency of oscillations arising during turning) with geometrical parameters of the quality of the treated surface – roughness and waviness. There was the modernization of profilometer of model p-283 proposed and a method of evaluating the dynamic state of the cutting system developed by determining the geometric parameters of the quality of the treated surface. It is proved that the roughness and waviness of the treated surface can be obtained by a modernized profilometer, the dynamic parameters of the turning process, for example, the oscillation frequencies that arise during the cutting process.*

*Keywords: method of evaluating the dynamic state*

### **Вступ**

Відомо, що якість сучасних машин (їхня функціональна надійність та довговічність), які, як правило, є складними механічними системами, в значній мірі залежить від якості деталей, що входять до складу відповідних її механізмів і вузлів, що визначається не тільки точністю розмірів, геометричної форми та взаємного розташування, а також і якістю їхніх

обработанных поверхностей: геометрическими параметрами (відхиленням форми, шорсткістю та хвилястістю) та фізико-механічними властивостями поверхневого шару (мікротвердістю, залишковими напруженнями, структурою), які формуються у результаті пружних та пластичних деформацій у первинній та вторинних зонах деформацій, а також теплової і силової взаємодії між оброблюваною деталлю та інструментом, у тому числі й у процесі його зношування [1, 2]. Хвилястість представляє собою сукупність періодично повторюваних виступів і западин з взаємною відстанню, значно більшою, ніж у нерівностей, що утворюють шорсткість, тобто є сукупністю нерівностей з кроками, що перевищують базову довжину, прийняту для вимірювання шорсткості [3]. Такий підхід до поділу шорсткості і хвилястості є сформованим в процесі вивчення нерівностей під впливом розвитку техніки вимірювань, але є вельми умовним. Фізично обґрунтованої, а тим більше природної фізичної границі між шорсткістю і хвилястістю поверхні у теперішній час ще немає. Разом з тим, у машинобудуванні прийнята наступна умовна класифікація поверхневих похибок [1]:  $S/H > 1000$  – відхилення форми;  $1000 \geq S/H \geq 40$  – хвилястість поверхні;  $S/H < 40$  – шорсткість (H – висота, S – крок нерівностей (рис. 1)).

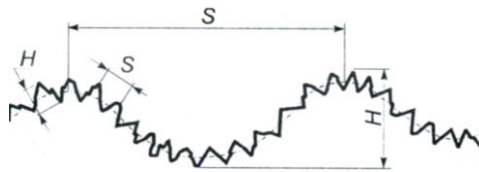


Рисунок 1 – Параметри макро- і мікрогеометрії поверхні [1]

Ці дві розглянуті характеристики якості взаємозв'язані з точністю розмірів. Високої точності завжди відповідає малі шорсткість і хвилястість поверхні. Це визначається не тільки експлуатацією виробу, але й необхідністю отримання стійких і надійних результатів оцінювання точності деталі, що є особливо важливим при проектуванні та практичній реалізації складальних операцій. Наприклад, наявність хвиль на поверхні може призводити до зменшення опорної площі в 5-10 разів у порівнянні з рівною шорсткою поверхнею [3], що може суттєво впливати на експлуатаційні і технологічні показники виробів (питомий тиск, зазори, натяги, тертя тощо) [1].

Шорсткість і хвилястість обробленої поверхні також можуть дати інформацію про динамічні параметри процесу різання, такі як вібрація шпинделя та інструменту.

Для оцінювання похибок обробленої поверхні досить часто використовується профілометр моделі П-283 (табл. 1), який дає змогу вимірювати тільки шорсткість поверхні, у той час, як для вимірювання її хвилястості у теперішній час спеціальних приборів ще не створено.



Таблица 1 – Основні технічні характеристики профілометра П-283 [4]

Параметр шорсткості, що вимірюється	Ra
Діапазон вимірювання, мкм	0,02-10
Характеристика основної приведенної похибки: межа допустимої систематичної складової, %	10
межа допустимого середньоквадратичного відхилення випадкової складової, %	2
Значення відсічки кроку, мм	0,25; 0,8
Радіус кривизни вершини щупа, мкм	10
Радіус кривизни опорної частини датчика, мм	50

### **Мета роботи**

Розробити методіку оцінювання динамічного стану системи різання шляхом вимірювання шорсткості і хвилястості обробленої поверхні за допомогою модернізованого профілометра моделі П-283.

### **Основна частина**

Оцінювання динамічного стану системи різання при точінні за шорсткістю і хвилястістю обробленої поверхні профілометр П-283 модернізовано таким чином, щоб стало можливим вимірювати та оцінювати не тільки параметр шорсткості Ra (див. табл. 1), а й параметр Rz, а також параметри хвилястості обробленої поверхні (S та H).

Для цього було прийнято 2 засоби реєстрації геометричних параметрів відхилень форми обробленої поверхні: за відхиленням положення вимірювального щупу у радіальному напрямі та за його поздовжнім переміщенням. Принципова схема модернізованого профілометра П-283 наведена на рис. 2. В якості записуючого пристрою використано АЦП моделі LTR-22 (7) у комплекті з персональним комп'ютером (9).

Основною метою модернізації профілометра є додавання до профілограм реальної довжини вимірюваної поверхні. Це дозволяє не тільки встановити значення шорсткості за параметрами Ra або Rz, а і прослідкувати переміщення вершини різця по відношенню до деталі знаючи частоту обертання та подачу при обробці. До базової конструкції профілометра доданий датчик, що реєструє один оберт привідного двигуна, що відповідає 0,0319 мм переміщення вимірювальної голки. Таким чином при вимірюванні шорсткості з'явилася можливість виявити залежність відхилення Ra в мкм на довжині вимірювання в мм, що записується у цифровому вигляді за допомогою ПК.

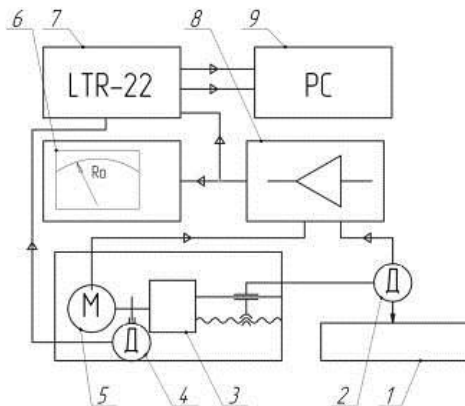


Рисунок 2 – Принципова схема модернізації профілометра П-283

- 1–дослідний зразок для вимірювання шорсткості, 2–вимірювальний шуп з датчиком, 3–редуктор, 4–датчик підрахунку кількості обертів двигуна, 5–двигун приводу шупа, 6 – прилад із показником шорсткості, 7–АЦП, 8–підсилювач, 9– персональний комп’ютер (ПК)

Реєстрація довжини переміщення вимірювальної голки відбувається шляхом вимірювання кількості обертів приводного двигуна. Коефіцієнт співвідношення між 1 оборотом двигуна та переміщенням вимірювальної голки складає 0,0319мм/об. Кількість обертів за одне вимірювання реєструється датчиком 4 та передається на АЦП (7) (рис. 2).

Відхилення голки від нульового положення при вимірюванні реєструється датчиком 2 профілометра. Сигнал подається на підсилювач 8. Після підсилення сигнал реєструється за допомогою АЦП (7), та вимірюється приладом (6), який показує фактичне значення вимірної шорсткості. Зареєстровані сигнали з датчиків передаються на ПК (9), де в подальшому обробляються.

Проведена модернізація профілографа П-283 дає змогу виконувати вимірювання реальної довжини вибраної ділянки обробленої поверхні, що дозволяє прослідкувати переміщення вершини різця по відношенню до деталі при відомих частотах обертання шпинделя та подачі у процесі точіння дослідного зразка (1). Як було зазначено вище, апаратно описана модернізація була реалізована шляхом приєднання датчика обертів приводного двигуна вимірювальної головки, а отриманий сигнал у цифровому вигляді передається через АЦП LTR - 22 на ПК, що дозволило виконати спектральний аналіз похибок форми обробленої поверхні з визначенням необхідних параметрів як шорсткості, так і хвилястості обробленої поверхні.

**Синхронізація результатів вимірювання амплітуди коливань у технологічній системі з результатами аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні**

Синхронізація результатів вимірювання амплітуди коливань у технологічній системі з результатами аналізу параметрів шорсткості обробленої поверхні здійснювалась за алгоритмом, представленим на рис.3.

Результати вимірювання амплітуди коливань інструменту датчиком  $D_i$  як функції від часу, використовуються в виразі у вигляді додатку  $a_i(t)$  відносно базового (нульового) рівня коливань технологічної системи, за який було прийнято показники датчика  $D_{st}$ , що у виразі записані у вигляді додатку  $a_{st}(t)$ , після швидкого перетворення Фур'є перетворюються у показники частот власних коливань відповідних вузлів, з яких складається технологічна система.

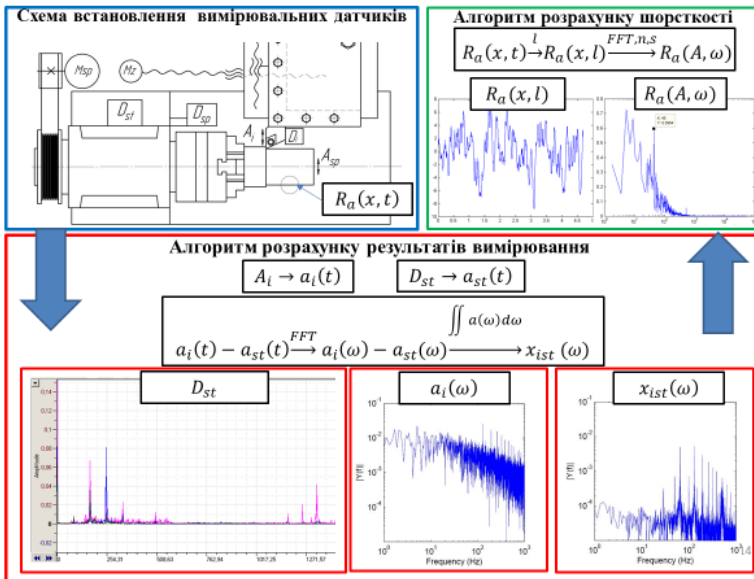


Рисунок 3 – Алгоритм синхронізації результатів вимірювання амплітуди коливань у технологічній системі з датчиків експериментального стенду та результатів контролю параметрів якості обробленої поверхні

Це дозволило, після подвійного інтегрування різниці частот власних коливань різця та задньої бабки визначити чисельне значення коливання інструменту в одиницях довжини. На основі отриманих результатів стало можливим дослідити вплив частоти обертання та подачі на висоту мікронерівностей (шорсткості) обробленої поверхні, за рахунок наявності точної інформації про відносне коливання інструменту у кожний конкретний момент часу при відповідних співвідношеннях параметрів режиму різання.

***Аналіз динамічного стану технологічної системи, шляхом спектрального аналізу мікрогеометрії обробленої поверхні***

За результатами аналізу експериментальних даних було виявлено, що профіль обробленої поверхні деталі залежить від явищ і процесів, які відбуваються при зрізуванні припуску та динамічного стану технологічної системи в процесі різання. Ці явища відображаються на поверхні як фізична, геометрична та вібраційна складові шорсткості. Для того, щоб більш детально розглянути та конкретніше виділити внесок кожного процесу в рельєф обробленої поверхні запропоновано виконати спектральний аналіз профілограми обробленої поверхні (рис. 4 - 6). Для цього було виконано спектральний аналіз профілю обробленої поверхні за допомогою процедури calcRa за, наприклад, таким алгоритмом (рис. 4):

```
Prof=prof;  
%Исходный массив - 3 колонки.  
% первая - время  
% вторая - профиль  
% третья - отметчик  
%Ra - величина шероховатости по прибору.  
Rad=3.1;%roughness scale  
  
s=0.089; %подача  
n=9360/60; %частота вращения шпинделя в Гц  
profm=calcRa (Prof, Rad) ;  
  
%данные в переменной prof  
Fs0_b=1/(profm(2,1)-profm(1,1));  
Fs=Fs0_b*s*n;  
prof1=profm(:,2);  
L=length (prof1);  
  
Y=fft (prof1);  
P2 = abs (Y/L);  
P1 = P2 (1:L/2+1);  
f = Fs*(0:(L/2))/L;  
figure (1);  
semilogx (f, P1);  
figure (2);  
plot (profm(:,1), prof1(:,1));  
figure (3);  
semilogx (s.*n./f, P1);
```

Рисунок 4 – Алгоритм обробки сигналу профілографа

В подальшому була побудована профілограма в координатах «висота мікронерівностей, мкм – частота, Гц», що дозволило відтворити формування профілю обробленої поверхні в реальному часі. Для цього в програму fft\_an (див. наведений приклад) були введені реальні значення частоти обертання шпинделя та подачі, на яких проводилась механічна обробка аналізованих

поверхню. Це дозволило отримати спектри мікронерівностей обробленої поверхні в координатах: (« $R_a$ , мкм - Частота зустрічання мікронерівностей, Гц») (рис. 5)). Зі спектрального аналізу поверхні обробленої з частотою обертання шпинделя  $n=5700$  об/хв і подачею  $s = 0,05$  мм/об видно, що пік мікронерівності, яка відповідає найбільш глибокій западині  $R_a = 0,28$  мкм, має місце при резонансній частоті коливання інструменту близько  $10^2$  Гц (95,28 Гц), причому ця западина зустрічається на обробленій поверхні з кроком 0,042 мм, що досить близько до значення подачі  $s = 0,05$  мм/об, з якою виконувалось точіння.

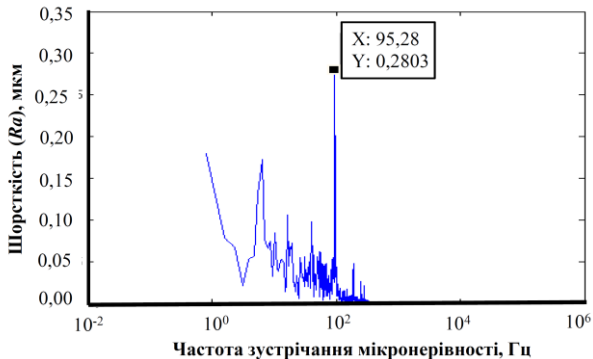


Рисунок 5 – Спектр шорсткості поверхні обробленої при:  
 $n=5700$  об/хв,  $s = 0,05$  мм/об

Це доводить припущення про те, що при частоті обертання  $n=5700$  об/хв домінуючим фактором формування мікронерівностей є геометрична складова, тобто подача.

Аналогічний висновок можна отримати зі спектрального аналізу поверхні, обробленої з частотою обертання  $n=8530$  об/хв і подачею  $s = 0,05$  мм/об, який свідчить про те, що пік мікронерівності, що відповідає найбільш глибокій западині  $R_a = 0,3637$  мкм спостерігається при резонансній частоті коливання інструменту 140,4 Гц (рис. 6).

Подальший спектральний аналіз обробленої поверхні в координатах ( $R_a$ , мкм/ Крок мікронерівностей, мм) засвідчив, що виявлена западина  $R_a = 0,3637$  мкм з'явилася на обробленій поверхні з таким же кроком 0,045 мм, що досить близько до значення подачі  $s = 0,05$  мм/об, з якою виконувалось точіння. Це також підтверджує припущення про те, що при частоті обертання  $n=8530$  об/хв домінуючим фактором формування мікронерівностей є геометрична складова, тобто подача.

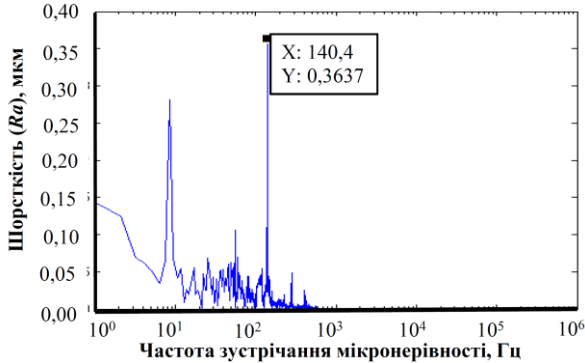


Рисунок 6 – Спектр шорсткості поверхні, обробленої при:  $n=8530$  об/хв,  $s = 0,05$  об/хв

Зі спектрального аналізу поверхні обробленої з частотою обертання  $n=10100$  об/хв і подачею,  $s = 0,05$  мм/об пік мікронерівностей, що відповідають найбільш глибокій западині  $Ra = 0,9376$  мкм спостерігається при резонансній частоті коливання інструменту  $77,71$  Гц.

Подальший спектральний аналіз обробленої поверхні в координатах (Ra, мкм/ Крок мікронерівностей, мм) засвідчив, що виявлена западина  $Ra = 0,9376$  мкм з'явилася на оброблюваній поверхні з кроком  $0,0957$  мм (рис.7), що є значно більшим за значення подачі  $s = 0,05$  мм/об, на якій виконувалось точіння. Це свідчить про те, що при частотах обертання  $n > 10000$  об/хв домінуючим фактором формування мікронерівності є не геометрична складова, а вібраційна, яка майже в 2 рази перевищує геометричну складову.

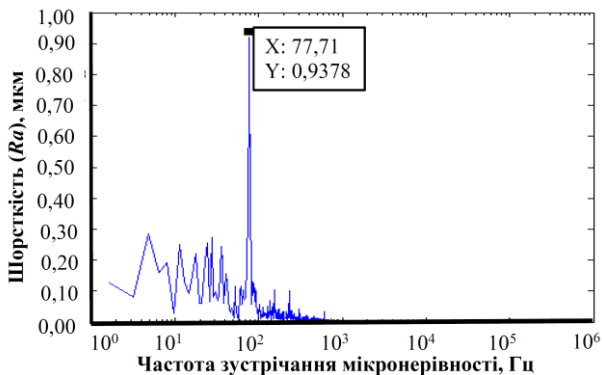


Рисунок 7 – Спектр шорсткості поверхні обробленої при:  $n=10100$  об/хв,  $s = 0,05$  об/хв

## **Висновки**

1. Розглянуто взаємозв'язок динамічного стану системи різання (амплітуди та частоти коливань, що виникають у процесі різання при точінні) з геометричними параметрами якості обробленої поверхні – шорсткістю та хвилястістю.

2. Запропонована модернізація профілометра моделі П-283 та розроблена методика оцінювання динамічного стану системи різання шляхом визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні.

3. Наведено алгоритм синхронізації результатів вимірювання амплітуди коливань у технологічній системі з датчиків експериментального стенду та результатів контролю параметрів якості обробленої поверхні.

4. Наведено алгоритм спектрального аналізу профілю обробленої поверхні за допомогою процедури calcRa.

5. Доказано, що за шорсткістю і хвилястістю обробленої поверхні можна отримувати з допомогою модернізованого профілометра динамічні параметри процесу точіння, наприклад, частоти коливань, що виникають у процесі різання.

**Список використаних джерел:** 1. *Мазур, М.П.* Основи теорії різання матеріалів [Текст]: підручник / *М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов;* під заг. редакцією *М.П. Мазура.* – 2-е вид. перероб. і доп. – Львів: Новий Світ-2000, 2011. – 422 с. 2. *Якімов О.В.* Технологія машино- та приладобудування [Текст]: підручник / *О.В. Якімов, В.І. Марчук, П.А. Лінчевський, О.О. Якімов, В.П. Ларшин;* під заг. ред. *О.В. Якімова* – Луцьк, Редакційно-видавничий відділ ЛДТУ, 2005 – 712 с. 3. Справочник технолога-машиностроителя в 2-х томах, т. 2. Под ред. *А.Г. Косиловой, Р.К.Мещерякова.* 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение. 1986 – 496 с. 4. Профилومتر с унифицированной электронной системой: ТИ ОКП 39 4341 1021 / Министерство станкостроительной и инструментальной промышленности. – М, 1983. – 32 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Mazur, M.P.* Osnovi teorii rizzannja materialiv [Tekst]: pidruchnik / *M.P. Mazur, Ju.M. Vnukov, V.L. Dobroskok, V.O. Zaloga, Ju.K. Novoselov, F.Ja. Jakubov;* pid zag. redakcieju *M.P. Mazura.* – 2-e vid. pererob. i dop. – L'viv: Novij Svit-2000, 2011. – 422 s. 2. *Jakimov O.V.* Tehnologija mashhino- ta priladobuduvannja [Tekst]: pidruchnik / *O.V. Jakimov, V.I. Marchuk, P.A. Linchevs'kij, O.O. Jakimov, V.P. Larshin;* pid zag. red. *O.V. Jakimova* – Luc'k, Redakcijno-vidavnichij viddil LDTU, 2005 – 712 s. 3. Spravochnik tehnologa-mashinostroitelja v 2-h tomah, t. 2. Pod red. *A.G. Kosilovoj, R.K.Meshherjakova.* 4-e izd., pererab. i dop. – M.: Mashinostroenie. 1986 – 496 s. 4. Profilometr s unificirovannoj jelektronnoj sistemoj: TI OKP 39 4341 1021 / Ministerstvo stankostroitel'noj i instrumental'noj promyshlennosti. – M, 1983. – 32 s.

УДК 621.923

Л.П. Калафатова, д-р техн. наук, П.Г. Матюха, д-р техн. наук,  
Покровськ, Україна

## **ШЛЯХИ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ШЛІФУВАННЯ КРИХКИХ МАТЕРІАЛІВ РІЗНОЇ ПРИРОДИ, ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ І СТРУКТУРИ**

*Визначені шляхи підвищення ефективності шліфування важкооброблюваних крихких матеріалів різної природи з урахуванням їх фізико-механічних властивостей і структури. Для конкретних матеріалів встановлені пріоритетні технологічні способи позитивного впливу на процес різання. Розроблена методика визначення оптимальних режимів шліфування твердих сплавів в умовах нестационарності процесу за рахунок повного використання різальних характеристик алмазного інструменту. Встановлено, що дефектність сформованої поверхні при обробці технічних сплавів і кераміки залежить від рівня напружено-деформованого стану зони обробки, на які впливають входні параметри процесу шліфування.*

*Ключові слова: ефективність шліфування, алмазний інструмент, зона обробки*

*Определены пути повышения эффективности шлифования труднообрабатываемых хрупких материалов различной природы с учетом их физико-механических свойств и структуры. Для конкретных материалов установлены приоритетные технологические способы положительного влияния на процесс резания. Разработана методика определения оптимальных режимов шлифования твердых сплавов в условиях нестационарности процесса за счет полного использования режущих характеристик алмазного инструмента. Установлено, что дефектность формируемой поверхности при обработке технических сплавов и керамики зависит от уровня напряженно-деформированного состояния зоны обработки, на который влияют входные параметры процесса шлифования.*

*Ключевые слова: эффективность шлифования, алмазный инструмент, зона обработки*

*The ways of increasing the efficiency of grinding hard-to-work brittle materials of various nature taking into account their physic-mechanical properties and structure are determined. Priority technological methods of positive influence on the cutting process are established for specific materials. The method for determining the optimal modes of grinding hard alloys under conditions of nonstationarity of the process is developed due to the full use of the cutting properties of a diamond tool. It is established that the defectness of the surface formed during processing of technical ceramics and metals depends on the level of the stress-strain state of the treatment zone, which is influenced by the input parameters of the grinding process.*

*Keywords: efficiency of grinding, diamond tool, treatment zone*

### **Вступ**

Сьогодні сучасні галузі промисловості, такі як аерокосмічна, оборонна, ядерна, хімічна, металургійна, інструментальна широко використовують крихкі матеріали (металевої природи - тверді сплави і мінеральної природи - технічні кераміки, в тому числі ситали), властивості яких дозволяють забезпечити необхідні експлуатаційні характеристики виробів для вказаних галузей. Маючи підвищені міцність, зносостійкість, теплостійкість, а матеріали мінеральної природи і корозійну стійкість та радіопрозорість, за



показниками оброблюваності різанням вони відносяться до важкооброблюваних і передбачають у технологічних процесах механічної обробки обов'язкові операції шліфування алмазними інструментами для забезпечення потрібної якості сформованої поверхні. Процес шліфування супроводжується виникненням приповерхневого дефектного шару, який негативно впливає на експлуатаційні характеристики виробів і має бути видалений різними способами, а у крихких неметалевих матеріалах - з подальшим модифікуванням і зміцненням отриманих поверхонь. Глибина і структура дефектного шару впливають на трудомісткість його видалення, а отже і на собівартість продукції, що випускається, і залежать від фізико-механічних характеристик цих матеріалів і умов шліфування.

Рішення завдання, пов'язаного із забезпеченням підвищення ефективності механічної обробки крихких важкооброблюваних конструкційних матеріалів присвячені багато наукових праць і практичних розробок. Так підвищення продуктивності шліфування твердих сплавів досягається за рахунок: використання шліфувальних кругів із надтвердих матеріалів (переважно на металевій зв'язці) з оптимальними характеристиками [2]; додаткових електро-фізико-хімічних дій на робочу поверхню круга [3 - 5]; оптимізації режимів шліфування [3 - 10]. При цьому для пошуку оптимальних режимів шліфування використовуються як дослідно-статистичні моделі [3 - 4, 8], так і експериментально-аналітичні шляхи [5 - 7, 9 - 10], коли знаходження оптимальних режимів здійснюється з використанням нового поняття «поточна лімітована різальна здатність круга», яка характеризує зміну різальної здатності круга під час шліфування.

При виробництві деталей із крихких неметалевих матеріалів (КНМ), особливо конструкцій типу тонкостінних оболонок складної просторової форми (обтічники ракет, корпуси приборів, тощо) першорядним фактором, що впливає на технологію виробництва, є необхідність забезпечення відсутності дефектного шару на обробленій поверхні, наявність якого негативно відбивається на експлуатаційних характеристиках виробів [11 - 14]. Тому продуктивність шліфування КНМ у значній мірі визначається трудомісткістю видалення дефектного шару.

Таким чином, **метою роботи** є визначення шляхів підвищення ефективності шліфування (продуктивності, якості і точності обробки) твердих сплавів і технічної кераміки з урахуванням особливостей їх фізико-механічних характеристик і структури.

### **Основний зміст роботи**

Перед тим, як визначати шляхи підвищення ефективності шліфування твердих сплавів і технічної кераміки розглянемо таблицю, в якій в узагальненому виді представлені деякі фізико-механічні властивості найширше вживаних видів твердих сплавів, ситалу і кераміки [11 - 12, 15], які значною мірою визначають їх оброблюваність і особливості шляхів підвищення продуктивності процесів шліфування.

Таблица – Фізико-механічні властивості крихких конструкційних матеріалів

Параметри	Види оброблюваних матеріалів			
	Тверді сплави груп:		Ситал AC 418	Кварцова кераміка SiO <sub>2</sub>
	ВК3-ВК25	Т30К4 Т15К12		
Щільність $\rho$ , кг/м <sup>3</sup> · 10 <sup>3</sup>	12,9 - 15,4	6,5 – 13,5	2,5 – 2,6	2,0 – 2,2
Модуль пружності $E$ , ГПа	480 - 660	430 - 560	90	50 - 60
Межа міцності, МПа при: згинанні $\sigma_z$ розтягуванні $\sigma_p$ стисненні $\sigma_c$			100 145	35 - 85
	590 - 1450	950 - 1650	60 - 64	35
	3030 - 4910	3000 - 4300	1500	304
Твердість $HV$ , ГПа	9,0 – 16,0	11,5 – 22,0	7,8	3,2
Теплостійкість, °С	950 - 1100	800 - 1000	1320	2200
Коефіцієнт термічного лінійного розширення (КТЛР) 10 <sup>6</sup> , град <sup>-1</sup>	4,1 – 6,0	5,5 – 6,6	0,5 – 2,2	0,5 – 0,7
Ударна в'язкість, кДж/м <sup>2</sup>	1,5 – 5,1	0,7 – 0,9	до 5	1,2
Критерій крихкості $\chi = \sigma_p / \sigma_c$	0,16 – 0,3	0,3 – 0,38	0,04	0,115

Порівнюючи фізико-механічні властивості твердих сплавів і КНМ на прикладі ситалу AC 418 і кварцової кераміки, можна зробити наступні висновки. Крихкі неметалеві матеріали, які розглядаються, близькі до ідеально крихких. Про це свідчать значення критерію крихкості  $\chi$ . Для керамік цей коефіцієнт дорівнює 0,04...0,14, для твердих сплавів - 0,16...0,58. Керамічні матеріали при абразивній обробці (окрім фінішних абразивних операцій – доведення або притирання) практично пластично не деформуються, вони мають малу щільність (легше за твердих сплавів до 6 разів), високу твердість і зносостійкість, а також теплостійкість, яка перевищує аналогічний показник для твердих сплавів. Висока твердість і температура плавлення керамічних матеріалів обумовлені великою енергією зв'язку між атомами. Це ковалентні або іонні з'єднання. Сильний міжатомний зв'язок визначає високий опір деформації, що позначається на особливостях протікання процесу різання. Незважаючи на низьку міцність при вигині і розтягуванні (до 30 разів менше, ніж у твердих сплавах), ударна в'язкість КНМ співвідносна або дещо перевищує відповідні значення для твердих сплавів. Головним недоліком КНМ, який затрудняє їх абразивну обробку, являється поєднання високої твердості і крихкості, що негативно позначається на якості обробленої поверхні, передусім пов'язаної з утворенням порушеного обробкою поверхневого дефектного шару, глибина проникнення якого (до 1 мм) і структура визначаються умовами шліфування. Цього не спостерігається при обробці твердих сплавів,

при чистовому шліфуванні яких глибина дефектного шару знаходиться в межах 0,1 – 0,18 мм [16].

Окрім зазначеного, до особливостей процесу різання, пов'язаних зі структурою твердих сплавів, відноситься наступне:

- при шліфуванні із швидкістю різання менше 35 м/с переважає крихке руйнування зрізом зерен карбідів, що входять до складу сплаву; при швидкості різання 35 м/с руйнування зрізом проявляється менш чітко, що говорить про наявність пластичної течії [4, 17], як наслідок, при аналітичних розрахунках параметрів шорсткості обробленої поверхні можна допустити, що поперечна форма зрізу визначається формою різальної частини зерна з урахуванням спотворень, викликаних крихким руйнуванням;

- неоднорідність твердого сплаву в зв'язку з тим, що товщина і ширина одиничних зрізів при шліфуванні співрозмірна з розмірами зерен карбідних компонент[1];

- зі збільшенням мікротвердості твердих сплавів їх межа міцності зменшується [17], в зв'язку з чим складові сили різання аналітично можна знайти лише опосередковано.

Відомо, що у значній мірі ефективність технологічних процесів (ТП) механічної обробки визначає спосіб отримання заготовки, коли формується величина припуску, який повинен бути видалений на операціях механічної обробки. Його величина залежить від форми виробу, структури, фізико-механічних і фізико-хімічних властивостей компонентів матеріалу, якості обробленої поверхні і т. п. Заготовки виробів із твердих сплавів отримуються способами порошкової металургії [17] пресуванням в спеціальних пресформах, які дозволяють забезпечити їх досить високу точність по відношенню до оброблюваної деталі. Так максимальна величина припуску на попереднє шліфування алмазними кругами твердосплавних деталей штампів коливається в діапазоні 0,3 – 0,5 мм [16] і, в залежності від вимог щодо якості оброблюваної поверхні, відповідним чином визначає глибину шліфування і кількість проходів, необхідних для його видалення. Враховуючи незначну величину припуску при шліфуванні виробів із твердих сплавів пошук шляхів підвищення ефективності шліфування потрібно вести в області удосконалення методики знаходження режимів обробки.

Головні антенні обтічники ракет у більшості випадків мають великі габарити, складний геометричний профіль, що унеможливило виготовлення заготовок із ситалів і кварцової кераміки з постійним мінімальним припуском на обробку вздовж формоутворюючих поверхонь виробу. Існуюча технологія отримання заготовок габаритних порожнистих виробів – відцентрове формування не забезпечує їх достатньої точності, особливо при формуванні стінки виробу. При цьому виникають значні відхилення геометричних розмірів заготовки від розмірів готового виробу, нерівномірності товщини стінки в радіальному і поздовжньому напрямках (до 14 мм уздовж твірної виробу), наявності еліпсності у поперечному перерізі [19]. Як наслідок, виникає нерівномірність припуску на механічну обробку по внутрішньому контуру по відношенню до готового виробу. Тому

технологічний процес механічної обробки таких виробів з метою видалення припуску передбачає реалізацію операцій чорнового, напівчистового, чистового шліфування і заключних фінішних операцій алмазного доведення або притирання. При цьому глибина різання на чорнових операціях досягає 2 мм, що характерно для глибинного шліфування.

Виходячи з наведеного, основним шляхом підвищення ефективності шліфування є прогнозування рівня напружено-деформованого стану (НДС) зони різання на основі визначення впливу основних характеристик процесу різання на силовий аспект процесу формоутворення, який забезпечує конкретний напружено-деформований стан зони контакту інструмента і виробу.

Враховуючи особливості фізико-механічних властивостей, різання та структури твердих сплавів, точність отримання заготовки, аналіз переваг та недоліків різних способів пошуку режимів шліфування [2-10], одним із перспективних способів підвищення продуктивності шліфування при забезпеченні якості обробки є визначення режимів шліфування експериментально-аналітичним шляхом, коли знаходження оптимальних режимів виконується з урахуванням різальної здатності круга під час шліфування [19]. В цьому випадку при вирішенні задачі оптимізації режимів найбільш трудомістка частина робіт, які пов'язані з пошуком технічних обмежень, реалізується розрахунками на ПЕОМ, а закон зміни поточної лімітованої різальної здатності круга (ПЛРЗК) під час обробки з електроерозійними діями на робочу поверхню круга знаходиться експериментально з використанням схеми шліфування з постійною силою притискання оброблюваного зразка до РПК (рис. 1).

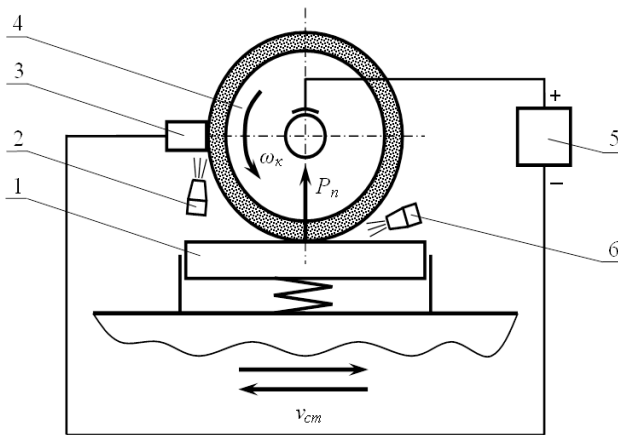


Рисунок 1 – Схема плоского урізного шліфування за пружною схемою з постійною силою притискання  $P_n$  оброблюваного зразка до робочій поверхні круга

Враховуючи те, що в промисловості шліфувальні верстати працюють з режимами, які встановлюються механізмами верстата (жорстка схема) (рис. 2), величину вертикальної подачі роблять перемінною згідно зміни ПЛРЗК, використовуючи в повній мірі різальну здатність РПК. На рис. 1, 2 прийняті наступні позначення: 1 – оброблюваний зразок; 2 – сопло для подачі робочого середовища в міжелектродний проміжок; 3 – автономний електрод-інструмент; 4 – шліфувальний круг; 5 – джерело технологічного струму; 6 – сопло для подачі робочого середовища в зону різання.

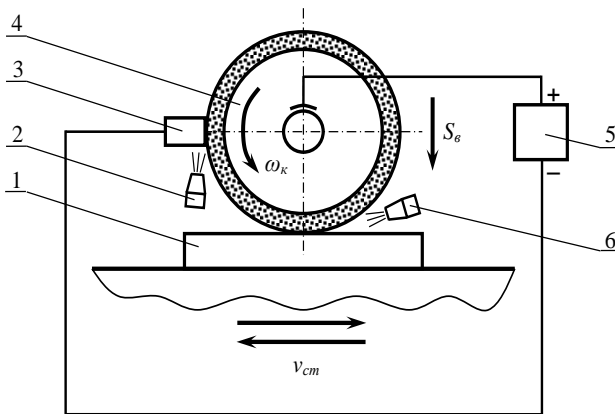


Рисунок 2 – Схема плоского урізного шліфування за жорсткою схемою

Розглянемо, як приклад, послідовність пошуку оптимальних режимів шліфування за «жорсткою» схемою без електроерозійних керуючих дій на РПК кругами, заправленими електроерозійним способом [19]. Вона включає наступні етапи.

1. Розраховується швидкість зразка з твердого сплаву, яка задовольняє технічному обмеженню, що накладається на режим різання необхідною шорсткістю обробленої поверхні.

2. Розраховуються значення зусиль притискування зразка до РПК, що задовольняють технічним обмеженням, які накладаються на зусилля притискування  $P_n$  температурою фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі заготовки, міцністю алмазних зерен і температурою окислення алмазів.

3. Визначається лімітоване зусилля притискування заготовки до круга, при якому задовольняються усі знайдені в пункті 2 технічні обмеження.

4. За допомогою експерименту, використовуючи схему шліфування з постійним зусиллям підтиску заготовки до РПК (див рис. 1), кінематика якої аналогічна шліфуванню за «жорсткою» схемою, визначається закон зміни ПЛРЗК під час обробки та описується залежністю

$$Q = Q_{cm} + \Delta Q_{exp} - \beta_Q \tau,$$

де  $\Delta Q_{exp} = (Q_{вих} - Q_{cm})$  – амплітуда зменшення значення ПЛРЗК при шліфуванні;  $Q$ ,  $Q_{cm}$ ,  $Q_{вих}$  – значення поточної, сталої та вихідної ПЛРЗК, мм<sup>3</sup>/хв;  $\beta_Q$  – емпіричний коефіцієнт, хв<sup>-1</sup>;  $\tau$  – час шліфування, хв.

5. Знаходиться закон зміни поточної лімітованої фактичної глибини шліфування (ПЛФГШ)  $t_{\phi}=f(Q, \tau)$  відповідно до закону зміни ПЛРЗК за формулою

$$t_{\phi}(\tau) = \frac{L + 2l_{nep}}{1000V_{cm} B \cdot L \cdot \tau_{disc}} Q(\tau),$$

де  $L$ ,  $B$  – довжина та ширина оброблюваного зразка, мм;  $l_{nep}$  – величина перебігу, мм;  $V_{cm}$  – подовжня швидкість переміщення столу зі зразком, м/хв;  $\tau_{disc}$  – час дискретизації, хв.

6. Величина подачі на врізання задається відповідно до закону зміни ПЛФГШ, а подовжня швидкість столу, на якій виконувалося шліфування за «пружною» схемою, переноситься на шліфування за «жорсткою» схемою без змін.

В результаті проведеної оптимізації знайдені режими шліфування за «жорсткою» схемою забезпечать максимальну продуктивність обробки за рахунок максимального використання різальних властивостей робочої поверхні круга та підвищення продуктивності обробки в 1, 5 – 1,6 рази.

При пошуку шляхів підвищення ефективності алмазно-абразивної обробки КНМ авторами робіт [11-13, 19-20] встановлено, що дефектність обробленої поверхні залежить від фізико-механічних характеристик, насамперед міцності і структури оброблюваних матеріалів, з якими пов'язаний рівень напружено-деформованого стану (НДС) зони різання при шліфуванні з різними вхідними параметрами технологічного процесу обробки.

Знаходження рівня НДС зони різання при абразивній обробці є складним науково-технічним завданням, що пов'язано з необхідністю визначення впливу основних характеристик процесу різання на силовий аспект процесу формування, який забезпечує конкретний напружено-деформований стан зони контакту інструмента і виробу. Результати аналізу схеми взаємодії факторів, які визначають процес абразивної обробки (рис. 3), свідчать про складність і взаємний зв'язок явищ, що протікають у зоні різання.

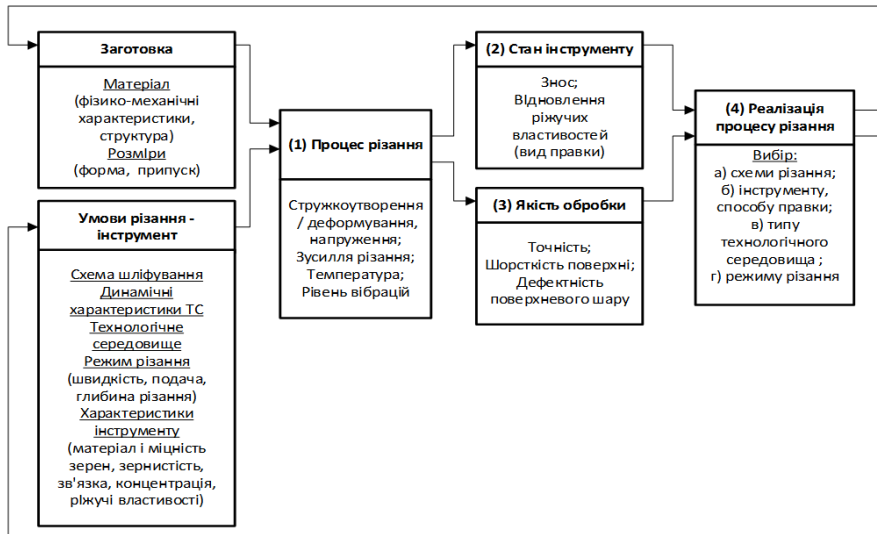


Рисунок 3 – Схема взаємодії факторів, які визначають процес абразивної обробки КНМ [20]

Нами встановлено [11-13, 19-20], що при шліфуванні названих матеріалів такі параметри дефектності як розміри, форма, щільність, глибина проникнення, в значній мірі визначаються рівнем і напрямом силового впливу на матеріал при різанні, які, в свою чергу, залежать від вхідних параметрів технологічного процесу.

Теоретично обґрунтовано [11-12, 19-22], а також в лабораторних і виробничих умовах досліджено вплив параметрів ТП на енергетичні характеристики процесу різання, які узгоджені з дефектністю сформованого поверхневого шару виробів. Для дослідження глибини та структури порушеного обробкою шару матеріалу використовувався капілярний метод люмінесцентної дефектоскопії в поєднанні з пошаровим хімічним травленням зразків до рівня, що забезпечує повну відсутність дефектів, обумовлених обробкою [12]. Цей метод дозволяє отримати неспотворену картину порушеного шару на різних рівнях залягання і виявити дефекти протяжністю від 0,1 мм до 1 мкм.

Комплексно було встановлено вплив умов процесу шліфування (див. рис. 3) на процес різання, а саме на НДС зони обробки, сили різання і, як наслідок, на якість обробки, насамперед, на дефектність сформованої поверхні [11-13, 19-20].

Вплив схеми шліфування. Виникнення дефектів в оброблюваному матеріалі в процесі шліфування пов'язано з величиною і напрямком сили різання в зоні контакту інструмента з виробом, що викликають появу певного напружено-деформованого стану в об'ємі твердого тіла. Теоретичний аналіз існуючих схем взаємодії інструменту і деталі, виконаний з використанням методів кінцевих і граничних елементів, дозволив сформулювати вимоги до спрямованості силової дії на оброблювану поверхню, що забезпечує мінімальний рівень дефектності. Для цього необхідно, щоб основний градієнт напружень від сил різання був зосереджений в об'ємі припуску, який видаляється. На підставі сформульованого принципу була розроблена і впроваджена схема обробки конкретних виробів із ситалів, що забезпечує зменшення глибини розвиненого дефектного шару на 30% при підвищенні міцності виробів на 20%.

Вплив режиму різання. Відомо, що складові сили різання при шліфуванні залежать від параметрів режиму різання. Встановлено, що незалежно від схеми обробки збільшення глибини і подачі, супроводжується зростанням зусилля різання, особливо його нормальної складової, спрямованої в оброблюваний матеріал і відповідальної за зростання дефектів, що є стримуючим фактором підвищення продуктивності обробки за рахунок інтенсифікації режиму шліфування.

Вплив характеристики ріжучого інструменту і його різальної здатності. При шліфуванні КНМ сили різання змінюються при затупленні круга, що пов'язано зі зміною площі контакту зерен з оброблюваною поверхнею, перерозподілом і рівнем номінального тиску на цих площах. Величина зносу кругів залежить від режиму шліфування, зернистості, структури і міцності алмазних зерен, а також від вихідної різальної здатності кругів, що залежить від ефективності вибраного способу їх правки. Для всіх розглянутих варіантів обробки, що відрізняються зернистістю і маркою застосовуваних алмазів, простежується тенденція до зниження дефектності при роботі правленим кругом у порівнянні з затупленим. Найбільш чітко це спостерігається при роботі кругами з меншими зернистістю і міцністю алмазів. Так застосування алмазно-абразивного інструменту з більш міцними алмазними зернами (наприклад, АС 20 у порівнянні з АС 6) при шліфуванні виробів із ситалів призводить до збільшення розмірів дефектів до 12 разів на глибині 420-500 мкм. Застосування прогресивних способів правки кругів, наприклад, правки вільним абразивом [12], дозволяє істотно підвищити стійкість інструменту і знизити рівень дефектності відразу ж після правки до 3 разів, а до кінця періоду стійкості інструменту – до 5-7 разів.

Вплив технологічного середовища. Одним з ефективних методів впливу на процеси різання КНМ є застосування мастильно-охолоджуючих технологічних середовищ (МОТС) зі спрямованими властивостями. Алмазне



шліфування більшості крихких неметалевих матеріалів неможливо без застосування МОТС. У цьому випадку крім виконання традиційних охолоджуючої, мастильної і миючої функцій МОТС оказують великий диспергуючий вплив на оброблюваний матеріал. Останнє, за рахунок зменшення поверхневих шарів матеріалу під дією МОТС, дозволяє інтенсифікувати процес різання і, як наслідок, підвищити продуктивність обробки і працездатність інструменту. Зменшення енергетичних витрат, які припадають на одиницю об'єму припуску, що видаляється, сприятливо позначається на глибині і структурі порушеного обробкою шару. Щоб задовольнити цим умовам, МОТС для обробки КНМ повинно бути спорідненим з фізико-хімічною структурою оброблюваного матеріалу, тобто бути полярним, містити в своєму складі поверхнево-активні добавки, що підвищують диспергуючу дію середовища і поліпшують його доставку в зону обробки, а також підвищують мастильну здатність середовища за рахунок створення екрануючих плівок між поверхнями виробу та інструменту. Ці властивості, наприклад, у повній мірі притаманні водним розчинам поверхнево-активних речовин (оксетильованих жирних спиртів, алкілмоносультатів та ін.), які забезпечують при алмазному шліфуванні ситалів зниження енергоємності процесу до 2-х разів у порівнянні з водою, яка в основному застосовується на виробництві, і на 20% у порівнянні з середовищами на основі масляних емульсолів. Середовища, яким притаманна підвищена диспергуюча здатність, доцільно застосовувати на операціях чорнового і напівчистового шліфування технічних ситалів завдяки створенню в їх присутності сприятливої для реалізації фінішних операцій обробки структури дефектного поверхневого шару (розвиненої тріщинуватості в поверхневому шарі в поєднанні з дрібно дефектною структурою більш глибоких шарів), що дозволить істотно знизити час обробки на наступних чистових операціях.

Вплив динамічних характеристик технологічної системи шліфування. Теоретичними (експериментально-теоретична модель розвитку дефектного шару при шліфуванні ситалів з урахуванням силового і динамічного впливу елементів системи) і експериментальними дослідженнями [21, 22] встановлено, що на ефективність обробки виробів із ситалів і технічної кераміки суттєво впливає динамічна сталість технологічної системи шліфування. Був визначений інтенсивний розвиток дефектного шару при збільшенні рівня вібрацій в системі. Це дозволило встановити найбільш сприятливі поєднання параметрів режиму обробки, динамічного стану шліфувального круга за рівнем його збалансованості та інших елементів технологічної системи при обробці конкретних виробів із ситалів, при яких забезпечуються їх потрібні якість і точність обробки.

## **Висновки**

Встановлено, що при шліфуванні важкооброблюваних крихких конструкційних матеріалів різної природи структура оброблюваних матеріалів та їх фізико-механічні властивості, вимоги до забезпечення різнопланових експлуатаційних характеристик вироблених з них виробів визначають особливості процесу різання і пріоритети факторів, що впливають на його ефективність (продуктивність, якість і точність обробки), у кожному конкретному випадку.

Знаходження оптимальних режимів з використанням нового поняття «поточна лімітована різальна здатність круга», яка характеризує зміну різальної здатності круга під час шліфування, забезпечує підвищення продуктивності шліфування твердих сплавів в 1,5 – 1,6 рази

Прогнозування стану НДС зони різання забезпечує зменшення глибини розвиненого дефектного шару на 30% при підвищенні міцності виробів на 20% за рахунок схеми шліфування; зниження рівня дефектності відразу ж після правки круга вільним абразивом до 3 разів, а до кінця періоду стійкості круга - до 5-7 разів; зниження енергоємності процесу до 2 разів за рахунок підвищення сталості технологічної системи шліфування.

**Список використаних джерел:** 1. Сучасні інструментальні матеріали для оброблення різанням / В.В. Балацький, А.М. Гуржій, В.П. Голованов, В.П. Щербаков. – К.: Техніка, 1999. – 120 с. 2. Лауріненко В.І. Надтверді абразивні матеріали в механообробі: енциклопедичний довідник / В.І. Лауріненко, М.В. Новіков; ред. М.В. Новіков. – К: ІНМ ім. М.В. Бакуля НАН України, 2013. – 456 с. 3. Узунян М. Д. Повышение эффективности алмазного шлифования твердых сплавов путем прогнозирования и стабилизации работоспособности кругов: автореф. дис. ... д-ра техн. наук : 05.03.01 / Мосстанкин. – М., 1989. – 40 с. 4. Скоробогатько П.К. Режущая способность кругов при алмазно-искровом шлифовании твердых сплавов: автореф. дис...к-та техн. наук : 05.03.01 / ХПИ. – Харьков, 1982. – 25 с. 5. Матюха П.Г. 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. – Донецьк: ДонНТУ, 2004. – Вип. 71. – С. 41-46. 6. Матюха П.Г. Определение режимов плоского врезного шлифования твердых сплавов с использованием нового понятия о текущей лимитированной режущей способности круга / П.Г. Матюха, В.Б. Стрелков, В.В. Полтавец // Сверхтвердые материалы. – 2004. – № 3. – С. 67-73. 7. Стрелков В.Б. Підвищення продуктивності алмазного шліфування твердих сплавів за рахунок раціонального використання різальних властивостей круга: атореф. дис...к-та техн. наук : 05.03.01 / ДонНТУ. – Донецьк, 2008. – 20 с. 8. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / Ред. А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1997. – 391 с. 9. Матюха П.Г. Режущая способность рабочей поверхности круга как ограничивающий параметр производительности шлифования / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. – 2003. – Вип. 13. – С. 159-164. 10. Матюха П.Г. Шлифование труднообрабатываемых материалов кругами из алмаза и эльбора: монография / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец, А.В. Бурдин, В.В. Габитов. – Черкасы: Вертикаль, 2015. – 252 с. 11. Гусев В.В. Технологічне забезпечення якості обробки виробів із технічної кераміки: монографія / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова. – Донецьк: ГВУЗ «ДонНТУ», 2012. – 250 с. ISBN 978-966-377-126-7. 12. Калафатова Л.П. Технологічні основи підвищення ефективності обробки забезпечення якості виробів із технічних стеклових і ситалів: дис. .... докт. техн. наук : 05.02.08 / Калафатова Людмила Павлівна. Харків, 2001. – 515 с. 13. Калафатова Л.П. Влияние технологической наследственности на эффективность процессов механической обработки стекломатериалов /

*Л.П. Калафатова* // Справочник. Инженерный журнал. – М.: Машиностроение. – 1997. – № 9. – С. 7-11. **14.** *Ардамацкий А.Л.* Алмазная обработка оптических деталей. / *А.Л. Ардамацкий.* – Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1978. – 232 с. **15.** Твердые сплавы Физико-механические свойства: ГОСТ 3882-74. – М.: Изд-во стандартов, 1998. – 9 с. **16.** Справочник технолого-машиностроителя. В 2-х т. Т1 / Под ред. *А.М. Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К. Мецеражкова, А.Г. Сулова.* - М.: Машиностроение, 2001. – 912 с. **17.** *Мальцев М.В.* Вакуумная металлургия тугоплавких материалов и твердых сплавов / *М.В. Мальцев.* - К.: Наукова думка, 1973. – 237 с. **18.** *Грabenко А.И.* Расширение технологических возможностей алмазного шлифования / *А.И. Грabenко.* – Харьков: Вища школа, 1985. – 184 с. **19.** *Калафатова Л.П.* Повышение эффективности шлифования твердых сплавов и конструкционной керамики: монография / *Л.П. Калафатова, П.Г. Матюха, Д.В. Поколенко, С.Ю. Олейник, С.А. Поезд.* – Покровск: ГВУЗ «ДонНТУ», 2017. – 182 с. **20.** *Калафатова Л.П.* Шляхи підвищення ефективності шліфування виробів із важкооброблюваних крихких неметалевих матеріалів / *Л.П. Калафатова* // Науковий вісник ДонНТУ. Всеукр. наук. вісник. – Красноармійськ: ДонНТУ, 2016. – №1 (1<sup>о</sup>). – С. 72-83. **21.** *Калафатова Л.П.* Механізми формування тріщиноватого слоя при шліфуванні ситаллов / *Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко* // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. ISSN 2078-7405. – Харьков: НТУ "ХПИ", 2016. – Вып. 86. – С. 26-34. **22.** *Олійник С.Ю.* Аналітична модель механізму утворення сумарної похибки профілю виробів типу оболонки з крихких неметалевих матеріалів під час алмазного шліфування / *С.Ю. Олійник, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко* // Технічні науки та технології: науковий журнал. – Чернівці: ЧНТУ, 2017. – № 1(7). – С. 33-41.

**Bibliography (transliterated):** **1.** Suchasni instrumental'ni materiali dlja obroblennja rizannjam / *V.V. Balac'kij, A.M. Gurzhij, V.P. Golovanov, V.P. Shherbakov.* – K.: Tehnika, 1999. – 120 s. **2.** *Lavrinenko V.I.* Nadtverdi abrazivni materiali v mehanoobrobci: enciklopedichnij dovidnik / *V.I. Lavrinenko, M.V. Novikov;* red. *M.V. Novikov.* – K.: INM im. M.V. Bakulja NAN Ukraїni, 2013. – 456 s. **3.** *Uzunjan M. D.* Povyshenie jeffektivnosti almaznogo shlifovanija tverdyh splavov putem prognozirovanija i stabilizacii rabotosposobnosti krugov: avtoref. dis. ... d-ra tehn. nauk : 05.03.01 / Moss tankin. – M., 1989. – 40 s. **4.** *Skorobogat'ko P.K.* Rezhushhaja sposobnost' krugov pri almazno-iskrovom shlifovanii tverdyh splavov: avtoref. dis. ... k-ta tehn. nauk : 05.03.01 / HPI. – Har'kov, 1982. – 25 s. **5.** *Matjuha P.G.* Opredelenie sily podzhima obrazca k krugu, ogranichennoj temperaturoj grafitizacii almaznyh zeren / *P.G. Matjuha, V.B. Strelkov* // Naukovi praci Donec'kogo nacional'nogo tehničnogo universitetu. Serija: Mashinobuduvannja i mashinoznavstvo. – Donec'k: DonNTU, 2004. – Vip. 71. – S. 41-46. **6.** *Matjuha P.G.* Opredelenie rezhimov ploskogo vreznogo shlifovanija tverdyh splavov s ispol'zovaniem novogo ponjatija o tekushhej limitirovannoj rezhushhej sposobnosti kruga / *P.G. Matjuha, V.B. Strelkov, V.V. Poltavec* // Sverhtverdeje materialy. – 2004. – № 3. – S. 67-73. **7.** *Strelkov V.B.* Pidvishhennja produktivnosti almaznogo shlifuvannja tverdyh splaviv za rahunok racional'nogo vikoristannja rizal'nih vlastivostej kruga: atoref. dis. ... k-ta tehn. nauk : 05.03.01 / DonNTU. – Donec'k, 2008. – 20 s. **8.** Abrazivnaja i almaznaja obrabotka materialov: spravocnik / Red. *A.N. Reznikov.* – M.: Mashinostroenie, 1997. – 391 s. **9.** *Matjuha P.G.* Rezhushhaja sposobnost' rabochej poverhnosti kruga kak ogranichivajushhij parametр proizvoditel'nosti shlifovanija / *P.G. Matjuha, V.V. Poltavec* // Nadezhnost' instrumenta i optimizacija tehnologicheskix sistem. – 2003. – Vyp. 13. – S. 159-164. **10.** *Matjuha P.G.* Shlifovanie trudnoobrabatyvaemyh materialov krugami iz almaza i jel'bora: monografija / *P.G. Matjuha, V.V. Poltavec, A.V. Burdin, V.V. Gabitov.* – Cherkassy: Vertikal', 2015. – 252 s. **11.** *Gusev V.V.* Tehnologične zabezpečennja jakosti obrobki virobiv iz tehničnoї keramiki: monografija / *V.V. Gusev, L.P. Kalafatova.* – Donec'k: GVUZ «DonNTU», 2012. – 250 s. ISBN 978-966-377-126-7. **12.** *Kalafatova L.P.* Tehnologični osnovi pidvishhennja efektnosti obrobki zabezpečennja jakosti virobiv iz tehničnih stekol i sitaliv: dis. .... dokt. tehn. nauk : 05.02.08 / *Kalafatova Ljudmila Pavlivna.* Harkiv, 2001. – 515 s. **13.** *Kalafatova L.P.* Vlijanie tehnologičeskij nasledstvennosti na jeffektivnost' processov mehanicheskoj obrabotki steklomaterialov / *L.P. Kalafatova* // Spravocnik. Inzhenernyj zhurnal. – M.: Mashinostroenie. – 1997. – № 9. – S. 7-11. **14.** *Ardamackij A.L.* Almaznaja obrabotka opticheskix detalej. / *A.L. Ardamackij.* – L.: Mashinostroenie, Leningr. otd-nie, 1978. – 232 s. **15.** Tverdeje splavy Fiziko-mehaničeskie svojstva: GOST 3882-74. –

M. : Izd-vo standartov, 1998. – 9 s. **16.** Spravochnik tehnologa-mashinostroitelja. V 2-h t. T1 / Pod red. A.M. Dal'skogo, A.G. Kosilovoj, R.K. Meshherjakova, A.G. Suslova. – M.: Mashinostroenie, 2001. – 912 s. **17.** Mal'cev M.V. Vakuumnaja metallurgija tugoplavkih materialov i tverdyh splavov / M.V. Mal'cev. – K.: Naukova dumka, 1973. – 237 s. **18.** Grabchenko A.I. Rasshirenie tehnologicheskikh vozmozhnostej almaznogo shlifovanija / A.I. Grabchenko. – Har'kov: Vishha shkola, 1985. – 184 s. **19.** Kalafatova L.P. Povyshenie jeffektivnosti shlifovanija tverdyh splavov i konstrukcionnoj keramiki: monografija / L.P. Kalafatova, P.G. Matjuha, D.V. Pokolenko, S.Ju. Olejnik, S.A. Poezd. – Pokrovsk: GVUZ «DonNTU», 2017. – 182 s. **20.** Kalafatova L.P. Shljahi pidvishhennja jeffektivnosti shlifuvannja virobiv iz vazhkoobroblyuvanih krihkih nemetalevih materialiv / L.P. Kalafatova // Naukovij visnik DonNTU. Vseukr. nauk. visnik. - Krasnoarmijs'k: DonNTU, 2016. – №1 (1'). – S. 72-83. **21.** Kalafatova L.P. Mehanizmy formirovanija treshhinovatogo sloja pri shlifovanii sitallov / L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. ISSN 2078-7405. - Har'kov: NTU "HPI", 2016. – Vyp. 86. – S. 26-34. **22.** Olijnik S.Ju. Analitichna model' mehanizmu utvorennja sumarnoi pohibki profil' virobiv tipu obolonok z krihkih nemetalevih materialiv pid chas almaznogo shlifuvannja / S.Ju. Olijnik, L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko // Tehnichni nauki ta tehnologii: naukovij zhurnal. – Chernigiv: ChNTU, 2017. – No 1(7). – S. 33-41.

УДК 621.7.015

Л.П. Калафатова, д-р техн. наук, Покровск,  
С.Ю. Олейник, канд. техн. наук, Краматорск,  
Д.В. Поколенко, канд. техн. наук, Константиновка, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРИ ВНУТРЕННЕМ ШЛИФОВАНИИ ТОНКОСТЕННЫХ ОБОЛОЧЕК СЛОЖНОЙ ФОРМЫ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ**

*У статті наведено математичну модель, яка описує відносні рухи елементів технологічної системи шліфування. Математичне моделювання виконано в програмі Matlab Simulink для технологічних умов етапу внутрішнього шліфування поверхні оболонок складної форми з крихких неметалевих матеріалів. Відносні переміщення елементів технологічної системи викликають похибки обробки профілю. Модель враховує вплив на похибку обробки зміни параметрів технологічних характеристик під час процесу шліфування.*

*Ключевые слова: математичне моделювання, внутрішнє шліфування*

*В статье приведена математическая модель, которая описывает относительные движения элементов технологической системы шлифования. Математическое моделирование выполнено в программе Matlab Simulink для технологических условий этапа внутреннего шлифования поверхности оболочек сложной формы из хрупких неметаллических материалов. Относительные перемещения элементов технологической системы вызывают погрешности обработки профиля. Модель учитывает влияние на погрешность обработки изменение параметров технологических характеристик во время процесса шлифования.*

*Ключові слова: математичне моделювання, внутрішнє шліфування*

*The article presents a mathematical model that describes the relative movements of elements of a technological grinding system. The mathematical modeling is performed in the program Matlab Simulink for technological conditions of the stage of internal grinding of the surface of shells of complex shape from brittle nonmetallic materials. Relative movements of the elements of the technological system cause errors in the machining of the profile. The model considers the influence on the error of machining the change in the parameters of technological characteristics during the grinding process.*

*Keywords: mathematical model, internal grinding*

### **Введение**

Повышение конкурентоспособности продукции авиакосмической и ракетной промышленности невозможно без уменьшения трудоемкости её изготовления при обеспечении заданного качества деталей, которое возможно за счет повышения гибкости в организации производственного процесса, обновления и модернизации оборудования, применения современных технологий получения заготовок, нового инструмента, прогрессивных схем и режимов резания.

Сложнопрофильные тонкостенные оболочки из хрупких неметаллических материалов типа технических ситаллов и керамики длиной

от 0,5 до 2 м и диаметром от 200 мм до 500 мм, с толщиной стенки изделия от 4 до 6 мм, например, обтекатели ракет различных классов [1, 2], относятся к элементам, обладающим высокой трудоемкостью изготовления. Это связано также с низким уровнем автоматизации технологических процессов (ТП) обработки изделий. К таким изделиям предъявляются высокие требования по механической прочности, термостойкости, радиотехническим характеристикам, которые обеспечиваются геометрической точностью профиля и стенки детали и характеристиками поверхностного слоя (структурой нарушенного обработкой дефектного слоя, поверхностными напряжениями, волнистостью и шероховатостью обработанной поверхности).

ТП изготовления обтекателей из ситалла включает следующие этапы производства: подготовка сырья; стекловарение; формование заготовок; их термическая обработка; механическая обработка; упрочнение; радиотехническая настройка и химическая доработка. Процесс механической обработки многостадийный, что связано не только с особенностями алмазного шлифования хрупкого материала, но и с низкой точностью заготовки. Заготовку изделия получают центробежным литьем, во время которого образуются значительные отклонения от размеров по толщине стенки изделия, а также имеет место неравномерный по длине изделия характер этих отклонений. Неравномерность по толщине стенки заготовки зависит от формовочных свойств материала, которые определяются вязкостью и температурой стекломассы, нестабильностью технологических параметров процесса формовки, а также недостаточной однородностью стекломассы, что приводит к отклонению от соосности внутреннего и наружного контуров заготовки, которое может достигать 10 мм. Эллипсоидная форма внутреннего отверстия заготовки во время механической обработки приводит к неравномерности припуска, что вызывает колебания сил резания, переменный характер отжатий инструмента при его перемещении вдоль контура, вибрации в технологической системе. Недостатком шлифования заготовок с неравномерным припуском является необходимость в постоянной корректировке параметров режима обработки, прежде всего глубины резания, что приводит к увеличению количества проходов и времени обработки заготовки, повышенному износу алмазного инструмента, высокому уровню дефектности в поверхностном слое, особенно в зонах врезания инструмента [3]. Дефекты механической обработки, которые появляются на этапе формирования внутреннего контура из-за указанных выше недостатков, наиболее часто приводят к разрушению готового изделия во время стендовых испытаний [4].

В условиях жесткой конкуренции перспективные предприятия переоснащаются новым высокотехнологичным оборудованием, которое дает возможность внедрять более эффективные схемы резания и применять адаптивное управление ходом ТП. Последнее невозможно без установления

качественных и количественных связей между действующими технологическими факторами и погрешностями обработки. Поэтому актуальны исследования, связанные с установлением аналитической связи между явлениями, возникающими во время механической обработки сложно профильных изделий, и погрешностями формы и геометрии изделий.

В работах [3 - 5] уделялось внимание изучению факторов, влияющих на погрешность точности профиля и качество поверхности тонкостенных оболочек из ситалла. Однако, как правило, ограничивались выявлением закономерностей возникновения погрешностей на отдельных этапах изготовления изделия без учета взаимосвязи их между собой. В исследовании, представленном в работе [6], разработана рациональная схема обработки для этапа шлифования внутреннего профиля изделия на основании анализа напряженного состояния обрабатываемого материала при различных вариантах приложения нагрузки, что позволило снизить негативное влияние радиальной составляющей силы резания на качество поверхностного слоя.

В работе [7] приведены результаты расчетов погрешности профиля изделия в зависимости от величины систематических погрешностей в технологической системе на операциях внутреннего и внешнего алмазного шлифования. Установлено, что основными определяющими факторами при этом являются переменная жесткость заготовки по длине, а также ее изменение при закреплении заготовки в приспособлении. В работах [8, 9] исследованы факторы, влияющие на появление значительного уровня вибраций в технологической системе, а, следовательно, и качество поверхностного слоя, что позволило разработать способы снижения уровня вибраций [10, 11].

Разработка ТП изготовления рассматриваемых изделий в условиях автоматизированного производства ставит задачу исследования комплексного воздействия технологических факторов на погрешности, возникающие при механической обработки.

**Целью работы** является анализ факторов начального и текущего (в процессе обработки) состояния технологической системы алмазного внутреннего шлифования тонкостенных оболочек, влияющих на появление погрешности профиля изделия на этапе их черного шлифования.

### **Основное содержание работы**

Ранее в работах [12, 13] рассматривалась обобщенная математическая модель образования погрешности профиля тонкостенной крупногабаритной оболочки вращения во время внутреннего и наружного шлифования для условий реального производства подобных деталей. Математическая модель формирования профиля изделия включает уравнения относительного движения технологических баз обрабатываемой заготовки и точки контакта рабочей поверхности круга с заготовкой.

Первым этапом механической обработки изделия является черновое шлифование внутреннего контура. Трудоемкость этого этапа напрямую связана с качеством исходной заготовки. Как было рассмотрено выше, основными погрешностями заготовки, которые влияют на точность профиля на данном этапе обработки является эллипсность внутренней поверхности и неравномерный припуск по длине изделия. Во время обработки (рис. 1) заготовка устанавливается в консольном приспособлении.

Из-за сложности профиля изделия применяются шлифовальные круги различных типоразмеров. В данном случае рассмотрим шлифование цилиндрического участка профиля (поз. 6, рис. 1) от торца вглубь изделия алмазным кругом диаметром 100 мм. Формирование параболической и конической частей, а также купола изделия на данном этапе исследований не рассматривается.

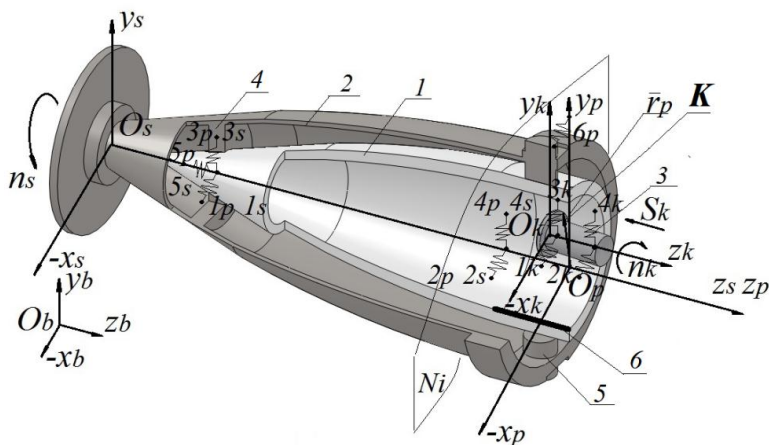


Рисунок 1 – Схема шлифования внутренней поверхности оболочки с указанием расположения систем координат элементов технологической системы

На схеме (см. рис. 1) представлены: 1 - обрабатываемое изделие, которое обозначено в системе координат  $\sum_p (O_p x_p y_p z_p)$ ; 2 - приспособление в системе координат  $\sum_s (O_s x_s y_s z_s)$ , где 4 – установочная опора, 5 – регулировочная опора; 3 – инструмент с системой координат  $\sum_k$ , а также неподвижная система координат станка  $\sum_b$ . Чтобы выяснить влияние какого-либо фактора на точность обработки, на схеме (см. рис. 1) обозначены опорные точки 1s, 2s, 3s, 4s, 5s, 1p, 2p, 3p, 4p, 5p, 6p, 1k, 2k, 3k, 4k для каждой



подсистемы координат, которые представляют собой упругие связи между подсистемами и позволяют «связать» точки на поверхности детали указанных подсистем с осями систем координат.

Аналитическое выражение относительных перемещений системы координат описанных элементов технологической системы, которые заложены в математическую модель, позволяет вычислить непосредственное влияние технологических факторов на изменение радиуса-вектора  $\bar{r}_p$  от заданого [12]:

$$\bar{r}_p = M_p M_s' M_s M_k' M_k \bar{r}_k + M_p M_s' M_s (\bar{r}_{o_k} + \bar{S}_k - \bar{r}_{o_s}) - M_p \bar{r}_{so_p} \quad (1)$$

где  $M_p$  – матрица поворотов системы координат заготовки вокруг осей  $O_p X_p, O_p Y_p, O_p Z_p$ ;  $M_s'$  – матрица поворота, учитывающая заданное схемой относительного движения обрабатываемой заготовки и круга вращение системы координат шпиндель-приспособление, которая описывает изменение её угла поворота вокруг оси  $Z - \theta_s$  при заданной частоте вращения  $n_s$ ;  $M_s$  – матрица поворота системы координат шпиндель-приспособление вокруг осей  $O_s X_s, O_s Y_s, O_s Z_s$ ;  $M_k'$  – матрица поворота, учитывающая заданные схемой вращение координат шлифовального круга в неподвижной системе координат станка, т.е. изменение её угла поворота вокруг оси  $Z - \theta_k$  при заданной частоте вращения  $n_k$ ;  $M_k$  – матрица поворота системы координат шлифовального круга вокруг осей  $O_k X_k, O_k Y_k, O_k Z_k$ ;  $\bar{r}_k$  – радиус-вектор, определяющий положение точки  $K$  (точки в зоне контакта рабочей поверхности круга с заготовкой) в системе координат шлифовального круга;  $\bar{r}_{o_k}$  – радиус-вектор, определяющий положение начала системы координат инструмента  $O_k$  в неподвижной системе координат станка;  $\bar{r}_{o_s}$  – радиус-вектор, определяющий положение начала системы координат шпинделя-приспособления  $O_s$  в неподвижной системе станка;  $\bar{S}_k$  – вектор перемещения системы координат шлифовального круга в неподвижной системе координат станка со скоростью подачи, которая определяется режимом обработки;  $\bar{r}_{so_p}$  – радиус-вектор, определяющий положение начала системы координат заготовки  $O_p$  в системе координат шпиндель - приспособление.

Расчеты с использованием математической модели (1) реализованы в системе визуального математического моделирования Matlab Simulink.

Применение системы имитационного моделирования позволяет исследовать формирование профиля поверхности во время шлифования с учетом переменного характера исходных данных, которые описываются как аналитическими, так и экспериментальными зависимостями.

Результатом решения является изменения координаты вектора  $\bar{r}_p$  с течением времени, что в совокупности описывает контур формируемой поверхности после обработки инструментом. Сравнение полученных координат с заданными покажет погрешность профиля детали в каждой её точке  $K_i$ :

$$\Delta \bar{r}_p = \bar{r}_{p_i} - \bar{r}_{p_{i0}}, \quad (2)$$

где  $\bar{r}_{p_{i0}}$  – заданное значение проекции радиус-вектора  $\bar{r}_p$  на плоскость  $N_i$  в зоне контакта к соответствующей точке контакта круга и заготовки  $K$ ;  $\bar{r}_{p_i}$  – получаемое после обработки значение проекции вектора  $\bar{r}_p$  на плоскость  $N_i$  в зоне контакта к соответствующей точке контакта круга и заготовки  $K$ .

Погрешность обработки профиля рассматриваемой оболочки связана с погрешностью установки, погрешностями статической и динамической настроек технологической системы. Начальные значения параметров уравнения движения характеризуют относительное положение технологических баз заготовки и режущей поверхности шлифовального круга и определяются постоянными во всем времени моделирования показателями, которые являются коэффициентами элементов математической модели (1):

$$M_p, M_s, M_k, \bar{r}_{o_k}, \bar{r}_{o_s}, \bar{r}_{so_p}.$$

Для условий установки заготовки при обработке внутреннего контура погрешность установки в основном связана с погрешностью базирования, а погрешности закрепления и приспособления по сравнению с ней незначительны [3, 7]. Погрешность базирования при этом присутствует как в осевом, так и в радиальном направлениях. Для схемы (см. рис. 1) погрешность базирования в осевом направлении характеризует отклонение показателя  $\Delta z_{so_p}$  (изменение координаты вектора  $\bar{r}_{so_p}$  в направлении оси  $Z$ ) и соответствует величине, которая зависит от угла опорного конуса в приспособлении и допуска на размер детали в месте базирования по конусу, что приводит к появлению разнотолщинности изделия по профилю вдоль его длины на коническом и параболическом участках заготовки. В радиальном направлении погрешность базирования при внутренней обработке

определяется точностью выверки оси заготовки и характеризуется показателями  $\Delta x_{so_p}$  и  $\Delta y_{so_p}$ , то есть отклонениями координат опорных точек системы детали  $\sum_p$  в системе приспособления  $\sum_s$  на постоянную величину в известном диапазоне, который зависит от состояния технологической системы.

Приспособление с заготовкой консольно закрепляется в патроне станка (см. рис. 1) и во время шлифования под собственным весом прогибается, что вызывает погрешность  $\Delta x_{bo_s} = k z_s$  при движении круга в направлении подачи, уменьшающуюся в направлении от торца заготовки к носку.

Настройка станка на размер заключается в установке шпинделя шлифовального круга в положение, при котором обеспечиваются получение выдерживаемого размера и взаимного расположения поверхностей и определяется параметром  $\Delta x_{bo_k}$  – отклонениями координат опорных точек системы инструмента  $\sum_k$  в системе станка  $\sum_b$  на постоянную величину с полем рассеивания положения шлифовального круга, которое зависит от параметров точности технологической системы. Необходимо учесть на данном этапе погрешность профилирования, которая связана с износом круга и характеризуется показателем  $\Delta x_k$ , как отклонение на постоянную величину в системе инструмента  $\sum_k$ .

Текущие значения параметров уравнения относительного движения появляются в процессе съема припуска с заготовки во время обработки и характеризуются относительным движением технологических баз детали и режущей поверхности инструмента. При этом они вызывают отклонение как начальных, так и текущих значений параметров относительного движения, провоцируя погрешности размеров, относительных поворотов и геометрической формы.

В соответствии с наиболее рациональным в существующих производственных условиях технологическим процессом получение необходимого профиля изделия с заданной толщиной стенки начинается с этапа внутреннего шлифования. Как уже было упомянуто, заготовка изделия имеет переменный припуск  $h_z$  в радиальном и в продольном направлениях [3], что вызывает изменения снимаемого припуска с поверхности, а, следовательно, и сил резания, которые вызывают отжатия подсистем «приспособление-заготовка»  $\sum_s(\sum_p)$  и подсистемы шлифовального круга  $\sum_k$  и неуравновешенность заготовки во время обработки. Присутствие во время обработки заготовки неуравновешенных масс вызывает при её вращении

появление силы инерции, под действием которой нарушается заданное относительное положение систем координат заготовки, приспособления и шлифовального круга через их упругие перемещения в опорах. Таким образом, во время обработки на заготовку действуют силы резания, инерции и тяжести.

Для того, чтобы учесть влияние неуравновешенной массы и изменения жесткости на смещение и поворот заготовки во время обработки, в данном случае представим смещение подсистемы «приспособление-заготовка»  $\sum_s (\sum_p)$  относительно неподвижной подсистемы станка  $\sum_b$  путем внесения в расчетную модель переменных величин  $y_{so_p}$  и  $x_{so_p}$ :

$$\begin{aligned} \Delta x_{so_p} &= \lambda_{1p} + z_{p1p} \cdot tg \Delta \psi_p \\ \Delta y_{so_p} &= \lambda_{3p} + z_{p1p} \cdot tg \Delta \varphi_p \end{aligned} \quad (3)$$

где  $\lambda_{1p}$  и  $\lambda_{3p}$  - упругие перемещения опорных точек 1 и 3 соответственно в направлении  $x$  и  $y$ . Представляют собой функцию  $\lambda_{ip} = f(P_i, j_i)$ , составляющие которой  $P_i$  - сумма сил, действующих на  $i$ -ю опорную точку, к которым относятся силы, возникающие в результате процесса шлифования, сила тяжести, силы инерции как результат неуравновешенности подсистемы «приспособление-заготовка»,  $j_i$  - жесткость  $i$ -ой опоры. Так как для условий механической обработки характерен переменный характер величины  $P_i$ , то и погрешность во время обработки в плоскости  $N_i$  будет иметь переменный характер;  $z_{p1p}$  - координата опорной точки  $1p$  по оси  $z$  с учетом погрешности установки и настройки системы;  $\Delta \psi_p$ ,  $\Delta \varphi_p$  - характеризуют угловую погрешность, определяются по геометрическим зависимостям:

$$\begin{aligned} \Delta \varphi_p &= \arctg \left( \frac{\lambda_{2p} - \lambda_{1p}}{z_{p2p} - z_{p1p}} \right) \\ \Delta \psi_p &= \arctg \left( \frac{\lambda_{4p} - \lambda_{3p}}{z_{p4p} - z_{p3p}} \right) \end{aligned} \quad (4)$$

где  $\lambda_{2p}$  и  $\lambda_{4p}$  - упругие перемещения опорных точек 2 и 4 соответственно в направлении  $x$  и  $y$ ;  $z_{p2p}$ ,  $z_{p3p}$ ,  $z_{p4p}$  - координаты опорных точек  $2p$ ,  $3p$ ,  $4p$  по оси  $z$  (см. рис. 2).

На рис. 2 в точке  $K$  (зона контакта шлифовального круга и обрабатываемой заготовки) действует сила резания  $\bar{P}$ , представленная в виде составляющих:  $P_n$ ,  $P_\tau$ ,  $P_o$  (нормальной, тангенциальной и осевой, соответственно).

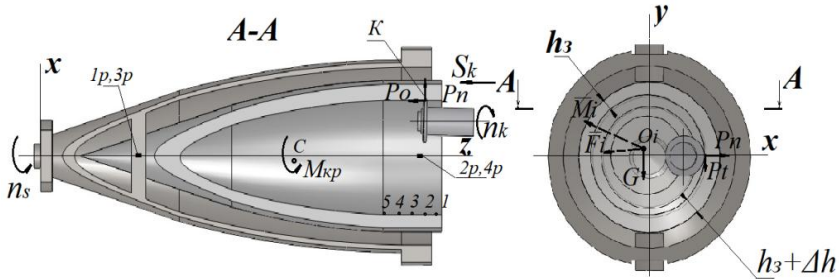


Рисунок 2 – Схема сил, действующих во время внутреннего шлифования на элементы технологической системы

На рис. 3 показаны следующие параметры: сила инерции  $\bar{F}_i$ ; момент инерции  $\bar{M}_i$  – точка приложения  $O_i$ ; крутящий момент  $M_{kp}$  вокруг оси  $O_s Z_s$  и сила тяжести  $\bar{G}$ , приложенная в центре тяжести подсистемы «приспособление-заготовка».

Подставляя исходные данные (на примере обработки, реализуемой в реальных производственных условиях [1-3, 7]) в математическую модель получаем погрешность профиля заготовки в позициях 1, 2, 3, 4, 5 (в плоскости  $XOZ$ ) на цилиндрическом участке. Для сравнения приведем результаты (рис. 3), полученные с учетом наличия в системе неуравновешенной массы, которая появляется из-за низкой точности заготовки. Расчет показал, что заготовка, имеющая переменный припуск, под действием указанных сил и моментов во время обработки, нарушает заданные относительные положения подсистем рассматриваемой технологической системы. Абсолютная погрешность обработки на первом проходе увеличивается в 4 раза и имеет неравномерный характер изменения вдоль обрабатываемой поверхности в направлении подачи, то есть вызывает волнистость поверхности. Погрешности обработки будут копироваться на последующие переходы, тем самым снижая их качество и увеличивая трудоемкость получения годной детали.

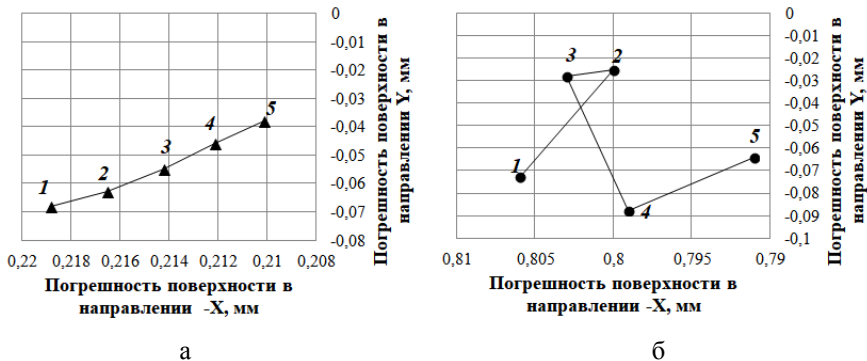


Рисунок 3 – Влияние качества заготовки на погрешность обработки внутренней поверхности заготовки для условий:  
 а - постоянного по диаметру и длине припуска;  
 б - переменного по диаметру и длине припуска

## Выводы

1. Представленная математическая модель позволяет учитывать влияние на точность обработки переменных нагрузок, возникающих во время обработки контура изделия. Это позволяет выявлять технологические факторы, оказывающие отрицательное влияние на результат обработки, а также моделировать условия, уменьшающие их негативные воздействия.

2. Результаты расчетов показали, что основным технологическим фактором, оказывающим влияние на величину погрешности изделия при шлифовании его внутреннего профиля, является качество заготовки, которое выражается в значительных отклонениях стенки заготовки (до 10 мм) по диаметру и неравномерности по длине изделия, эллипсности и несоосности наружного и внутреннего профилей заготовки. Повышение качества заготовки позволит в четыре раза снизить погрешность обработки на черновых проходах.

**Список использованных источников:** 1. *Калафатова Л.П.* Повышение эффективности шлифования твердых сплавов и конструкционной керамики: монография / Л.П. Калафатова, П.Г. Матюха, Д.В. Поколенко, С.Ю. Олейник, С.А. Поезд. – Покровск: ГВУЗ «ДонНТУ», 2017. – 182 с. 2. *Гусев В. В.* Технологическое обеспечение качества обработки изделий из технической керамики: монография / В. В. Гусев, Л. П. Калафатова. – Донецк: ГВЗУ «ДонНТУ», 2012. – 252с. 3. *Поколенко Д.В.* Підвищення ефективності обробки антенних об'єктивів із ситалів за рахунок удосконалення технології алмазного шліфування: автореф. дис. ... к-та техн. наук: 05.02.08 / ДонНТУ. – Донецьк, 2014. – 20 с. 4. *Калафатова Л. П.* Технологічні основи підвищення ефективності обробки та забезпечення якості виробів із технічних стекл і ситалів: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.08 / НТУ «ХП». – Харків, 2001. – 26 с. 5. *Олійник С. Ю.* Забезпечення якості обробки тонкостінних ситалових оболонок шляхом покращення динамічних характеристик технологічної системи шліфування: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.02.08 / ДонНТУ. – Красноармійськ, 2014. – 20 с. 6. *Калафатова Л.П.* Проектирование рациональной схемы шлифования на основе результатов

компьютерного моделирования напряженно-деформированного состояния материала в зоне резания / Л.П. Калафатова // Резание и инструмент в технологических системах. – Харків: НТУ «ХПІ», 2000. – № 57. – С. 96-99. **7. Калафатова Л. П.** Исследование точности формообразования изделий из ситаллов при шлифовании / Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко, Л.Н. Феник // Наукові праці ДонНТУ. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. – № 4 (124). – С. 96-108. **8. Гусев В.В.** Обоснование расчетной схемы для исследования динамического состояния технологической системы алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситалла / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, С.Ю. Олейник // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків: НТУ «ХПІ», 2011. – Вип. 6. – С. 14-23. **9. Гусев В.В.** Исследование динамического состояния технологической системы алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П.Калафатова, С.Ю. Олейник // Вісник СевНТУ. Серія: Машиноприладобудування та транспорт: зб. наук. пр. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – Вип. 128. – С. 60-67. **10. Гусев В.В.** Теоретическое исследование влияния режимов обработки на уровень вибраций при алмазном шлифовании тонкостенных оболочек из хрупких неметаллических материалов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, С.Ю. Олейник // Вісник СевНТУ. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. – Севастополь: СевНТУ, 2013. – Вип. № 139/2013. – С. 57-62. **11. Гусев В.В.** Исследование влияния конструкции оправки на вибрации в зоне контакта алмазного круга и изделия при шлифовании крупногабаритных тонкостенных оболочек вращения из хрупких неметаллических материалов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова, С.Ю. Олейник // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. - Краматорськ: ДДМА, 2013. – Вип. 32. – С. 122-133. **12. Калафатова Л.П.** Математическая модель для определения закономерностей формирования погрешности обработки при шлифовании оболочек сложного профиля из ситалла / Л.П. Калафатова, С.Ю. Олейник, Д.В. Поколенко // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві. – Херсон, 2016. – №2 (13). – С. 89-99. **13. Олійник С.** Аналітична модель механізму утворення сумарної похибки профілю виробів типу оболонок з крихких неметалевих матеріалів під час алмазного шліфування / С.Ю. Олійник, Л.П. Калафатова, Д.В. Поколенко // Технічні науки та технології: науковий журнал. – Чернігів: ЧНТУ, 2017. – № 1(7). – С. 33-41.

**Bibliography (transliterated):** **1. Kalafatova L.P.** Povyshenie jeffektivnosti shlifovaniya tverdyh splavov i konstrukcionnoj keramiki: monografija / L.P. Kalafatova, P.G. Matjuha, D.V. Pokolenko, S.Ju. Olejnik, S.A. Poezd. – Pokrovsk: GVUZ «DonNTU», 2017. - 182 s. **2. Gusev V. V.** Tehnologicheskoe obespechenie kachestva obrabotki izdelij iz tehnichej keramiki: monografija / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova. – Doneck: GVZU «DonNTU», 2012. – 252s. **3. Pokolenko D. V.** Pidvishhennja efektyvnosti obroki antennih obitchnikiv iz sitaliv za rahunok udoskonalennja tehnologii almaznogo shlifuvannya: avtoref. dis. ... k-ta tehn. nauk: 05.02.08 / DonNTU. – Donec'k, 2014. – 20 s. **4. Kalafatova L.P.** Tehnologichni osnovi pidvishhennja efektyvnosti obroki ta zabezpechennja yakosti virobiv iz tehnicnih stekol i sitaliv: avtoref. dis. ... d-ra tehn. nauk: 05.02.08 / NTU «HPI». – Harkiv, 2001. – 26 s. **5. Olijnik S. Ju.** Zabezpechennja yakosti obroki tonkostennih sitalovih obolonok shljahom pokrashennja dinamichnih harakteristik tehnologichnoj sistemi shlifuvannya: avtoref. dis. ... kand. tehn. nauk: 05.02.08 / DonNTU. – Krasnoarmijs'k, 2014. – 20 s. **6. Kalafatova L.P.** Proektirovanie racional'noj shemy shlifovaniya na osnove rezul'tatov komp'juternogo modelirovaniya naprjazhenno-deformirovannogo sostojaniya materiala v zone rezaniya / L.P. Kalafatova // Rezanie i instrument v tehnologicheskix sistemah. - Harkiv: NTU «HPI», 2000. - № 57. - S. 96-99. **7. Kalafatova L. P.** Issledovanie tochnosti formoobrazovaniya izdelij iz sitallov pri shlifovanii / L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko, L.N. Fenik // Naukovi praci DonNTU. – Donec'k: DonNTU, 2007. - № 4 (124). – S. 96–108. **8. Gusev V.V.** Obosnovanie raschetnoj shemy dlja issledovaniya dinamicheskogo sostojaniya tehnologicheskij sistemy almazno-abrazivnoj obrabotki tonkostennyh oboloček iz sitalla / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova, S.Ju. Olejnik // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: zb. nauk. prac'. – Harkiv: NTU «HPI», 2011. – Vip. 6. – S. 14-23. **9. Gusev V.V.** Issledovanie dinamicheskogo sostojaniya tehnologicheskij sistemy almazno-abrazivnoj obrabotki tonkostennyh oboloček iz sitallov / V.V. Gusev, L.P.Kalafatova, S.Ju. Olejnik // Visnik SevNTU. Serija: Mashinoprikladobuduvannja ta transport: zb. nauk. pr. – Sevastopol': SevNTU, 2012. – Vip. 128. – S. 60-67. **10. Gusev V.V.**

Teoreticheskoe issledovanie vlijanija rezhimov obrabotki na uroven' vibracij pri almaznom shlifovanii tonkostennyh obolochek iz hrupkih nemetallicheskih materialov / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova, S.Ju. Olejnik // Visnik SevNTU. Serija: Mashinopriladobuduvannja ta transport. - Sevastopol': SevNTU, 2013. – Vip. № 139/2013. – S. 57-62. **11.** Gusev V.V. Issledovanie vlijanija konstrukcii opravyki na vibracii v zone kontakta almaznogo kruga i izdelija pri shlifovanii krupnogabaritnyh tonkostennyh obolochek vrashhenija iz hrupkih nemetallicheskih materialov / V.V. Gusev, L.P. Kalafatova, S.Ju. Olejnik // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem: zb. nauk. prac'. - Kramators'k: DDMA, 2013. – Vip. 32. – S. 122-133. **12.** Kalafatova L.P. Matematicheskaja model' dlja opredelenija zakonomernostej formirovanija pogreshnosti obrabotki pri shlifovanii obolochek slozhnogo profilja iz sitalla / L.P. Kalafatova, S.Ju. Olejnik, D.V. Pokolenko // Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobnictvi. – Herson, 2016. – №2 (13). – S. 89-99. **13.** Olijnik S. Analitichna model' mehanizmu utvorennja sumarnoi pohibki profilju virobiv tipu obolonok z krihkih nemetalevih materialiv pid chas almaznogo shlifuvannja / S.Ju. Olijnik, L.P. Kalafatova, D.V. Pokolenko // Tehnichni nauki ta tehnologii: naukovij zhurnal. – Chernigiv: ChNTU, 2017. - № 1(7). – S. 33-41.



УДК 621.923.42

В.І. Кальченко, д-р техн. наук, Н.М. Сіра, В.О. Винник, Д.В. Кальченко,  
Чернігів, Україна

## **ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ДВОСТОРОННЬОГО ШЛІФУВАННЯ ТОРЦІВ ХРЕСТОВИН КАРДАННИХ ВАЛІВ ОРІЄНТОВАНИМИ ШЛІФУВАЛЬНИМИ КРУГАМИ**

*Запропоновано тривимірне геометричне моделювання інструментів, процесу зняття припуску та формоутворення при двосторонньому торцевому шліфуванні хрестовин карданних валів, що не обертаються та обертаються під час шліфування. Обробка деталей виконується орієнтованими шліфувальними кругами. При здійсненні чистового шліфування однієї деталі інша не повинна входити в зону обробки для забезпечення високої точності обробленої поверхні. Наведено розрахунок сил різання при шліфуванні торців хрестовин карданних валів.*

*Ключові слова: двостороннє торцеве шліфування, хрестовини карданних валів*

*Предложено трехмерное геометрическое моделирование инструментов, процесса снятия припуска и формообразования при двухстороннем торцевом шлифовании крестовин карданных валов, которые не вращаются и вращаются во время обработки. Обработка деталей выполняется ориентированными шлифовальными кругами. При осуществлении чистового шлифования одной детали другая деталь не должна входить в зону обработки для обеспечения высокой точности обработанной поверхности. Приведен расчет сил резания при шлифовании торцов крестовин карданных валов.*

*Ключевые слова: двухстороннее торцевое шлифование, крестовины карданных валов*

*Three-dimensional geometric modeling of tools, the process of removal of stock and shaping in two-sided face grinding of the crosses of cardan shafts, which do not rotate and rotate during machining, is proposed. The workpieces are processed by oriented profiled grinding wheels. When finishing one part in a perfect grinding process, the other part must not enter the machining area to ensure high precision of the machined surface. The calculation of the cutting forces for grinding the ends of the crosses of cardan shafts is given*

*Keywords: two-sided face grinding, crosses of cardan shafts*

Отримання високоточних деталей в машинобудуванні пов'язане із широким застосуванням сучасних технологій механічної обробки, які повинні забезпечувати високу точності оброблених поверхонь і продуктивності обробки. У значній мірі це відноситься до обробки деталей з високими вимогами до точності торцевих поверхонь, таких як, хрестовини карданних валів, і ін.

Хрестовини карданних валів мають дуже широке застосування в автомобілебудуванні, в сільськогосподарських машинах, на різноманітних виробництвах для з'єднання силових агрегатів та передачі обертання від двигунів до приводів різних типів. Вони використовуються у легкових та вантажних автомобілях для передачі крутного моменту від силового агрегату до ведучих коліс, а також у кермових механізмах. Хрестовини карданних

валів набули значного поширення, тому підвищення ефективності обробки та продуктивності виробництва необхідно розглядати нові методи моделювання процесу обробки і отримання кращих результатів розрахункової точності торців оброблених деталей.

Найбільш продуктивним способом шліфування торцевих поверхонь деталей є шліфування на двосторонніх торцешліфувальних верстатах. Обробка торцевих поверхонь на цих верстатах є більш високоефективною в порівнянні з обробкою на плоскошліфувальних та односторонніх торцешліфувальних верстатах.

Розробка нових взаємопов'язаних модульних 3D-моделей інструментів та формоутворення, які описують процес двостороннього шліфування торцевих поверхонь хрестовин карданних валів орієнтованими шліфувальними кругами. Дослідження способу кріплення хрестовин карданних валів модульних 3D-моделей сприятимуть створенню нових високоефективних способів та технологій шліфування торців деталей і їх впровадженню в промисловість.

В роботах [1, 2] наведено модульне 3D-моделювання двостороннього торцевого шліфування деталей з циліндричними торцевими поверхнями.

Відома фірма Saturn (Німеччина) [3] здійснює обробку деталей на двосторонніх торцешліфувальних верстатах, але шліфування відбувається з невеликим нахилом шліфувальних кругів тільки в одній площині, що потребує декілька проходів при знятті великих припусків.

Розрахунок сил різання які виникають при шліфуванні наведено в [4-9]. В роботі [10] досліджено вплив теплових явищ, жорсткості системи ВПІД на точність та якість оброблюваних деталей. В [11] наведено розрахунок продуктивності шліфування, інтенсивності зносу інструменту та теплонапруженості процесу шліфування.

Але в цих роботах не розглядається загальна модульна 3D-модель двостороннього торцевого шліфування хрестовин карданних валів що не обертаються та обертаються під час обробки. Не досліджено вплив способу фіксації хрестовин карданних валів в радіальному та осьовому напрямках на геометричну точність формоутворення оброблюваних поверхонь.

Метою даної роботи є створення модульної 3D-моделі, процесів зняття припуску та формоутворення торцевих поверхонь деталей, розрахунок сил різання, усунення суміщення перехідних процесів при чистовій обробці деталей. Це дозволить аналізувати процеси зняття припуску та формоутворення, розробити нові способи, а на їх базі високоефективні технології шліфування торцевих поверхонь хрестовин карданних валів.

На рис. 1 зображено розрахункову схему шліфування торцевих поверхонь хрестовин карданних валів на двосторонньому торцешліфувальному верстаті. Шліфувальні бабки 1, 2 разом з кругами 3, 4 повертають на кути  $\varphi$ ,  $\psi$  відносно сферичного шарніра 8. Деталі 5 подаються

в зону обработки за допомогою барабана подачі виробів 6. Перед обробкою шліфувальний круг правлять. Правлячий інструмент 8 призначений для правки чорнової ділянки шліфувального круга.

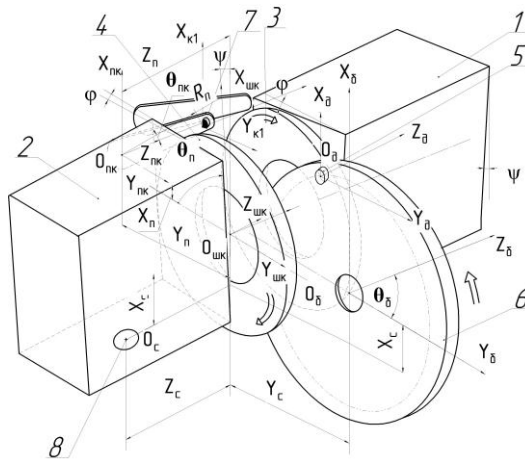


Рисунок 1 – Розрахункова схема формоутворення торців хрестовин карданних валів

Формоутворення торцевої поверхні деталі при обробці орієнтованими шліфувальними кругами здійснюється максимальним діаметром, радіус-вектор якого описується рівнянням:

$$R_{instr}(\theta_p, \theta) := C(0, \theta, 0) \cdot So(-X_c, \varphi, \psi) \cdot P(0, Y_c, X_c) \cdot C(Z_c, -\theta_p, R_b) \cdot e_4 \quad (1)$$

де  $C(Z_c, -\theta_p, R_b)$  – циліндричний модуль інструментальної поверхні;  $P(0, Y_c, X_c)$  – прямокутний модуль переносу;  $So(-X_c, \varphi, \psi)$  – сферичний модуль орієнтації;  $C(0, \theta, 0)$  – циліндричний модуль формоутворення;  $\varphi, \psi$  – кути повороту шліфувального круга;  $X_c, Y_c, Z_c$  – розміри розташування сферичного шарніра;  $\theta, \theta_p$  – параметри поверхні ріжучого інструмента;  $R_b$  – радіус розташування деталей в барабані подачі виробів.

Остаточна точність торцевих поверхонь деталей формується колом найбільшого радіуса.

Радіус-вектор поверхні деталі:

$$R_{det}(\theta_0, \theta_p, \theta) := C(0, \omega, 0) \cdot C_t(-R_b, \theta_0, 0) \cdot P(-Z_c, -Y_c, -X_c) \cdot S(-\varphi, -\psi, X_c) \cdot R_{instr}(\theta_p, \theta) \quad (2)$$

де  $So(-\varphi, -\psi, X_c)$  – сферичний модуль орієнтації;  $P(-Z_c, -Y_c, -X_c)$  – прямокутний модуль переносу;  $C_t(-R_b, \theta_0, 0)$  – циліндричний модуль формоутворення;  $C(0, \omega, 0)$  – циліндричний модуль, що відповідає за орієнтацію деталі відносно напрямку подачі;  $\omega$  – обертання деталі;  $\theta_0$  – кутова координата положення заготовки відносно системи координат круга.

Радіус-вектор кола найбільшого  $R_{max}$  радіуса:

$$R_{\max}(\theta) := C(Z_{\max}, \theta, R_{\max}) \cdot e^4 \quad (3)$$

де  $R_{\max}$  –максимальний радіус шліфувального круга;  $\theta$  – кутовий параметр шліфувального круга;  $Z_{\max}$  – максимальне значення висоти шліфувального круга, мм.

Рівняння однопараметричного огинання має вигляд:

$$\frac{\partial \bar{R}_{\det}}{\partial \theta} \times \frac{\partial \bar{R}_{\det}}{\partial \theta_p} \cdot \frac{\partial \bar{R}_{\det}}{\partial \theta_o} = 0. \quad (4)$$

На рис. 2 зображено відхилення від площинності торця хрестовини карданного вала, що не обертається під час обробки при шліфуванні орієнтованими шліфувальними кругами.

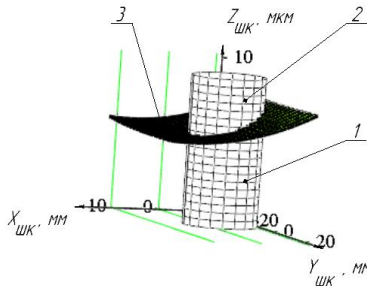


Рисунок 2 – Точність формоутворення торця хрестовини карданного вала

На рис. 3 зображено відхилення від площинності торця хрестовини карданного вала, що обертається під час обробки при шліфуванні орієнтованими шліфувальними кругами.

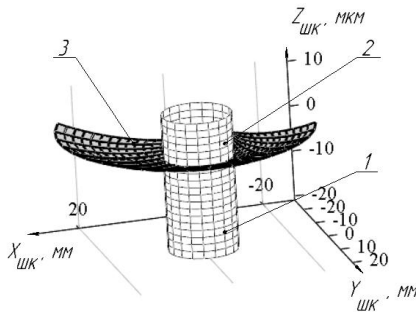


Рисунок 3 – Точність формоутворення торця хрестовини карданного вала

На рис. 4 зображено способи фіксації хрестовини карданного вала 1 в барабані подачі виробів 4 двостороннього торцешліфувального верстата при обробці орієнтованими шліфувальними кругами 5, 6. Хрестовина карданного вала 1 (рис. 4, а) фіксується за допомогою пристрою, який складається з двох частин 2, 3, що з'єднуються за допомогою різьби. Якщо не затягувати різьбу до упору, пристрій дозволяє деталі обертатись, що підвищує точність формоутворення, але знижує симетричність торців за рахунок наявності зазорів.

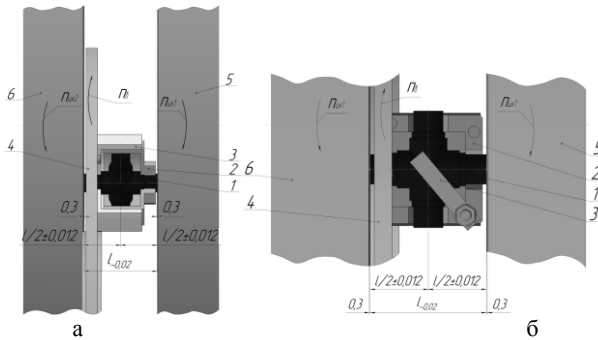


Рисунок 4 – Способи фіксації хрестовини карданного вала

На рис. 4, б зображено пристрій 2, де хрестовина карданного вала 1 кріпиться нерухомо в призмах, зверху притискається прихватом 3 що забезпечує підвищення симетричності торців, але збільшується геометрична похибка формоутворення.

На рис. 5 наведено графік похибки формоутворення торця хрестовини карданного вала діаметром 15 мм по контуру, де при обробці деталь фіксується в кутовому та осьовому напрямках та не обертається під час обробки.

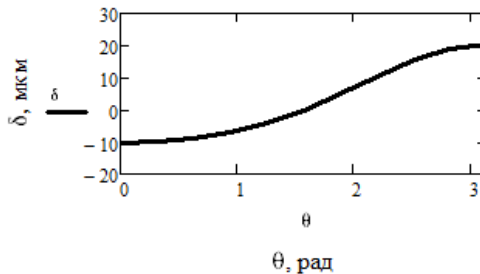


Рисунок 5 – Геометрична похибка формоутворення торців хрестовин карданних валів

На рис. 5 та рис. 6 зображено графіки залежності похибки формоутворення торця хрестовини карданного вала діаметром 15 мм, що не обертається (рис. 5) та обертається (рис. 6) під час обробки.

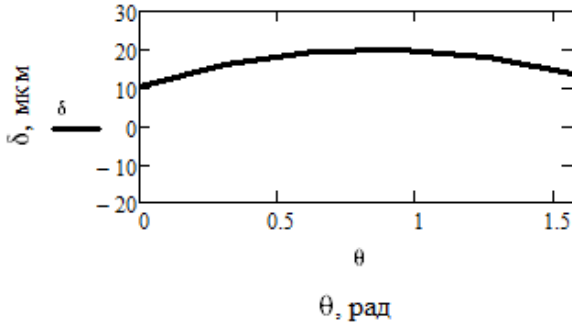


Рисунок 6 – Похибка формоутворення торця хрестовини карданного вала по координаті обробки

Як видно з графіків (рис. 5 та 6), під час обертання точність формоутворення більша.

Сили при шліфуванні торцевих поверхонь можна визначити з [9, 12].

Сили різання можна визначити за допомогою експериментально визначеної потужності за формулою [13]:

$$P_{z_i} = \frac{N p_{z_i}}{V_i}, \quad (6)$$

де  $N p_{z_i}$  – потужність шліфування торців деталей;

$V_i$  – швидкість різання, яка визначається з рівняння (7).

$$V_i = \frac{\pi \cdot D_i \cdot n}{60 \cdot 1000}, \quad (7)$$

де  $D_i$  – діаметр розташування центра деталі на поверхні шліфувального круга;

$n$  – частота обертання шліфувального круга.

Визначена експериментально активна потужність при шліфуванні зображена на рис. 7.

На рис. 7 зображено графік активної потужності, яка витрачається на шліфування торця хрестовини карданного вала.

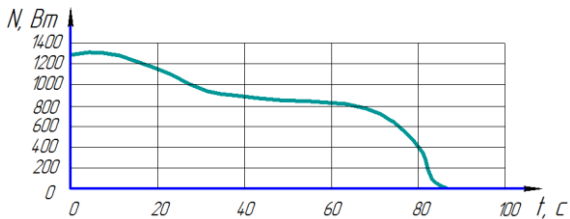


Рисунок 7 – Активна потужність N

З виразу (6) визначимо сили різання та побудуємо графік залежності сили  $P_z$  від часу  $t$  (рис. 8).

При вході деталі в зону обробки відбувається удар, при цьому виникає перехідний процес [14], що призведе до збільшення похибки обробки, якщо інша деталь виходить з зони обробки, тому потрібно уникати входу однієї деталі в зону обробки та виходу іншої.

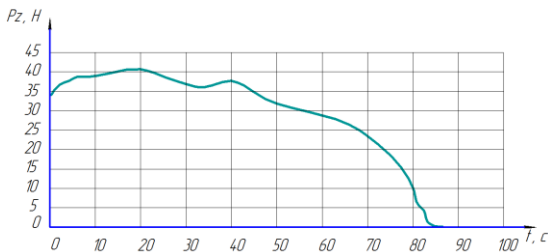
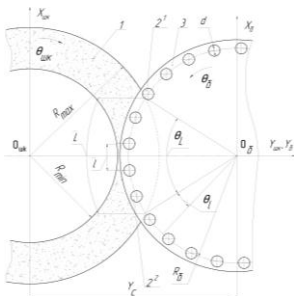


Рисунок 8 – Сила різання  $P_z$

При вході деталі  $2^1$  в зону обробки (рис. 9) не відбувається чистового шліфування деталі  $2^2$ , що забезпечить високу точність деталі  $2^2$  при її формоутворенні.



1 – шліфувальний круг,  $2^1, 2^2$  – оброблювані деталі, 3 – барабан подачі виробів

Рисунок 9 – Шліфування торців хрестовин карданних валів

Число деталей  $m$ , які одночасно оброблюються на верстаті, визначається з виразу [15]:

$$m = L/l, \quad (8)$$

де  $L=R\theta_L$  – довжина дуги контакту, на радіусі  $R\theta_L$ , (рис. 9) подаючого барабана 3, деталі 2 з кругом 1 в межах кута  $\theta_L$ ;

$l = R\theta_1$  – відстань між деталями на радіусі  $R\theta_1$  барабана подачі виробів.

Загальна сила різання визначається як сума сил різання при одночасній обробці всіх деталей в даний момент часу.

Сумарна сила буде змінюватись при проходженні деталі шляху  $l$ , після чого вона буде приймати ті ж значення, при проходженні наступних деталей шляху  $l$ .

На рис. 10 наведено графік залежності сумарної сили  $P_{z\Sigma}$  від часу обробки.

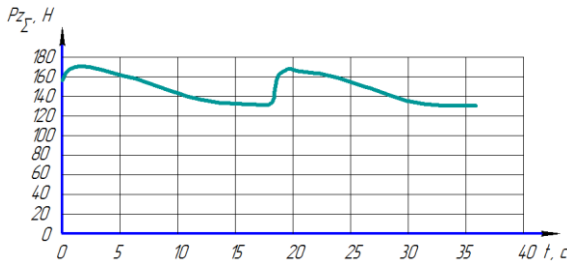


Рисунок 10 – Сумарна сила різання  $P_{z\Sigma}$

Як бачимо (рис. 10) максимальна сила буде при входженні деталі в зону обробки, потім зменшується і знову зростає, коли входить друга деталь.

### Висновок

Запропоновано модульне 3D-моделювання інструментів, процесів зняття припуску та формоутворення торцевих поверхонь деталей, при розрахунку точності формоутворення хрестовин карданних валів що не обертаються та обертаються під час обробки.

Досліджено вплив способу фіксації хрестовин карданних валів в барабані подачі виробів на геометричну точність формоутворення. При кріпленні хрестовин карданних валів нерухомо в призмах забезпечується підвищення симетричності торців, але збільшується геометрична похибка формоутворення. При обертанні деталей під час обробки геометрична точність формоутворення буде більше, але симетричності торців менша.



При вході однієї деталі в зону обробки відбувається різке зростання сили різання, що збільшує похибку формоутворення торцевої поверхні деталі, що виходить з зони обробки. Запропоновано розташовувати кріплення деталей в барабані подачі виробів на відстані, що більше або дорівнює діаметру оброблюваних торцевих поверхонь хрестовин карданних валів, що дозволить забезпечити високу точність формоутворення.

**Список використаних джерел:** 1. *Grabchenko A.I., Kalchenko V.I., Kalchenko V.V.* Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). – Чернигов: ЧГТУ, 2009.– 356 с. 2. *Кальченко В.В.* Наукові основи ефективного шліфування зі схрещеними осями абразивного інструменту та деталі // Дисертація докт. техн. наук. Харків: НТУ «ХПІ». – 2006. – 489 с. 3. *Satum.* Торцевое шлифование спаренными шлифовальными кругами: [Журнал для клиентов фирмы «Junkermaschinen»] / ErwinJunker: Maschinenfabric Gmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2005 – 8 с. 4. *Кальченко В.И., Погиба Н.Н., Кальченко Д.В.* Определение составляющих силы резания при глубинном шлифовании поверхностей вращения ориентированным эльборовым кругом // Сверхтвердые материалы: научно-теоретический журнал, 2012. – №2(196). – С. 58-73. 5. *Volodymyr Kalchenko, Andriy Yeroshenko and others* Determination Of Cutting Forces In Grinding With Crossed Axes Of Tool And Workpiece // Acta mechanica et automatica, 2017. – vol.11 no.1. – pp. 58-63. 6. *Шахновская С.С.* Силы при двустороннем торцешлифовании // Станки и инструмент. 1973. -№ 1. - С. 20 – 21. 7. *Вайнер Л. Г.* Моделирование сил резания и характеристик съема припуска при двустороннем шлифовании торцов одиночной заготовки / Л. Г. Вайнер // Новые материалы и технологии в машиностроении. Сборник научных трудов по итогам международной научно-технической конференции. Выпуск 14. - Брянск: БГИТА, 2011.-С. 14-17. 8. *Каминская В.В., Вайнер Л.Г.* Расчетное определение сил резания при обработке торцов роликов на двухстороннем торцешлифовальном станке. - Повышение эффективности использования технологического оборудования, гибких автоматизированных станочных комплексов: Тез. докл. науч.- техн. конф. - Комсомольск на Амуре: ХЦНТИ, 1985, с. 12-13. 9. *Кальченко В.И., Кальченко В.В., Следникова О.С.* Дослідження процесу шліфування торців орієнтованих деталей профільованими кругами // Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки. – Черкаси: ЧДТУ. – 2016. - №4(2016). С. 72-82. 10. *Кальченко В.И., Кальченко В.В. і ін.* Дослідження способу шліфування валків стрічкопркатних станів зі схрещеними осями інструмента та деталі // «Вісник Черкаського державного технологічного університету. Серія: Технічні науки» – Черкаси: ЧДТУ, 2016. – №4/2016. – С. 80-88. 11. *Кальченко В.И., Кальченко В.В. і ін.* Теоретичне та експериментальне дослідження процесів зняття припуску, зносу круга, точності формоутворення та теплонапруженості при шліфуванні циліндричних та ступінчатих валів зі схрещеними осями деталі та круга // Технічні науки та технології: науковий журнал. / Черніг. нац. технол. ун-т. – Чернігів : Черніг. нац. технол. ун-т, 2016. – №4(6). – С. 35-43. 12. *Филимонов Л.Н.* Плоское шлифование / Л.Н. Филимонов – Л.: Машиностроение, 1985. – 109 с. 13. *Кальченко В.И., Венжега В.И. і ін.* Теоретичне та експериментальне дослідження процесів зняття припуску, зносу кругів, точності формоутворення та теплонапруженості під час шліфування торців деталей // Технічні науки та технології : науковий журнал / Чернігів. нац. технол. ун-т. – Чернігів. нац. технол. ун-т. – 2016. – № 4 (6). – С. 25-34. 14. *Кудинов, В.А.* Динамика станков / В.А. Кудинов. - М.: Машиностроение, 1967. - 359 с. 15. *Кальченко В.В., Следникова О.С. і ін.* Дослідження процесу двостороннього шліфування циліндричних деталей з торцями різних діаметрів орієнтованими шліфовальними кругами // Технічні науки та технології : науковий журнал - Чернігів. нац. технол. ун-т. – 2017. – № 2 (8). – С. 40-48.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Grabchenko A.I., Kalchenko V.I., Kalchenko V.V.* Shlifovanie so skreshchivaiushchimisia osiami instrumenta i detali (Monografiia). – Chernigov: ChGTU, 2009.– 356 s. 2. *Kalchenko V.V.* Naukovi osnovy efektyvnoho shlifuvannia zi skhreshchenymy osiamy abrazyvnoho

instrumentu ta detali // Dysertatsiia dokt. tekhn. nauk. Kharkiv: NTU «KhPI». – 2006. – 489 s. **3.** Saturn. Tortcevoe shlifovanie sparennymi shlifoval'nymi krugami: [Zhurnal dlja klientov firmy «Junkermaschinen»] / ErwinJunker: Maschinenfabric Gmbh, Junkerstraße 2. Postfach 25. D 77787. – Nordrash, Germany, 2005 – 8 s. **4.** *Kalchenko V.I., Pogiba N.N., Kalchenko D.V.* Opredelenie sostavliaiushchikh sily rezaniia pri glubinnom shlifovanii poverkhnosti vrashcheniia oriietirovannym elborovym krugom // Sverkhverdye materialy: nauchno- teoreticheskii zhurnal, 2012. – №2(196). – S. 58-73. **5.** *Kalchenko V.V., Yeroshenko A.M., Boiko S.V. & Sira N.M.* (2017) Determination Of Cutting Forces In Grinding With Crossed Axes Of Tool And Workpiece. Acta mechanica et automatica, vol.11 no.1. – pp. 58-63. **6.** *Shakhnovskii S.S.* Sily pri dvustoronnem tortceshlifovanii // Stanki i instrument. 1973. -№ 1. - S. 20 – 21. **7.** *Vainer L.G.* Modelirovanie sil rezaniia i kharakteristik sema pripuska pri dvustoronnem shlifovanii tortcov odinochnoi zagotovki / L.G. Vainer // Novye materialy i tekhnologii v ma- shinostroenii. Sbornik nauchnykh trudov po itogam mezhdunarodnoi nauchno-tekhnicheskoi konferentsii. Vypusk 14. - Briansk: BGITA, 2011.-S. 14-17. **8.** *Kaminskaia V.V., Vainer L.G.* Raschetnoe opredelenie sil rezaniia pri obrabotke tortcov rolikov na dvukhstoronnem tortceshlifovalnom stanke. - Povyshenie effektivnosti ispolzovaniia tekhnologicheskogo oborudovaniia, gibkikh avtomatizirovannykh stanochnykh kompleksov: Tez. dokl. nauch.- tekhn. konf. - Komsomolsk –na-Amure: KhTeNTI, 1985, s. 12-13. **9.** *Kalchenko V.I., Kalchenko V.V., Sliednikova O.S.* Doslidzhennia protsesu shlifuvannia tortsiv oriietovanykh detalei profilovanykh kruhamy // Visnyk Cherkaskoho derzhavnoho tekhnolohichnoho universytetu. Serii: Tekhnichni nauky. – Cherkasy: ChDTU. – 2016. - №4(2016). S. 72-82. **10.** *Kalchenko V.I., Kalchenko V.V.* i in. Doslidzhennia sposobu shlifuvannia valkiv strichkopratnykh staniv zi skhreshchenymy osiamy instrumenta ta detali // «Visnyk Cherkaskoho derzhavnoho tekhnolohichnoho universytetu. Serii: Tekhnichni nauky» – Cherkasy: ChDTU, 2016. – №4/2016. – S. 80-88. **11.** *Kalchenko V.I., Kalchenko V.V.* i in. Teoretychne ta eksperymentalne doslidzhennia protsesiv zniattia pryprysku, znosu kruha, tochnosti formoutvorennia ta teplonapruzhenosti pry shlifuvanni tsylindrychnykh ta stupinchatykh valiv zi skhreshchenymy osiamy detali ta kruha // Tekhnichni nauky ta tekhnolohii: naukovi zhurnal. / Chernih. nats. tekhnol. un-t. – Chernihiv : Chernih. nats. tekhnol. un-t, 2016. – №4(6). – S. 35-43. **12.** *Filimonov L.N.* Ploskoe shlifovanie / L.N. Filimonov – L.: Mashinostroenie, 1985. – 109 s. **13.** *Kalchenko V.I., Venzheha V.I.* i in.. Teoretychne ta eksperymentalne doslidzhennia protsesiv zniattia pryprysku, znosu kruhiv, tochnosti formoutvorennia ta teplonapruzhenosti pid chas shlifuvannia tortsiv detalei // Tekhnichni nauky ta tekhnolohii : naukovi zhurnal / Chernihiv. nats. tekhnol. un-t. – Chernihiv : Chernihiv. nats. tekhnol. un-t. – 2016. – № 4 (6). – S. 25-34. **14.** *Kudinov, V.A.* Dinamika stankov / V.A. Kudinov. - M.: Mashinostroenie, 1967. - 359 s. **15.** *Kalchenko V.I., Sliednikova O.S.* i in. Doslidzhennia protsesu dvustoronnoho shlifuvannia tsylindrychnykh detalei z tortsiamy ryznykh diametriv oriietovanykh shlifivalnymi kruhamy // Tekhnichni nauky ta tekhnolohii : naukovi zhurnal. – Chernihiv : Chernihiv. nats. tekhnol. un-t. – 2017. – № 2 (8). – S. 40-48.

УДК 621.91:536.2

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, С.Т. Пацера, канд. техн. наук, Дніпро,  
Н.В. Крюкова, Харків, Україна

## **ТЕМПЕРАТУРА НА ПОВЕРХНІ РІЗАЛЬНОГО КЛИНА ПРИ КВАДРАТИЧНОМУ РОЗПОДІЛІ ТЕПЛОВОЇ ГУСТИНИ**

*Наведено розрахунок температурного поля на напівплощині клина з боковою адиабатичною стороною і квадратичним розподілом густини смугового безперервного джерела теплоти, отримана формула середнього значення температури.*

*Ключові слова: густина джерела теплоти, інтегральний перехід, критерій Фур'є, температурне поле, середня температура*

*Приведен расчет температурного поля на полуплоскости клина с боковой адиабатической стороной и квадратичным распределением плотности полосового непрерывного источника теплоты, получена формула среднего значения температуры.*

*Ключевые слова: плотность источника теплоты, интегральный переход, критерий Фурье, температурное поле, средняя температура*

*The calculation of the temperature field on the half-plane of the wedge with the lateral adiabatic side and the quadratic distribution of the density of the strip continuous heat source is carried out, the formula for the average temperature is obtained.*

*Key words: heat source density, integral transition, Fourier criterion, temperature field, average temperature*

### **Вступ**

Розрахунки температури на передній і задній поверхнях лека ґрунтуються на температурних полях контактних поверхонь лека від безперервних і швидко рухомих джерел теплоти та на розподілі теплових потоків із зони різання [1, 2].

Визначення температурного поля на контактних поверхнях лека ускладнене адиабатичністю бокових сторін лека і нерівномірним розподілом дотичних напружень (теплової густини).

Одним із напрямків рішення цієї задачі є визначення спочатку температурних полів від смугових безперервних джерел (СБД) теплоти для різального клина по довжині і ширині контакту зі стружкою (або заготовкою), а потім – від приведеного температурного поля для контактної поверхні лека методом суперпозиції (накладання) температурних полів від обох СБД.

В теплофізиці різання наявність адиабатичних поверхонь враховується застосуванням відбитих (фіктивних) джерел за допомогою парних функцій  $f(\psi)$  в межах  $-1 < \psi < 1$  ( $\psi$  – відносний розмір контакту), які одночасно при умові однакових характеру залежності і площі епюри напружень можуть

бути замінниками прийнятих основних трикутничкової і рівномірно-трикутничкової функцій [2, 3] розподілу густини джерела теплоти.

Такою симетричною функцією вибрана  $f(\psi) = 1 - \psi^2$ , яка по середньому значенню (площі епюри контактних напружень)

$\int_0^1 (1 - \psi^2) d\psi = 0,667$  займає проміжне положення між трикутничковим

$\int_0^1 (1 - \psi) d\psi = 0,5$  і рівномірно-трикутничковим  $\int_0^{0,5} d\psi + \int_{0,5}^1 (1 - \psi) d\psi = 0,75$

розподілом.

Формула для рівномірного розподілу густини виведена в роботі [4].

Мета роботи – отримати розрахункову формулу температури для СБД з функцією розподілу теплової густини  $f(\psi) = 1 - \psi^2$ .

#### Постановка задачі

Основою для розрахунків служив відомий вираз [5, 6] для температури (подвоїної) лінійного миттєвого джерела (ЛМД) теплової енергії  $Q_{LM}$  (Джс/м) на поверхні напівобмеженого тіла ( $z = z_1 = 0$ ,  $-\infty < y < +\infty$ )

$$Q_{LM} = \frac{Q_{LM}}{2\pi\lambda\tau} \exp\left[-\frac{(x-x_1)^2}{4\omega\tau}\right], \quad (1)$$

де  $\lambda$  і  $\omega$  – коефіцієнти тепло- і температуропровідності;  $\tau$  – час спостереження температури після імпульсу теплоти;  $x_1$  – абсциса ЛМД по осі  $x$ .

Тіло нескінченного уздовж осі  $y$  різального клина обмежене двома напівплощинами  $xu$  і  $yz$ . В напрямку сходу стружки на смузі  $0 < x_1 < l$  діє джерело теплоти тертя з розподілом густини  $q_x = q_0 \left[1 - (x_1/l)^2\right]$ , напівплощина  $yz$  – адіабатична. Симетрично діючому джерелу введено на смузі  $-l < x_1 < 0$  відбите джерело для перетворення форми клину в напівобмежене тіло.

При розрахунку використано розкладення інтегральної показникової функції для малих значень  $t$  в числовий ряд [6, 7]

$$-E_i(-t) = \int_t^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} = -c - \ln t - \sum_{n=1}^{\infty} (-1)^n \frac{t^n}{n \cdot n!} \quad (2)$$

з постійною Ейлера  $c = 0,5772$ .

Рішення виконувалося по другому напрямку розрахунку [4] шляхом двох інтегральних переходів від ЛМД до СБД.

### Основний зміст

Рішення складається із двох частин.

1. Розрахунок температурного поля.

У загальному вигляді температура СБД дорівнює

$$Q_{c\bar{o}(l)} = \int_{-l}^l f(x_1) \int_0^{\tau} Q_{LM} \cdot d\tau_i \quad (3)$$

1.1. Переходи від ЛМД. Із виразу  $Q_{c\bar{o}}$  (3) спочатку інтегруванням  $Q_{LM}$  (1) по  $\tau_i$  розраховуємо температуру від лінійного безперервного джерела (ЛБД) з питомою енергією  $q_{л\bar{o}}$  (Вт/м) [5, 6]

$$Q_{л\bar{o}} = \frac{q_{л\bar{o}}}{2\pi\lambda} \int_0^{\tau} \exp\left[-\frac{(x-x_1)^2}{4\omega(\tau-\tau_i)}\right] \frac{d\tau_i}{\tau-\tau_i} \quad (4)$$

Тут  $\tau_i$  – момент часу імпульсу теплоти;  $\tau$  – момент часу фіксації температури;  $\tau - \tau_i$  – час поширення теплоти від  $i$ -го імпульсу.

Застосуємо підстановку  $\frac{(x-x_1)^2}{4\omega(\tau-\tau_i)} = s$ , звідки  $\tau - \tau_i = \frac{(x-x_1)^2}{4\omega s}$ ,  $d\tau_i = \frac{(x-x_1)^2 \cdot ds}{4\omega s^2}$ , межі  $s_1 = \frac{(x-x_1)^2}{4\omega\tau}$  з  $\tau_i = 0$  і  $s_2 = \infty$  з  $\tau_i = \tau$ . Відповідно отримуємо

$$Q_{л\bar{o}} = \frac{q_{л\bar{o}}}{2\pi\lambda} \int_{\frac{(x-x_1)^2}{4\omega\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} \quad (5)$$

Потім згідно  $Q_{c\bar{o}}$  (3) і  $Q_{л\bar{o}}$  (5) при  $f(x_1) = 1 - (x_1/l)^2$  для можливості урахування діючого і відбитого джерел з густиною  $q_{c\bar{o}} = q_0 \left[ 1 - \left( \frac{x_1}{l} \right)^2 \right]$  (Вт/м<sup>2</sup>) в межах  $-l < x_1 < l$  визначаємо

$$Q_{c\delta} = \frac{q_{c\delta}}{2\pi\lambda} \int_{-l}^l \left[ 1 - \left( \frac{x_1}{l} \right)^2 \right] \left[ \int_{\frac{(x-x_1)^2}{4\omega\tau}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} \right] dx_1. \quad (6)$$

Вводимо заміну  $\frac{(x-x_1)^2}{4\omega\tau} = p$ , знаходимо  $x_1 = x - \sqrt{4\omega\tau \cdot p}$ ,

$dx_1 = -\sqrt{4\omega\tau} \cdot 0,5 \cdot p^{-0,5} \cdot dp$  і переходимо до безмірних параметру  $\psi = \frac{x}{l}$

і критерію Фур'є  $Fo = \frac{\omega \cdot \tau}{l^2}$ :  $\sqrt{\omega\tau} = l \cdot \sqrt{Fo}$ ;  $\psi_1 = \psi - 2\sqrt{Fo} \cdot p^{0,5}$ ;

$\psi_1^2 = \psi^2 - 4\psi \cdot \sqrt{Fo} \cdot p^{0,5} + 4Fo \cdot p$ ;  $p_1 = \frac{(x+l)^2}{4\omega\tau} = \frac{(1+\psi)^2}{4Fo}$  при  $x_1 = -l$  і

$p_2 = \frac{(x-l)^2}{4\omega\tau} = \frac{(\psi-1)^2}{4 \cdot Fo}$  при  $x_1 = l$ .

Внутрішній інтеграл  $Q_{c\delta}$  (6), зважаючи на малі значення  $1/Fo$  і відповідно  $p$ , замінюємо числовим рядом (2) при  $n = 1$

$$-E_i(-p) = -c - \ln p + p.$$

В цілому вираз  $Q_{c\delta}$  (6) набуває вигляд

$$Q_{c\delta} = \frac{q_0 \cdot l \sqrt{Fo}}{2 \cdot \pi \lambda} \int_{\frac{(\psi-1)^2}{4Fo}}^{\frac{(1+\psi)^2}{4Fo}} \left( 1 - \psi^2 + 4\psi \cdot \sqrt{Fo} \cdot p^{0,5} - 4Fo \cdot p \right) (-c - \ln p + p) p^{-0,5} \cdot dp \quad (7)$$

з підінтегральною функцією

$$Fp = \left. \begin{aligned} & (1 - \psi^2) \left( -c \cdot p^{0,5} - p^{0,5} \ln p + p^{0,5} \right) + \\ & + 4\psi \sqrt{Fo} \left( -c - \ln p + p \right) + \\ & + 4Fo \left( c \cdot p^{0,5} + p^{0,5} \ln p - p^{1,5} \right) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

1.2. Інтегрування складових функції  $Fp$  (8). Кожен інтеграл суми  $Fp$  (8) обчислюється окремо [8, 9] без постійних множників.

$$I_{11} = \int_{p_2}^{p_1} p^{-0,5} dp = 2p^{0,5} \left| \frac{(1+\psi)^2}{4Fo} \right|_{\frac{(\psi-1)^2}{4Fo}} = \frac{2}{\sqrt{Fo}}$$

$$I_{12} = \int_{p_2}^{p_1} p^{-0,5} \ln p dp = 2 \left[ p^{0,5} \ln p - 2p^{0,5} \right]_{p_2}^{p_1} =$$

$$= \frac{2}{\sqrt{Fo}} \left[ (1+\psi) \ln(1+\psi) + (1-\psi) \ln(1-\psi) - (\ln 4Fo + 2) \right].$$

$$I_{13} = \int_{p_2}^{p_1} p^{0,5} dp = p \left. \frac{1,5}{1,5} \right|_{p_2}^{p_1} = \frac{2}{3} \frac{(1+\psi)^3 - (\psi-1)^3}{(4Fo)^{1,5}} = \frac{1+3\psi^2}{6 \cdot Fo^{1,5}}.$$

$$I_{21} = \int_{p_2}^{p_1} dp = p \left| \frac{p_1}{p_2} \right| = \frac{\psi}{\sqrt{Fo}}.$$

$$I_{22} = \int_{p_2}^{p_1} \ln p dp = [p \cdot \ln p - p]_{p_2}^{p_1} =$$

$$= \frac{1}{2\sqrt{Fo}} \left[ (1+\psi)^2 \ln(1+\psi) - (1-\psi)^2 \ln(1-\psi) - 2\psi (\ln 4Fo + 1) \right].$$

$$I_{23} = \int_{p_2}^{p_1} p dp = p \left. \frac{2}{2} \right|_{p_2}^{p_1} = \frac{1}{2} \frac{(1+\psi)^4 - (1-\psi)^4}{(4 \cdot Fo)^2} = \frac{\psi(1+\psi^2)}{4 \cdot Fo^2}.$$

$$I_{31} = \int_{p_2}^{p_1} p^{0,5} dp = I_{13} = \frac{1+3\psi^2}{6 \cdot Fo^{1,5}}.$$

$$I_{32} = \int_{p_2}^{p_1} p^{0,5} \ln p dp = \left[ \frac{2}{3} p^{1,5} \ln p - \frac{4}{9} p^{1,5} \right]_{p_2}^{p_1} =$$

$$= \frac{1}{6 \cdot Fo^{1,5}} \left[ -(1+3\psi^2)(2,053 + \ln Fo) + (1+\psi)^3 \ln(1+\psi) + (1-\psi)^3 \ln(1-\psi) \right].$$

$$I_{33} = \int_{p_2}^{p_1} p^{1,5} dp = p \left. \frac{2,5}{2,5} \right|_{p_2}^{p_1} = \frac{2}{5} \frac{(1+\psi)^5 - (1-\psi)^5}{(4 \cdot Fo)^{2,5}} = \frac{1+10\psi^2+5\psi^4}{40 \cdot Fo^{2,5}}.$$

1.3. Отримання розрахункового виразу. Після групування і математичних спрощень значень інтегралів від  $F$  (8) отримуємо систему складових:

$$I_1' = \frac{2(1-\psi^2)}{\sqrt{Fo}} \left[ -c - (1+\psi) \ln(1+\psi) - (1-\psi) \ln(1-\psi) + (\ln 4 \cdot Fo + 2) + \frac{1+3\psi^2}{12 \cdot Fo} \right];$$

$$I_2' = \frac{2\psi}{\sqrt{Fo}} \left[ -2c \cdot \psi - (1+\psi)^2 \ln(1+\psi) + (1-\psi)^2 \ln(1-\psi) + 2\psi (\ln 4Fo + 1) + \frac{\psi(1+\psi^2)}{4 \cdot Fo^2} \right];$$

$$I_3' = \frac{2}{3\sqrt{Fo}} \left[ -(1+3\psi^2)(-c + 2,053 + \ln Fo) + (1+\psi)^3 \ln(1+\psi) + (1-\psi)^3 \ln(1-\psi) - \frac{3(1+10\psi^2 + 5\psi^4)}{20 \cdot Fo} \right].$$

Вихідними даними для розрахунку максимального значення густини  $q_0$  при  $x_1 = 0$  (6) на основі величини  $q_c = \tau_c \cdot v$  служили середні значення контактних напружень  $\tau_y$  на передній або  $\tau_\alpha$  на задній поверхнях леза [10] і швидкість тертя  $v$ .

Поправочний коефіцієнт  $k_q$  на приведені значення  $q_0 = k_q \cdot q_c$  визначався через середні значення функцій рівномірного  $f_p = \int_0^1 d\psi = 1$  і квадратичного  $f_k = \int_0^1 (1-\psi^2) d\psi = 0,667$  розподілів із співвідношення

$$k_q = f_p / f_k = 1,5. \tag{9}$$

В підсумку замість  $Q_{c0}$  (7) маємо пошуковий вираз

$$Q_{c0} = \frac{k_q \cdot q_c \cdot l}{\pi \cdot \lambda} \cdot U_\psi \text{ при } U_\psi = I_1 + I_2 + I_3, \tag{10}$$

$$\text{де } I_1 = (1-\psi^2) \left[ 2,809 + \ln Fo + \frac{1+3\psi^2}{12 \cdot Fo} + L_1 \right]$$

$$\text{з } L_1 = -(1+\psi) \ln(1+\psi) - (1-\psi) \ln(1-\psi),$$

$$I_2 = \psi \left[ 2\psi \left( 1,809 + \ln Fo + \frac{1+\psi^2}{4 \cdot Fo} \right) + L_2 \right]$$



$$3 L_2 = -(1+\psi)^2 \ln(1+\psi) + (1-\psi)^2 \ln(1-\psi),$$

$$I_3 = \frac{1}{3} \left[ -(1+3\psi^2)(1,476 + \ln Fo) - \frac{3(1+10\psi^2 + 5\psi^4)}{20 \cdot Fo} + L_3 \right]$$

$$3 L_3 = -(1+\psi)^3 \ln(1+\psi) + (1-\psi)^3 \ln(1-\psi).$$

## 2. Визначення середньої температури

Густина теплообміну між тілами тертя найбільш точно визначається через середні значення температурних полів контактної поверхні рухомого і безперервного (постійного) джерел.

2.1. Інтегрування початкових функцій температурного поля.

Середні значення окремих функцій  $I_i$  (10) обчислювалося за формулою

$$I_i = \frac{1}{\psi_{\max} - \psi_{\min}} \int_{\psi_{\min}}^{\psi_{\max}} I(\psi) d\psi = \int_0^1 f(\psi) d\psi.$$

- |   |   |
|---|---|
| 1. $\int_0^1 \ln(1+\psi) d\psi = 2 \cdot \ln 2 - 1 = 0,386$ | 2. $\int_0^1 \ln(1-\psi) d\psi = -1$                  |
| 3. $\int_0^1 \psi \cdot \ln(1+\psi) d\psi = 0,25$           | 4. $\int_0^1 \psi \cdot \ln(1-\psi) d\psi = -0,75$    |
| 5. $\int_0^1 \psi^2 \cdot \ln(1+\psi) d\psi = 0,184$        | 6. $\int_0^1 \psi^2 \cdot \ln(1-\psi) d\psi = -0,611$ |
| 7. $\int_0^1 \psi^3 \cdot \ln(1+\psi) d\psi = 0,146$        | 8. $\int_0^1 \psi^3 \cdot \ln(1-\psi) d\psi = -0,521$ |

2.2. Отримання розрахункової формули роздільним інтегруванням складових функцій  $I_i$  (10).

- $$\int_0^1 (1-\psi^2)(2,809 + \ln Fo) d\psi = 0,667 (2,809 + \ln Fo)$$

$$\int_0^1 (1-\psi^2) \frac{1+3\psi^2}{12 \cdot Fo} d\psi = 0,089 \cdot Fo^{-1}$$

$$\int_0^1 (1-\psi^2) \cdot L_1 d\psi = -0,146$$

$$I_{C1} = 1,726 + 0,667 \cdot \ln Fo + 0,089 \cdot Fo^{-1}$$

$$\begin{aligned}
 2. \quad & \int_0^1 2\psi^2 (1,809 + \ln Fo) d\psi = 1,206 + 0,667 \cdot \ln Fo \\
 & \int_0^1 2\psi^2 \cdot \frac{1+\psi^2}{4 \cdot Fo} d\psi = 0,267 \cdot Fo^{-1} \\
 & \int_0^1 \psi \cdot L_2 \cdot d\psi = -0,813 \\
 & I_{C2} = 0,393 + 0,667 \cdot \ln Fo + 0,267 \cdot Fo^{-1} \\
 3. \quad & \frac{1}{3} \int_0^1 -(1,476 + \ln Fo)(1 + 3\psi^2) d\psi = -0,667(1,476 + \ln Fo) \\
 & \frac{1}{3} \int_0^1 -\frac{3}{20 \cdot Fo} (1 + 10\psi^2 + 5\psi^4) d\psi = -0,267 \cdot Fo^{-1} \\
 & \frac{1}{3} \int_0^1 L_3 \cdot d\psi = 0,591 \\
 & I_{C3} = -0,393 - 0,667 \cdot \ln Fo - 0,267 \cdot Fo^{-1}
 \end{aligned}$$

Сума  $I_{C1} + I_{C2} + I_{C3}$  становить середнє значення функції температурного поля

$$U_{\psi c} = 1,726 + 0,667 \cdot \ln Fo + 0,089 \cdot Fo^{-1} \quad (11)$$

Відповідно середня температура від  $Q_{c\delta}$  (10) на основі середнього значення густини  $q_c$  з приведеним коефіцієнтом форми джерела  $k_q$  (9) і функції  $U_{\psi c}$  (11) дорівнює

$$Q_{cc} = \frac{k_q \cdot q_c \cdot l}{\pi \cdot \lambda} \cdot U_{\psi c} \quad (12)$$

Апроксимація аналітичних функцій

1. Квадратичний розподіл густини. Застосування громіздкого виразу функції  $U_{\psi}$  (10) утруднено трудомісткістю обчислення.

Розрахунки показали, що функція  $U_{\psi}$  (10) має симетричний розподіл з максимальним при  $\psi = 0$  і мінімальним при  $\psi = -1$  і  $1$  значенням, містить постійну складову  $0,667 \cdot \ln Fo$  та включає доданок з множником  $Fo^{-1}$ :

$\psi$	0	-0,5 і 0,5	-1 і 1
$U_{\psi} - 0,667 \cdot \ln Fo$	$2,417 + 0,033 \cdot Fo^{-1}$	$1,838 + 0,071 \cdot Fo^{-1}$	$0,726 + 0,2 \cdot Fo^{-1}$

Для практичних умов різання значення  $(0,03-0,2) \cdot Fo^{-1}$  наближається до нуля і ним можна знехтувати.

Наприклад: 1)  $Fo^{-1} = 0,055 \cdot 10^{-3}$  при точінні сталі 45 (швидкість  $v = 2$  м/с, товщина зрізу  $a = 0,25 \cdot 10^{-3}$ , коефіцієнт усадки стружки  $k = 2$ ) твердим сплавом Т15К6 (коефіцієнт температуропровідності  $\omega = 10 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с) при довжині контакту стружки з лезом  $l = 1 \cdot 10^{-3}$  м і періоді стійкості  $\tau = 1800$  с ( $Fo = 18000$ );

2)  $Fo^{-1} = 0,028 \cdot 10^{-3}$  при точінні сталі 12Х18Н9Т ( $v = 1$  м/с,  $a = 0,31 \cdot 10^{-3}$  м,  $k = 1,8$ ) твердим сплавом ВК8 ( $\omega = 24,6 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с при  $l = 1,11 \cdot 10^{-3}$  м і  $\tau = 1800$  с ( $Fo = 35900$ )).

Апроксимація даних  $U_{\psi}$  (10) при  $0 < \psi < 1$  дозволила отримати емпіричну залежність

$$U_{ek} = 0,73 + 0,667 \cdot \ln Fo + 1,69(1 - \psi^{1,44}). \quad (13)$$

Середнє значення  $U_e$  (13) після інтегрування  $1,69 \int_0^1 (1 - \psi^{1,44}) d\psi = 0,997$  дорівнює

$$U_{ec} = 1,727 + 0,667 \cdot \ln Fo. \quad (14)$$

Адекватність формул  $U_{\psi c}$  (11) і  $U_{ec}$  (14) вказує на високу точність апроксимації виразу  $U_{\psi}$  (10).

2. Рівномірний розподіл густини. Із роботи [4] маємо без складової з відношенням  $1/Fo \rightarrow 0$  дві вихідні формули температурного поля

$$Q_{c\bar{\sigma}} = \frac{q_{c\bar{\sigma}} \cdot l}{\pi \cdot \lambda} [2,809 + \ln Fo - (1 + \psi) \ln(1 + \psi) - (1 - \psi) \ln(1 - \psi)] \quad (15)$$

і його середнього значення

$$Q_{cc} = \frac{q_{c\bar{\sigma}} \cdot l}{\pi \cdot \lambda} (2,423 + \ln Fo). \quad (16)$$

Аналогічно  $U_{ek}$  (13) функцію температурного поля  $Q_{c\bar{\sigma}}$  (15) виразимо ступеневою залежністю  $U_{\psi} - \ln Fo = 1,423 + 1,386(1 - \psi^x)$ , середнє значення якої дорівнює

$$U_{\psi} - \ln F_0 = 1,423 + 1,386 \int_0^1 (1 - \psi^x) d\psi = 1,423 + 1,386 \left( 1 - \frac{1}{x+1} \right) = 2,423 \text{ і звідки}$$

$x = 2,591$ . В результаті отримуємо

$$U_{ep} = 1,42 + \ln Fo + 1,39(1 - \psi^{2,59}). \quad (17)$$

Відповідність виразів функцій (15) і (17) підтверджується високою збіжністю даних порівняльних розрахунків:

$\psi$	0	0,25	0,5	0,75	1
$U_{\psi} - \ln Fo$ (15)	2,809	2,746	2,548	2,177	1,423
$U_{ep} - \ln Fo$ (17)	2,81	2,77	2,58	2,15	1,42

Таким чином була виконана заміна складних аналітичних функцій  $U_{\psi}$  (10) і (15) на прості емпіричні  $U_e$  (13) і (17).

### **Висновки**

1. Отримано вираз температурного поля для СБД з квадратичним розподілом теплової густини на поверхні різального клина.
2. Температурне поле описується спадною функцією з максимальним значенням на межі з адиабатичною стороною.
3. Виведена формула середнього значення температурного поля.
4. Для квадратичного і рівномірного розподілів густини визначені компактні емпіричні залежності температурного поля від критерія Фур'є і відносної ширини СБД.

**Список використаних джерел:** 1. *Резников А.Н.* Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 2. *Силин С.С.* Методы подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с. 3. *Кравченко Ю.Г., Крюкова Н.В.* Контактна температура стружки від швидкорухомого джерела тертя з лезом. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2016. – Вып. 86. – С. 57-61. 4. *Кравченко Ю.Г.* Распределение контактной температуры на режущем клине. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2010. – Вып. 78. – С. 88-96. 5. *Рыкалин Н.Н.* Расчеты тепловых процес сов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296 с. 6. *Карслоу Г.С., Егер Д.К.* Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 488 с. 7. *Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн* – Изд. Четвертое. – М.: Наука, 1977. – 832 с. 8. *Двайт Г.Б.* Таблицы интегралов и другие математические формулы. – М.: Наука, 1978. – 224 с. 9. *Брычков Ю.А., Маричев О.И., Прудников А.П.* Таблицы неопределенных интегралов: Справочник. – М.: Наука, 1986. – 192 с. 10. *Кравченко Ю.Г., Дербабя В.А., Крюкова Н.В.* К вопросу эмпирического определения напряжений и коэффициентов трения при стружкообразовании. – Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2015. – Вып. 85. – С. 137-148.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Reznikov A.N.* Teplofizika rezaniya. – М.: Mashinostroenie, 1969. – 288 s. 2. *Silin S.S.* Metody podobija pri rezanii metallov. – М.: Mashinostroenie, 1979. – 152 s.

3. *Kravchenko Ju.G., Krjukova N.V.* Kontaktna temperatura struzhki vid shvidkoruhomogo dzherela tertja z lezom. – *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.* – Har'kov: NTU «HPI», 2016. – Vyp. 86. – S. 57-61. 4. *Kravchenko Ju.G.* Raspredelenie kontaktnoj temperatury na rezhushhem kline. – *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.* – Har'kov: NTU «HPI», 2010. – Vyp. 78. – S. 88-96. 5. *Rykalin N.N.* Raschety teplovih proces sov pri svarke. – M.: Mashgiz, 1951. – 296 s. 6. *Karslou G.S., Eger D.K.* Teploprovodnost' tverdyh tel. – M.: Nauka, 1964. – 488 s. 7. *Spravochnik po matematike dlja nauchnyh rabotnikov i inzhenerov / G. Korn, T. Korn* – Izd. Chetvertoe. – M.: Nauka, 1977. – 832 s. 8. *Dvajt G.B.* Tablicy integralov i drugie matematicheskie formuly. – M.: Nauka, 1978. – 224 s. 9. *Brychkov Ju.A., Marichev O.I., Prudnikov A.P.* Tablicy neopredelennyh integralov: Spravochnik.– M.: Nauka, 1986. – 192 s. 10. *Kravchenko Ju.G., Derbaba V.A., Krjukova N.V.* K voprosu jempiricheskogo opredelenija naprjazhenij i kojefficientov trenija pri struzhkoobrazovanii. – *Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb.* – Har'kov: NTU «HPI», 2015. – Vyp. 85. – S. 137-148.

UDC 621.9

János Kundrák, Tamás Makkai, István Deszpoth, Antal Nagy  
University of Miskolc, Hungary

## INVESTIGATION OF CUTTING FORCE IN FACE MILLING

*The increase of cutting applied in finishing processes can be achieved first of all by increasing the cutting speed and feed. In face milling, if feed  $f_z$  per tooth is increased and/or the shape of the chip cross section is changed, the load of the cutting edges changes and influences the cutting forces and the actual efficiency. In this paper, the cutting force arising in chip removal and changing under the influence of the increased feed is analysed.*

### 1. INTRODUCTION

There are plane surfaces in almost all fields of the machine industry. A significant proportion of the surfaces of parts are plane surfaces, therefore the efficiency of their machining is of highlighted importance in the production process. Different milling variations have emerged that follow the versatility of workpiece geometry.

In producing parts – and also in the machining of plane surfaces – the main goals of manufacturers are to improve productivity, increase the accuracy and maintain/improve the surface quality. Nowadays the improvement in modern manufacturing technologies (turning, injection moulding, etc.) has a relevant role in Industry 4.0 because the satisfaction of the expanding and more unique customer needs requires the elaboration of new solutions [1, 2]. The timeliness of the feed investigation comes from the ever smaller allowance of pre-fabricants and the ever more frequent material removal in one clamp. In these cases, the increase of feed is an important factor in efficiency improvement.

Face milling is a widely used type of cutting machining [2]. The face milling cutter performs main rotational motion by peripheral speed  $v_c$ , its revolution axis is perpendicular to the machined surface. The collated motion is done by the workpiece, which is a rectilinear motion by feed rate  $v_f$ . As follows from kinematics, each point of the tool edge inscribed a looped epicycloid.

The chip cross sections change because of the joint influence of  $v_c$  and  $v_f$ . The removal is done by the major cutting edges on the plane surface, but also the minor cutting edges located in the face plane play a role in the forming of the machined surface.

Similarly to other cutting machining, the efficiency of the machining is analysed numerically by material removal rate  $Q_w$  ( $\text{mm}^3/\text{min}$ ) and surface rate  $A_w$  ( $\text{mm}^2/\text{min}$ ). An increase in surface rate, at a constant depth of cut, is possible by increasing cutting speed and feed.

In industrial practice, increasing cutting speed has its technical limits when considering economical tool life - machine tools have low reserves regarding the number of revolutions of the spindle. The increase of the feed rate is only made possible by suitable tool geometry.

With the increased feed rate the shape of the chip cross section ( $A_c$ ) also changes, which influences the cutting forces and the roughness of machined surface too. By increasing  $f_z$  feed per tooth – with constant depth of cut  $a_p$  –, the medium chip thickness  $h_m$  increases and changes the  $a_p/f_z$  ratio. As a consequence, several cutting technical parameters change, too, among them the cutting forces. Some researchers aim to reach feed increase of such a scale that the ratio  $a_p/f_z$  relation will be smaller than 1 (“inverse cutting”) [4, 5].

## 2. THE CHANGE OF CUTTING FORCE IN FACE MILLING

In the experiments, the measurement of cutting forces can be done by a force measuring platform connected either to the workpiece or to the tool.

The measured forces and their change (in a coordinate system attached to the workpiece) in one cutting period, that is during the removal of one single chip, can be seen in Figure 1a. The tool edge cuts during one rotation of the milling head, covering its route under the points 1 and 2. The figure shows the cutting force coordinate system in which the measured force components ( $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ ) are interpreted.

On the basis of Figure 1a the theoretical scheme of the change of forces  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  can be drawn as a function of cutting time (Figure 1b).

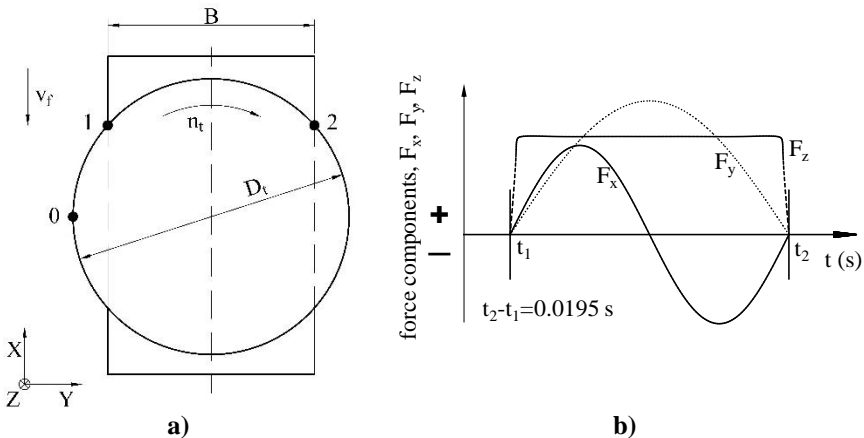


Figure 1 – Interpretation of the forces influencing the workpiece as a function of the swivel of the tool (a) and the theoretical characteristic curve of force components as a function of time (b) in the coordinate system of the dynamometer

The measured values – depending on the formation of the measuring system – are interpreted either in the coordinate system connected to the workpiece ( $F_x, F_y, F_z$ ), or in the coordinate system connected to the tool edge ( $F_c, F_f, F_p$ ). Therefore, these forces differ and are only equal in a determined, special case.

In our case the dynamometer corresponds with force components  $F_x, F_y$  and  $F_z$  (a coordinate system attached to the workpiece). Because the cutting force and its components are interpreted in a coordinate system attached to the tool edge, force components  $F_c, F_f$ , and  $F_p$  differ from the measured force components  $F_x, F_y, F_z$ . The conversion is given in Figure 2.

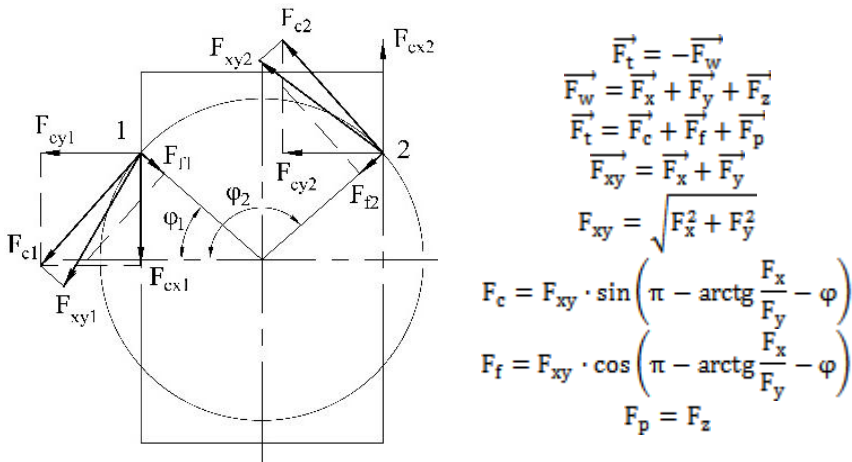


Figure 2 – The interpretation and conversion of cutting force components

### 3. EXPERIMENTS

The experiments focus on how the change of feed and the chip size ratio influences the cutting force components given a constant depth of cut.

#### 3.1. Experimental conditions

The experiments were done under the following conditions. The data of the workpieces: normalised C45 (1.0503) carbon steel, HB 180; width of the machined surface 58 mm; length: 50 mm. The type of the milling head: Sandvik R252.44-080027-15M face milling head,  $D_s=80$  mm. Insert: Sandvik R215.44-15T308M-WL GC4030 coated carbide insert.  $\kappa_r=90^\circ$ ;  $\gamma_o=0^\circ$ ;  $\alpha_o=11^\circ$ ;  $r_e=0.8$  mm. Machine tool: Perfect Jet MCV-M8 vertical machining centre.

One insert was clamped in the milling head. Five different values of feed  $f_z$  were set (Table 1), allowing the chip size ratio (shape of the chip cross section  $a_p/f_z$  ratio) to be changed, too, while keeping the depth of cut constant ( $a_p=0.4$ mm).



(width of cut  $b_w=58$  mm and depth of cut  $a_p=0.4$  mm are constants). The  $a_p/f_z$  ratio varied from 4 to 0.25 in 5 grades.

Table 1 – Data of cutting experiment

No	$v_c$ m/min	$a_p$ mm	$f_z$ mm/tooth	$a_p/f_z$ ratio	$A_c$ mm <sup>2</sup>	$v_f$ mm/min
1	200	0.4	0.1	4	0.04	79.58
2			0.2	2	0.08	159.15
3			0.4	1	0.16	318.31
4			0.8	0.5	0.32	636.62
5			1.6	0.25	0.64	1273.24

During the machining, the force measurement was continuous (Figure 3), while recording the values of components  $F_x$ ,  $F_y$  and  $F_z$ .

Force measuring instrument and its accessories: 9257A dynamometer with 3 components, made by Kistler; 3 5011A charge amplifiers made by Kistler; CompactDAQ-9171 data collector with 4 channels, made by National Instruments. Measurement software, made in LabView programming language.

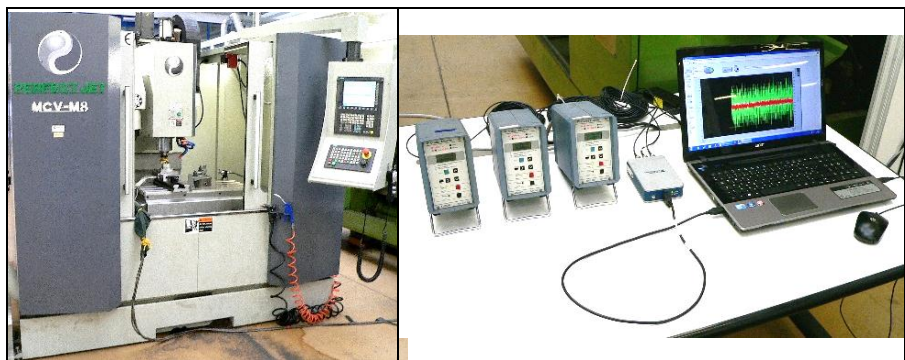


Figure 3 – Workplace for experiments

### 3.2. Results of experiments

Figures 4-5 show the results of measurement. Figure 4 gives the change of force during one roll of the milling head. It can be seen that the cutting during one roll, as a function of the width of the workpiece and also the diameter of the tool, takes a shorter time (on the basis of the sizes of the workpiece and the tool  $\varphi_1=43.53^\circ$  and  $\varphi_2=136.47^\circ$ ). Illustrating the curves in the angle of the turn, the character of its change is formed by the motion relation resulting in looped cycloid, the dynamics of the chip removal, etc.

The change in  $F_x$  is influenced mostly by the rotating motion of the insert. In direction  $x$ , in the feed direction of the tool shaft (in our case it is equal with the symmetry plane of the workpiece), the force components with  $x$  direction also change direction; therefore,  $F_x$  will have negative value too. Practically till the middle of the plane the milling goes in one direction and then the opposite direction.

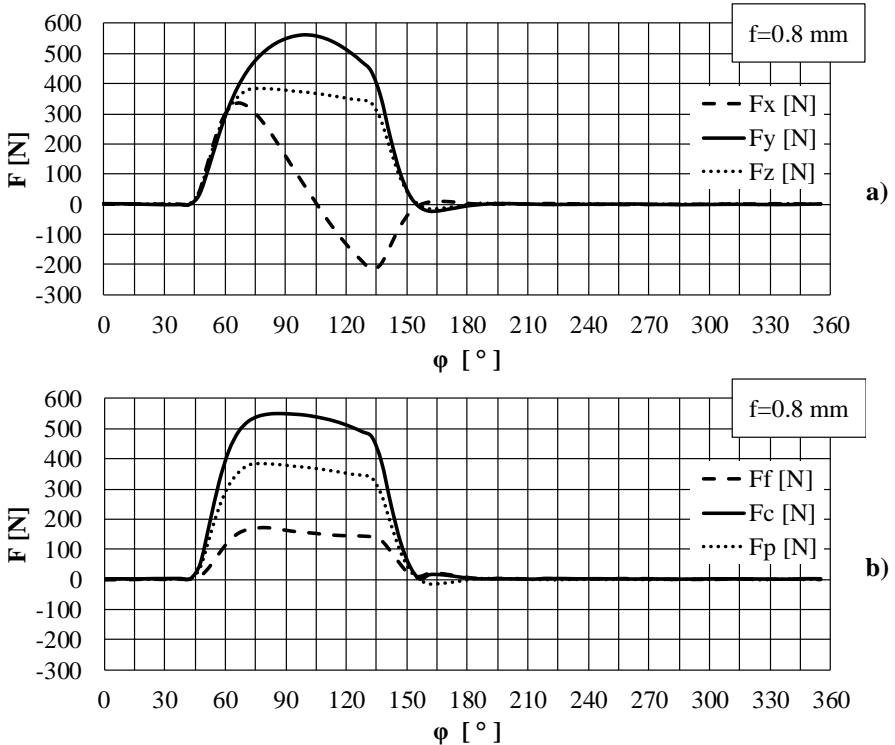
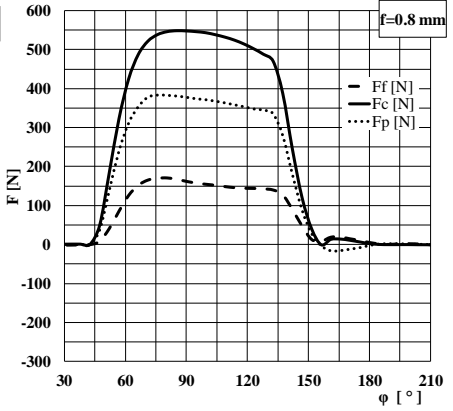
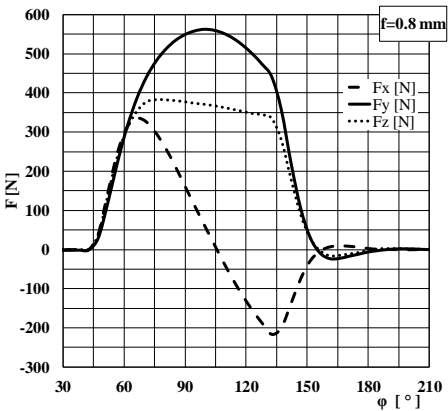
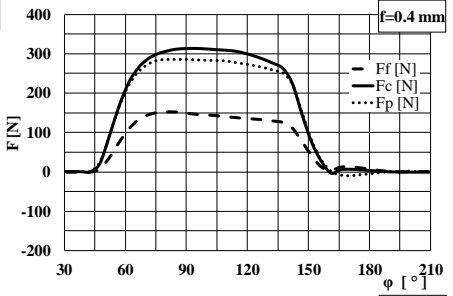
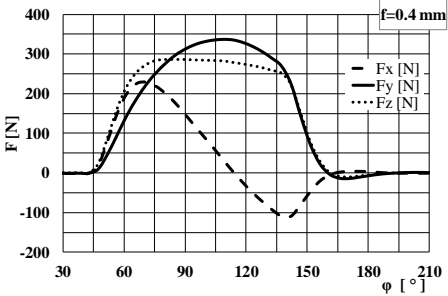
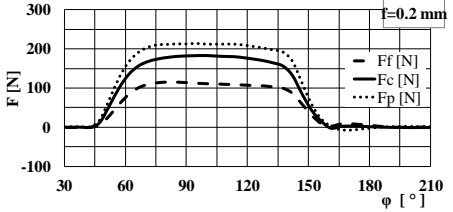
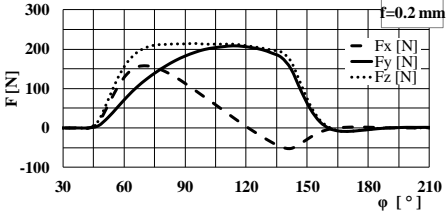
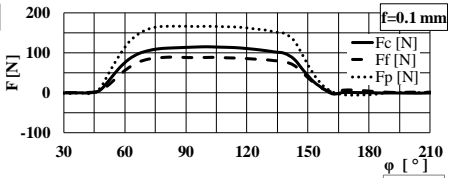
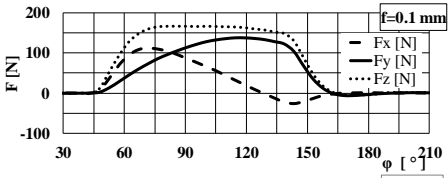


Figure 4 – Change of force components  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  (a) and cutting forces  $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$  (b) during one tool rotation around

In Figure 4b the cutting forces  $F_c$ ,  $F_f$  and  $F_p$  are demonstrated calculated from the measurements, and also their change as a function of the turn of the milling head.

The figure shows that the cutting forces change relatively little in the whole stage of the chip cross section removal. The changes that can be seen in Figure 4a and 4b are in connection with the kinematics of face milling.

In Figure 5 the cutting edge is demonstrated with different values of feed, as are the measured and calculated force values for the stage of the turn where the cutting edge does material removal.



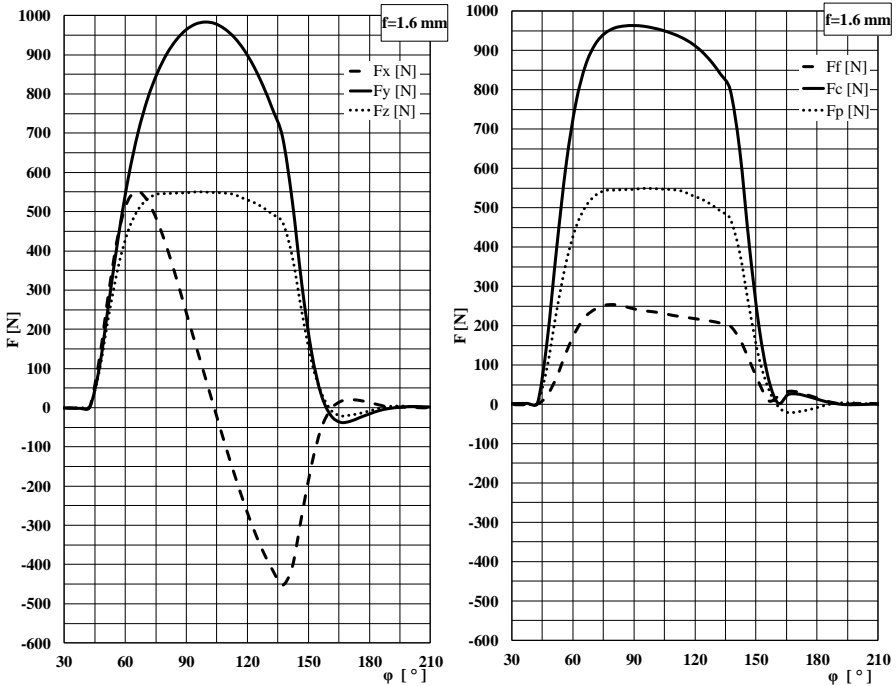


Figure 5 – Change of force components during one rotation of the tool

The character of the change of all three force components is the same in each feed, analysing the change of either  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$  or  $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$ .

Among the three measured force components the values of  $F_z$  are the highest at the two smallest feed rates (with high ratio  $a_p/f_z$ ). Further increasing the feed, the values of  $F_y$  exceed the values of  $F_z$ . This difference grows almost to its two-fold with feed  $f=1.6$  mm. The value of  $F_z$  in a given domain is of an almost constant value with each feed. The value of  $F_z$  grows almost three-fold, from 165 N to 550 N, in the examined feed domain.  $F_y$  takes the local maximum value.

The change  $F_x$  is of negative value, because the components change direction in x direction. The extent of this latter domain of negative value and its values grow with the increase in the feed.

Values of  $F_c$ ,  $F_f$ ,  $F_p$  forces are nearly constant in the stage where the cutting edge removes a whole chip cross section. The cutting forces are only nearly constant because of the change of the motion track of the tool edge, also the momentum values of the resulting motion, and the chip cross section. The curve is not symmetrical with the middle plane.

The value of  $F_c$  grows proportionally with the increase of feed ( $8\times$  feed increase increases the value of  $F_c$  more than eight-fold);  $F_p$  has got the highest

value with the smallest feed value, the size of its increase is four-fold, while the value of  $F_f$  is the smallest with each feed and the size of the increase is also the smallest.

Analysing the maximum values of force components  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ , it was found that the maximal measured and calculated forces are equal. Under the influence of the feed increase the cutting forces increase nearly linearly. The machining time decreases to nearly 6 %, while force  $F_{c,max}$  needed to remove the cross section of a unit decreases by half. At the same time, the removed volume increases sixteen-fold, while the cutting force increases only 8.2-fold.

#### **4. CONCLUSION**

In this paper, the cutting forces characteristic of face milling are examined. The changes in their values are demonstrated in the process of chip removal as a function of the angle of the tool turn. The change is measured both in a coordinate system connected to the workpiece (also complying with the measuring system) and in a coordinate system connected to the tool edge.

It is ascertained that the maximum values of the forces interpreted in the two coordinate systems are nearly the same. By increasing the feed, the cutting forces increase and their ratio to each other also changes.

#### **ACKNOWLEDGEMENTS**

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: K 116876).

This study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialization” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Tamás, P., Illés, B.: **Process improvement trends for manufacturing systems in industry 4.0**, Academic Journal of Manufacturing Engineering 14:(4) pp.119-125. (2016); 2 Tamás, P.: **Application of a simulational investigational method for efficiency improvement of SMED method**, Academic Journal of Manufacturing Engineering 15:(2) pp.23-30. (2017); 3 Hadad, M., Ramezani: **Modelling and analysis of a novel approach in machining and structuring of flat surfaces using face milling process**, Int. Journal of Machine Tools and Manufacture, 2016 June, Vol. 105, pp.32-44; 4 Karpuschewski B., Emmer T., Schmidt K., Nguyen, DT.: **Rundschaff Werkzeugsystem – universell und flexibel einsetzbar in Forschung und Produktion**, Proceedings of 12th International Conference of Tools ICT-2007, Miskolc, 2007, pp.53-62; 5 Karpuschewski, B., Batt, S.: **Improvement of Dynamic Properties in Milling by Integrated Stepped Cutting**, CIRP Annals 2007, 56 (1), pp.85-88

János Kundrák, Tamás Makkai, University of Miskolc, Hungary,  
Angelos P. Markopoulos, National Technical University of Athens, Greece

## **INVESTIGATING THE IMPACT OF FEED AND CUTTING SPEED ON CUTTING FORCES FOR THE INCREASE OF SURFACE REMOVAL RATE IN FACE MILLING**

*Face milling is used for the manufacturing of engineering surfaces. A significant part of the produced surfaces pertains to flat surfaces with high quality. Surface quality, in turn, is connected to the machining conditions used in the process. In this paper, the influence of feed and cutting speed on cutting forces is experimentally investigated, with a view to increase surface removal rate  $A_w$  ( $\text{mm}^2/\text{min}$ ) of the process. The experimental results are treated with ANOVA, indicate a high influence of the feed on all components of the cutting force. With the analysis, optimum conditions may be obtained with the aim of lower cutting forces.*

### **1. INTRODUCTION**

In modern industrial practise, metal cutting is one of the most important and widely used manufacturing processes. Investigations on metal cutting technology pertain mostly to the features of tools, workpiece materials and cutting conditions; these parameters have an impact on process efficiency and final product quality. Selection of optimal machining conditions is a key factor in achieving the latter [1, 2]. Milling is one of the commonly used machining operations and especially face milling is used for machining and structuring of flat surfaces.

In the relevant literature of metal cutting, cutting forces, surface quality and workpiece integrity are commonly experimentally and theoretically investigated [3, 4]. Additionally, modelling is also considered, either through mathematical or numerical models; modelling of milling, where the use of a multipoint tool is required, is more demanding than in turning. Li et al. [5] used Oxley's theory to present mathematical models for the prediction of forces in face milling. Tapoglou and Antoniadis [6] developed a simulation model embedded in a commercial CAD environment to simulate tool kinematics, considering tool geometry, for the prediction of surface roughness. Hadad and Ramezani [7] used mathematical models to produce a CAD software that is able to evaluate the influence of different milling process parameters on pattern geometry. Regarding numerical modelling, Gylrienè and Eidukynas [8] presented a three dimensional Smooth Particle Hydrodynamics model and Zhang et al. [9] a Finite Element model for the simulation of face milling. Nowadays the improvement of the up to date manufacturing technologies, including machining, through modelling methods and techniques, has a relevant role in the Industry 4.0 concept. The latter statement is true because the satisfaction of the increasingly more unique customer needs requires elaboration of new solutions [10, 11].

Regarding the efficiency of milling, expressed in a similar way to other machining operations, material removal rate  $Q_w$  ( $\text{mm}^3/\text{min}$ ) may be used. However, the modern applied approach, considers milling with constant depth of cut, i.e. at one machining pass. Thus, a new indicator, namely surface removal rate  $A_w$  ( $\text{mm}^2/\text{min}$ ) is used [12]. In this case, an increase in efficiency is a result of an increase of the feed and/or the cutting speed. Increase of the cutting speed has technical limitations at the industrial practice, connected to tool life. Feed increase can only be efficient with the use of proper tool geometry. It is worth noting that increase of the feed and alteration of the chip cross section shape influence the cutting forces and the machined surface roughness. Furthermore, the investigation of feed is important because in the case of higher demand milling, e.g. near net shape manufacturing at one pass, the surface removal rate can be increased. As a result, important cutting parameters, including the cutting forces, are significantly influenced [13].

The aim of this work is to present the influence of feed and cutting speed on cutting forces, under various cutting conditions. It is possible to determine the extent to which the surface removal rate can be increased without resulting to exaggerating cutting forces in face milling. For this reason, experiments were carried out with three different feeds per tooth and three different cutting speeds. For each combination of the aforementioned cutting conditions, the cutting forces were registered and processed. The results, were then treated by the Analysis of Variance (ANOVA) method and useful conclusions were drawn.

## **2. EXPERIMENTAL**

For the cutting forces measurements in the experimental procedure, one insert was mounted on the milling head, as can be seen in Figure 1. For feed per tooth, three different values, namely, 0.2, 0.9 and 1.6 mm were used. Similarly, three different cutting speeds, i.e. 50, 225 and 400 m/min were employed. In all cases, the depth of cut was constant at 0.4 mm. In Table 1, the experimental conditions and the equipment used are tabulated.

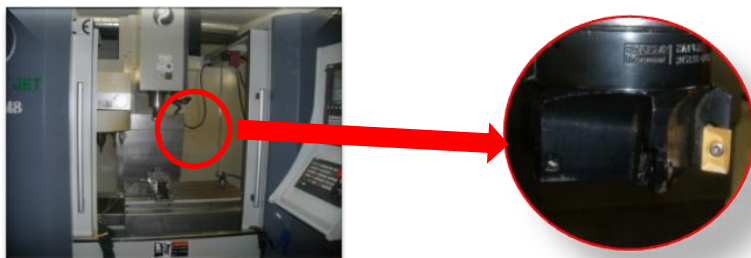


Figure 1 – Machine tool and milling head with one insert

Forces measurements were taken by a Kistler 9257A dynamometer with 3 components. Furthermore, three Kistler 5011A charge amplifiers and a CompactDAQ-9171 data collector with 4 channels, made by National Instruments were employed. All measurements were fed into the measurement software, prepared by LabView programming language.

Table 1 – Experimental equipment and conditions

Machine tool:	Perfect Jet MCV-M8 vertical machining centre
Tool:	Sandvik R215.44-15T308M-WL GC4030 coated carbide insert. $\kappa_r=90^\circ$ ; $\gamma_o=0^\circ$ ; $\alpha_o=11^\circ$ ; $r_e=0.8$ mm
Milling head type:	Sandvik R252.44-080027-15M face milling head, $D_s=80$ mm
Workpiece:	Normalised C45 (1.0503) carbon steel, HB 180; width of the machined surface 58 mm; length: 50 mm.
Cutting data:	cutting speed: $v_c=50, 225, 400$ m/min width of cut: $b_w=58$ mm depth of cut: $a_p=0.4$ mm feed per tooth: $fz=0.2, 0.9, 1.6$ mm

The forces in machining by rotating tools are measured in a coordinate system attached to the workpiece. Due to the fact that the cutting forces are interpreted in a coordinate system attached to the tool edge, the forces diverge from  $F_c, F_f, F_p$  forces system. The forces measured in milling, namely  $F_x, F_y$  and  $F_z$ , are equal to the previous ones only in specific orientations. Figure 2(a) depicts the cutting forces and their variation in a cutting period that is in the removal of a single chip. The dynamometer coordinate system can also be seen in the same Figure. Based on the theory shown in Figure 2(a), the theoretical scheme of the  $F_x, F_y, F_z$  variation versus time, can be drawn in Figure 2(b).

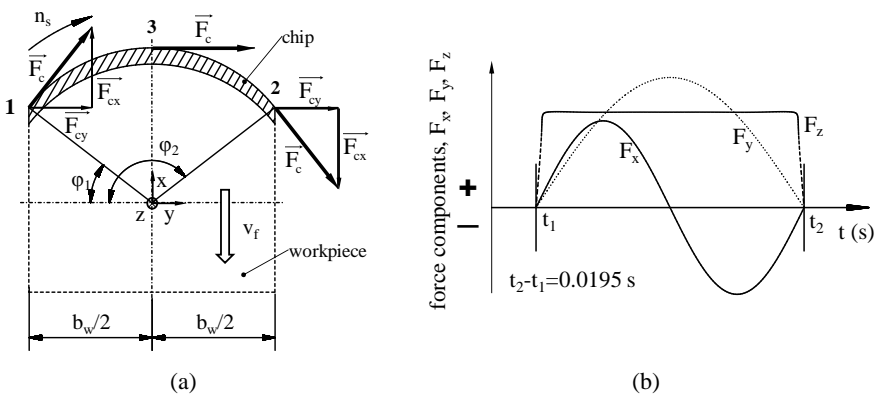


Figure 2 – Change of force components during one tool rotation: a) in the coordinate system of the workpiece and b) in the coordinate system of the tool [12]



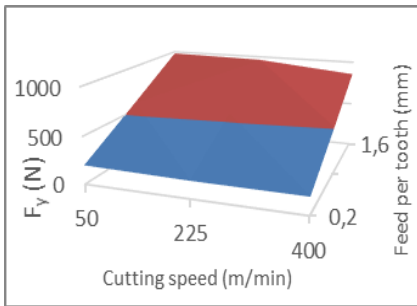
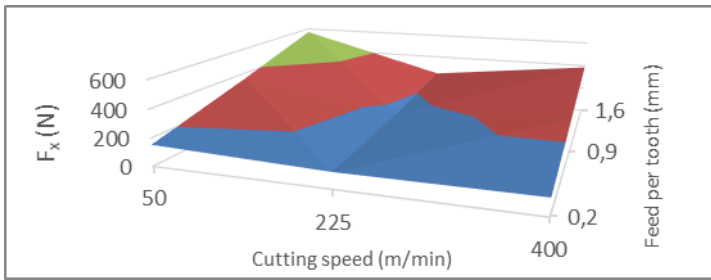
Table 2 contains the maximum forces obtained from the described procedure.

Table 2 – Maximum cutting forces

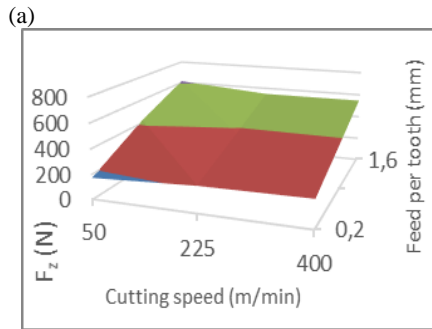
Run No.	Feed per tooth (mm)	Cutting speed (m/min)	Maximum cutting forces (N)		
			$F_x$	$F_y$	$F_z$
1	0.2	50	153.89	200.20	172.00
2		225	113.34	182.87	212.63
3		400	117.34	180.23	223.32
4	0.9	50	353.62	586.61	421.00
5		225	161.37	548.44	376.89
6		400	245.38	508.03	382.68
7	1.6	50	569.72	980.63	613.96
8		225	243.35	963.18	547.31
9		400	385.72	858.20	547.14

### 3. RESULTS AND DISCUSSION

Figures 3 (a) to (c) show the dependence of the three cutting force components on feed and cutting speed.



(b)



(c)

Figure 3 –  $F_x$ , (b)  $F_y$  and (c)  $F_z$  versus feed per tooth and cutting speed

From Table 2 and Figure 3 some useful results may be obtained. In the examined domain cutting force component  $F_x$  is the highest among all cutting force components, with the smallest cutting speed and the highest feed values. The value of  $F_x$  exceeds 400 N when the cutting speed is under 100 m/min and feed is 1 mm. If the cutting speed is increased above 200 m/min and the feed is chosen lower than 0.9 mm, the maximum value of force does not exceed 200N.

Furthermore, the maximum value of  $F_y$  changes little; it is practically constant. However, with the increase of feed it increases 5-fold. Additionally, the maximum value of  $F_z$  increases a little with low values of feed and when increasing the speed, for feed equal to 0.9 mm, it decreases a little.

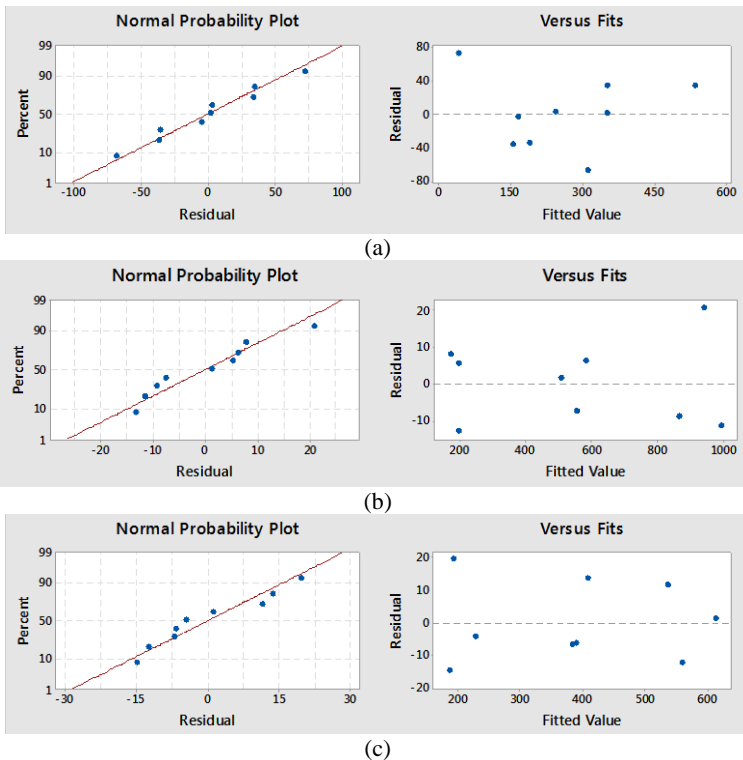


Figure 4 – Residual plots for (a)  $F_x$ , (b)  $F_y$  and (c)  $F_z$  force component.

For the experimental results an ANOVA procedure was followed. The analysis was performed separately for each force component. The  $R^2$  for  $F_x$ ,  $F_y$  and  $F_z$  component was 91.82%, 99.88% and 99.42%, respectively. All three values are close to 100%, indicating an acceptable value. In Figure 4 (a)-(c) the residual plots

can be seen, for each force component. It can be observed from the normal probability plots that the residuals generally fall on a straight line implying that the errors are dispersed normally. Furthermore, versus fits do not follow any pattern.

Figure 5 shows the main effects plots for the three force components. It may be seen that feed per tooth has a high influence on the force results and its optimum value is 0.2 mm for all force components. On the other hand, the influence of cutting speed greatly affects  $F_x$ , with optimum value 225 m/min. The other two force components are lightly affected by the cutting speed.

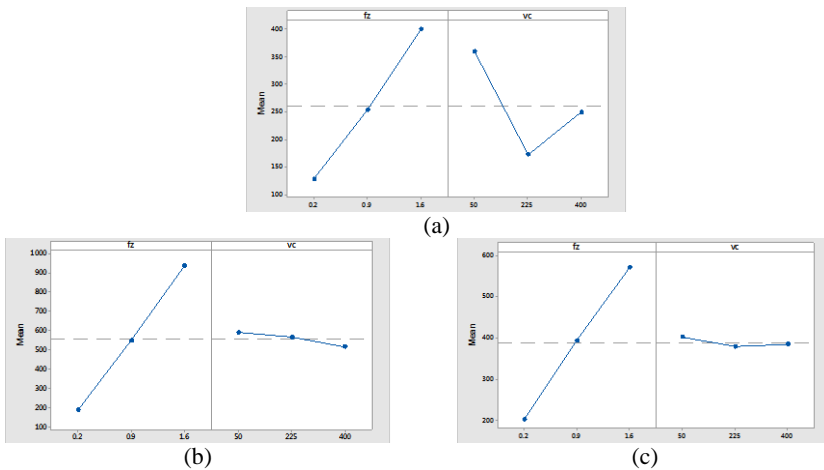


Figure 5  
Main effects plot for (a)  $F_x$ , (b)  $F_y$  and (c)  $F_z$  force component.

#### 4. SUMMARY

The surface removal rate ( $A_w$ ) in cutting, having constant cross section, is influenced by the values of cutting force and feed. In this paper the results of the investigations are presented in which the experimental data are chosen so that the value of  $A_w$  is increases 64-fold. The goal of the examination was to investigate in this case to what extant the maximum values of forces  $F_x$ ,  $F_y$  and  $F_z$  measured in cutting, increased having different combinations of feed and cutting speed. It is ascertained that the ratio of the highest and the lowest values of the measured forces are  $F_{x\max}/F_{x\min} = 5$ ,  $F_{y\max}/F_{y\min} = 5.5$  and  $F_{z\max}/F_{z\min} = 2.9$ , therefore, none of them achieved even 10% of the value of  $A_w$  increase. Varying the values of cutting speed and feed it can be stated that by the increase of speed, the maximum values of the measured forces decrease having either low or high values of feed.

## **ACKNOWLEDGEMENT**

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: **K 116876**).

This study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialization” project implemented in the framework of the Szecsenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Zheng H.Q., Li X.P., Wong Y.S., Nee A.Y.C.: **Theoretical modelling and simulation of cutting forces in face milling with cutter runout**. International Journal of Machine Tools & Manufacture 39, 1999, pp. 2003–2018. 2 Mukherje I., Ray P.K.: **A Review of optimization techniques in metal cutting processes**. Computers and Industrial Engineering, 50, 2006, pp. 15–34. 3 Masmiahi N., Sarhan A.A.D., Hassan M.A.N., Hamdi M.: **Optimization of Cutting Conditions for Minimum Residual Stress, Cutting Force and Surface Roughness in End Milling of S50c Medium Carbon Steel**. Measurement, 86, 2016, pp. 253–265. 4 Varga G.: **Possibility to increase the life time of surfaces on parts by the use of diamond burnishing process**. Key Engineering Materials, Vol 686, 2016, pp. 100-107. 5 Li X.P., Zheng H.Q., Wong Y.S., and Nee A.Y.C.: **An Approach to Theoretical Modeling and Simulation of Face Milling Forces**. Journal of Manufacturing Processes, Vol. 2, No. 4, 2000, pp. 225-240. 6 Tapoglou N., Antoniadis A.: **3-Dimensional kinematics simulation of face milling**. Measurement, 45, 2012, pp. 1396–1405. 7 Hadad M, Ramezani M.: **Modeling and analysis of a novel approach in machining and structuring of flat surfaces using face milling process**. International Journal of Machine Tools & Manufacture, 105, 2016, pp. 32–44. 8 Gylienė V., Eidukynas V.: **The Numerical Analysis of Cutting Forces in High Feed Face Milling, Assuming the Milling Tool Geometry**. Procedia CIRP, Vol. 46, 2016, pp. 436-439. 9 Zhang Q., Zhang S., Li J.: **Three Dimensional Finite Element Simulation of Cutting Forces and Cutting Temperature in Hard Milling of AISI H13 Steel**. Procedia Manufacturing, 10, 2017, pp. 37 – 47. 10 Tamás, P., Illés, B.: **Process improvement trends for manufacturing systems in industry 4.0**. Academic Journal of Manufacturing Engineering, 14 (4), 2016 pp. 119-125. 11 Tamás, P.: **Application of a simulational investigational method for efficiency improvement of SMED method**, Academic Journal of Manufacturing Engineering, 15 (2), 2017, pp. 23-30. 12 Kundrák J., Gyáni K., Felhő Cs., Deszpoth I.: **The Effect of the Shape of Chip Cross Section on Cutting Force and Roughness when Increasing Feed in Face Milling**. Manufacturing Technology, Vol. 17, No. 3, 2017, pp. 335-342. 13 Korkut I., Donertas M.A.: **The influence of feed rate and cutting speed on the cutting forces, surface roughness and tool–chip contact length during face milling**. Materials and Design, 28, 2007, pp. 308–312.

UDC 621.9

Renáta Monostori, Illés Dudás  
University of Miskolc, Hungary

## **MATHEMATICAL ANALYSIS OF HIP JOINT PROSTHESIS**

*Damage, significantly impairing the quality of life, coxarthrosissal can meet a young age. Therefore, nowadays the prosthesis implantation is performed in the most active life period of the patient. Besides, it is known that the replacement of the prosthesis will be necessary later [1].*

*When acetabular cups were measured, the results were analysed and the differences were determined, I took the coordinate systems needed to describe the movement of the prosthesis.*

### **INTRODUCTION**

Arthrosis is one of the most common musculoskeletal disorders in our lifetime, almost everyone has heard about it or has met someone who was operated due to the disease.



Figure 1 – Location of prosthesis – with the help of medical imaging [2]

The wear of the hip joint involves joint pain, limping and reduced mobility.

First, in the morning, while getting up people feels as if hips became rusty, then it disappears later, and hips start "operating". After prolonged sitting or lying down there are similar complaints. The movement of the joint progressively decreases, due to the pain and the restraint of movement, the person is limping. Later the pain becomes persistent, walking ability decreases, the person has to stop more and more often, and it is difficult to put on socks and shoes [3].

#### **Type of the hip joint prosthesis**

The anatomic hip prosthesis may be cemented and cementless depending on the type of fixation used to hold the implant in place.

The so called classical cement fixation has a history of about 6 decades.

The main point of this implant family is that the plastic sleeve made of plastic with high abrasion resistance and the femur stem made of rapid hardening polyacrylate. This is the most commonly used type of prosthesis, which makes almost any prosthesis implant technically feasible [3].

Construction (Figure 2):

- socket;
- metal head - ball;
- stem of different types.

The method without cement is recommended especially for younger patients. In their case the organism itself provides the fixture of the prosthesis [3], as the bone “grows in” the surface of the prosthesis from the bonebed matching the size of the prosthesis.

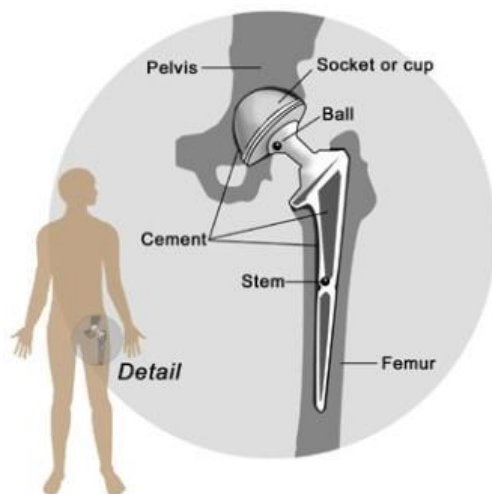


Figure2 – Parts of the prosthesis [3]

## **1. DEFINITION OF A COORDINATE SYSTEM FOR MODELLING**

I was created a mathematical model for the hip prosthesis, it is necessary to determine the coordinate systems that make the movement of the acetabular cup and the femur head more transparent. [5, 6] We need the coordinate system of the acetabular cup as a standing coordinate system, since the socket is getting fixed in the basin bone [7]. However, the femur head can move both in a standing coordinate system and in a rotating coordinate system.

The former is the resting position, the latter is the case when the patient moves.

These coordinate systems were applied on the basis of the general mathematical model of Illés Dudás (Figure 3) [4, 8].

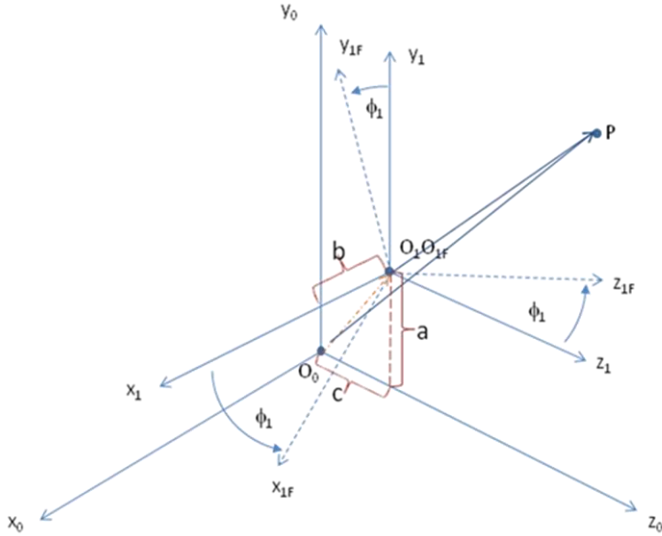


Figure 3 – Coordinate systems

where:

$K_0(x_0, y_0, z_0)$

– standing coordinate system of the acetabular cup

$K_1(x_1, y_1, z_1)$

– standing coordinate system of the femur head

$K_{1F}(x_{1F}, y_{1F}, z_{1F})$

– moving (rotating) coordinate system of the femur head

$d(b, a, c)$

– split distance between the acetabular cup and femur head (Figure 4)

$\varphi_1$

– angle value

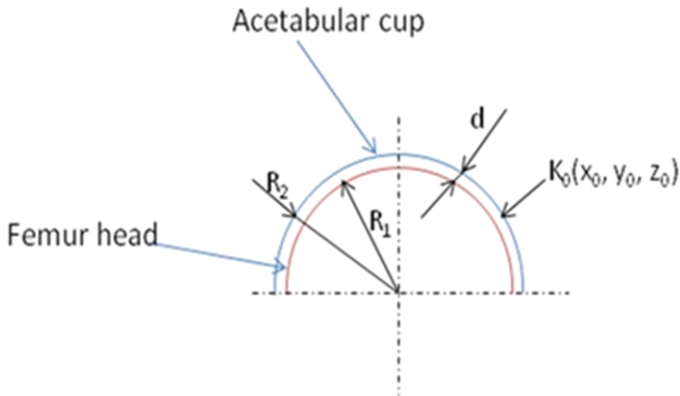


Figure 4 – Status of the acetabular cup and femur head

## 2. DETERMINATION OF THE TRANSFORMATION MATRICES FOR THE ANALYSIS OF THE MOVING

The two-parameter equation of the femur head:

$$\vec{r}_{IF} = \begin{bmatrix} R_1 \cdot \sin u \cdot \cos \vartheta \\ R_1 \cdot \cos u \\ R_1 \cdot \sin u \cdot \sin \vartheta \end{bmatrix} \quad (1)$$

The matrix below shows how to get from  $K_0$  to  $K_1$  (Figure 3):

$$M_{0,1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -b \\ 0 & 1 & 0 & a \\ 0 & 0 & 1 & c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2)$$

The following matrix shows how to get from  $K_1$  to  $K_{1F}$  (Figure 5):

$$M_{1,1F} = \begin{bmatrix} +\cos \phi_1 & +\sin \phi_1 & 0 & 0 \\ 0 & +\cos \phi_1 & +\sin \phi_1 & 0 \\ +\sin \phi_1 & 0 & +\cos \phi_1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

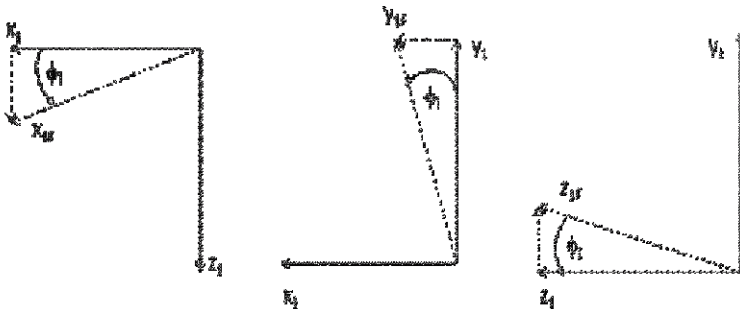


Figure 5 – Figures to the  $M_{1,1F}$  matrix

The following total transformation matrix shows how to get from the standing coordinate system of the acetabular cup to the rotating coordinate system of the femur head:



$$M_{0,1F} = \begin{bmatrix} \cos \phi_1 & \sin \phi_1 & 0 & -b \\ 0 & \cos \phi_1 & \sin \phi_1 & a \\ \sin \phi_1 & 0 & \cos \phi_1 & c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

Based on these we can determinate the two parameter-equation of the acetabular cup:

$$\vec{r}_{0,cup} = M_{0,1F} \cdot \vec{r}_{1,F} = \begin{bmatrix} \cos \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \sin u \cdot \cos \vartheta\} + \sin \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \cos u\} - b \\ \cos \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \cos u\} + \sin \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \sin u \cdot \sin \vartheta\} + a \\ \sin \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \sin u \cdot \cos \vartheta\} + \cos \phi_1 \cdot \{(\mathbf{R}_1 + d) \cdot \sin u \cdot \sin \vartheta\} + c \\ 1 \end{bmatrix} \quad (5)$$

### 3. SUMMARY

We have introduced the applications and types of hip prosthesis (acetabular cup, femur head). It can be seen that these prostheses are expensive components with very complex geometry. It is very important to choose the material to be used. Relying on the general mathematical model of Illés Dudás, I used a mathematical model to examine the function and geometry of the prosthesis. Using this model, additional wear, geometry and manufacturing tests can be carried out as a continuation of the research. The mathematical analysis I have made can be applied to any hip prosthesis geometry.

### ACKNOWLEDGEMENT

The described article/presentation/study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** 1 Szendrői M., Sólyom, L.: **Modern approach to surgical treatment of osteoarthritis of the hip**, *Lege Artis Medicinae*, 2001; 2 [http://www.videoklinika.hu/csipoprotezis\\_nemcsak\\_az\\_ortoped-sebesz\\_szemszogebol/](http://www.videoklinika.hu/csipoprotezis_nemcsak_az_ortoped-sebesz_szemszogebol/); 3 <http://www.ortopedszakorvos.eu/betegsegekrol/>; 4 Dudás, I.: **The Theory and Practice of Worm Gear Drives** Kogan Page US., USA, 2004; 5 Dudás, L.: **Modelling and simulation of a new worm gear drive having point-like contact**, *Engineering with Computers* 29.3 (2013): 251-272.; 6 Balajti, Zs.: **New Modelling of Computer Aided Design of worms in the Same Axis**, *Journal Manufacturing and Industrial Engineering*, No. 2 Volume XL, ISSN 1338-6549, Slovakia, Kosice, 2012, pp.: 26-29; 7 Balajti, Zs., Abel, J.: **Applying projective geometry in design of worm manufacturing** *KEY ENGINEERING MATERIALS* 581: pp.: 77-81. (2014) 7th International Congress of Precision Machining, ICPM 2013. Miskolc, Magyarország: 2013.10.03 -2013.10.05; 8 Litvin, F. L.: **Gear geometry and applied theory** Englewood Cliffs, Prentice Hall, NJ., 1994

УДК 621.923

І. М. Пижов, д-р техн. наук, А. І. Грабченко, д-р техн. наук, Харків, Україна,  
В. Г. Клименко, Полтава, Україна

## **ДО РОЗРАХУНКУ ШИРИНИ ЗОНИ КОНТАКТУ РПК З ДЕТАЛЛЮ ПРИ ПЛОСКОМУ ТОРЦЕВОМУ ШЛІФУВАННІ З НАХИЛОМ ОСІ ШПИНДЕЛЯ**

*Виконано теоретичні дослідження, що дозволили отримати наближену аналітичну залежність для визначення ширини зони контакту РПК з деталлю при плоскому торцевому шліфуванні шліфування з попереднім нахилом осі шпинделя. Встановлено роль у цьому процесі таких факторів як кут попереднього нахилу осі шпинделя, глибина шліфування та діаметр круга. Це дає можливість коректного визначення величини поперечної подачі (при багатопрохідній схемі обробки) яка, як відомо, повинна узгоджуватися зі значенням ширини контакту РПК з деталлю. Це гарантовано забезпечує відсутність на обробленій поверхні ділянок, які будуть залишатися незачепленими кругом. При шліфуванні «на прохід» отримана теоретична залежність дає можливість визначати умови обробки з урахуванням допустимого значення віохиллення форми плоскої поверхні. Все це дозволяє вдосконалити процес плоского торцевого шліфування і тим самим розширити його технологічні можливості.*

*Ключові слова: плоске торцеве шліфування, ріжуча поверхня круга, кут нахилу осі шпинделя, діаметр круга, глибина шліфування, геометричне моделювання, схема шліфування.*

*Выполнены теоретические исследования, позволившие получить приближенную аналитическую зависимость для определения ширины зоны контакта РПК с деталью при плоском торцевом шлифовании шлифования с предварительным наклоном оси шпинделя. Установлена роль в этом процессе таких факторов как угол предварительного наклона оси шпинделя, глубина шлифования и диаметр круга. Это дает возможность корректного определения величины поперечной подачи (при многопроходной схеме обработки), которая, как известно, должна согласовываться со значением ширины контакта РПК с деталью. Это гарантированно обеспечивает отсутствие на обработанной поверхности участков, которые будут оставаться незатронутыми кругом. При шлифовании «на проход» полученные теоретические зависимости дают возможность определять условия обработки с учетом допустимого значения отклонения формы плоской поверхности. Все это позволяет совершенствовать процесс плоского торцевого шлифования и тем самым расширить его технологические возможности.*

*Ключевые слова: плоское торцевое шлифование, режущая поверхность круга, угол наклона оси шпинделя, диаметр круга, глубина шлифования, геометрическое моделирование, схема шлифования.*

*Theoretical researches that have made it possible to obtain the analytical dependences connecting the parameters of contact area of wheel cutting surface with workpiece such as length, width, arc length and form deviation of flat surface under conditions of flat face grinding with preliminary slope of spindle axis have been carried out. In this process the role of the factors such as the angle of preliminary slope of spindle axis, grinding depth and the diameter of grinding wheel has been established. This makes it possible to correctly determine the value of the transverse feed (when multiple-pass processing) which, as it is known, should be conformed to the value of the contact width of the wheel cutting surface with workpiece. It guarantees that on the treated surface there will be no areas unaffected with the wheel. In case of through grinding the obtained theoretical dependences make it*

possible to determine the processing conditions, taking into account the allowable values of form deviation of flat surface. All this makes it possible to improve the process of flat face grinding and thereby expand its technological capabilities.

Keywords: Flat face grinding, the cutting surface of the circle, the angle of inclination of the spindle axis, the diameter of the circle, the depth of grinding, geometric modeling, the grinding scheme.

**Вступ.** Перспективність плоскої схеми шліфування підтверджується тим, що значна кількість деталей у машинобудуванні мають плоскі поверхні [1] і підлягає різним видам обробки (обдирне, попереднє, чистове і прецизійне) на плоскошліфувальних верстатах. Значне місце в цьому процесі займає плоске торцеве шліфування, яке має ряд переваг у порівнянні зі схемою, яка базується на застосуванні периферійних шліфувальних кругів [2-5]. Процес плоского торцевого шліфування, який виконується як на верстатах з вертикальним, так і з горизонтальним розташуванням шпинделя, може бути реалізований як на «прохід», так і за багатопрохідною схемою обробки. Ці схеми мають особливості, які треба враховувати при розробці технологічних операцій плоского шліфування.

**Постановка проблеми та аналіз останніх досліджень та публікацій.** Одним з підходів, який забезпечує зменшення ступеня нагріву, а отже, і деформації оброблюваної заготовки при шліфуванні (особливо зі збільшеними глибинами  $t$  обробки) за рахунок зменшення площі контакту різальної поверхні круга (РПК) з деталлю є попередній нахил осі шпинделя на кут  $\alpha$  [2-5]. В залежності від напрямку поздовжньої подачі процес може бути здійснений як за звичайною ( $S_{\text{под.зв.}}$ ), так і глибинною ( $S_{\text{под.гл.}}$ ) схемами.

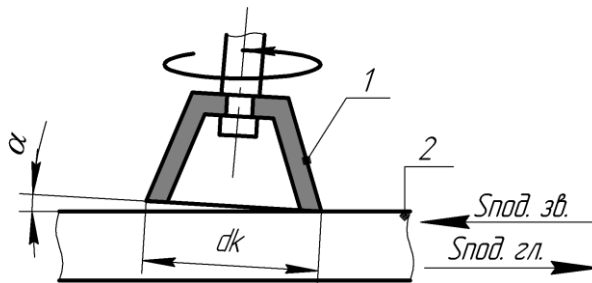


Рисунок 1 – Схема плоского торцевого шліфування з нахилом осі шпинделя.  
1 – торцевий круг; 2 – деталь

У даній роботі розглядається глибинна схема хоча багато зроблених висновків стосується і звичайної схеми. Нахил осі шпинделя на кут  $\alpha$  (рис. 1) призводить до зміни низки параметрів зони контакту РПК з деталлю, а також впливає на формування оброблювальної поверхні виробу. До параметрів зони контакту при застосуванні глибинної схеми можна віднести (рис. 2)

довжину  $W'$ , довжину дуги  $L$  та ширину  $B'$  контакту РПК з деталлю, а також висоту залишкових гребінців (в даній роботі це питання не розглядається) та увігнутість  $\Delta$  (як приватний випадок відхилення від площинності).

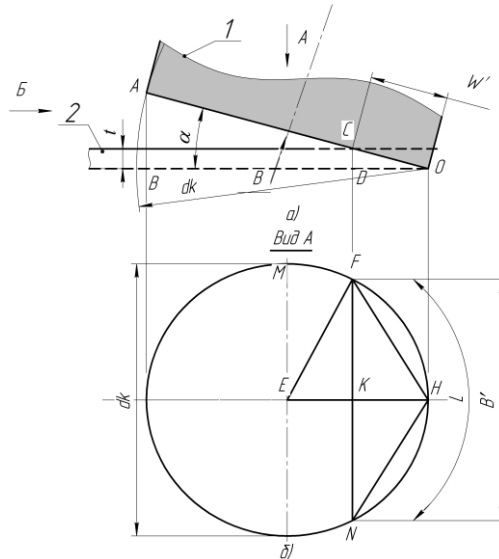


Рисунок 2 – Схема для розрахунку параметрів зони контакту РПК з деталлю

Для встановлення площі контакту РПК з деталлю потрібно знати ширину зони контакту. Для її визначення вже були проведені теоретичні дослідження як з використанням геометричного комп'ютерного моделювання в середовищі «КОМПАС» [6], так і шляхом розрахунків на базі методів аналітичної геометрії [8]. В першому випадку були отримані ступенева [7], а в другому аналітична [9], залежності для визначення ширини зони контакту. Враховуючи той факт, що значення кутів нахилу осі шпинделя не перевищують  $3^\circ$ , завдяки чому проекція шліфувального круга на основну площину (еліпс) не повинна значно відрізнятись від кола, представляє практичний інтерес отримання наближеної формули для визначення ширини зони контакту і провести порівняння отриманих даних з формулою для точних розрахунків.

**Мета досліджень.** Метою досліджень є встановлення наближеної залежності для розрахунку ширини зони контакту РПК з деталлю в умовах незначних кутів попереднього нахилу осі обертання шпинделя при плоскому торцевому шліфуванні.

**Основні матеріали досліджень.** Поставлена задача була вирішена нами шляхом теоретичних досліджень з використанням методів аналітичної геометрії [9-10]. Правильність отриманих аналітичних залежностей перевіряли шляхом комп'ютерного геометричного моделювання [6]. При виконанні досліджень прийнято ряд допущень [6-7] серед яких була і незначність впливу процесу самозаточування [11] абразивних зерен на знос РПК, що має реальне місце при використанні твердих абразивних кругів.

Як було показано в роботі [9] довжина зони контакту РПК з деталлю підкоряється залежності (рис. 2):

$$W' = \frac{t}{\sin \alpha}. \quad (1)$$

Для встановлення аналітичної залежності, яка пов'язує ширину  $B'$  з умовами обробки, скористаємося рисунком 2. Розрахунки проводилися у припущенні, що значення довжини контакту  $W'$  не перевищує половину діаметру круга.

На рисунку 2 б (вид А) показано еліпс як проекцію на горизонтальну площину окружності, що нахилена під кутом  $\alpha$  (рис. 2 а) [9]. Відрізки  $FN$  та  $FK$  являють собою ширину ( $B'$ ) та половину ширини ( $B'/2$ ) контакту РПК з деталлю відповідно.

З прямокутного трикутника  $EFK$  маємо, що:

$$FK = \frac{B'}{2} = \sqrt{EF^2 - EK^2} \quad (2)$$

Враховуючи невеликі значення кута  $\alpha$  (при цьому більша  $ME$  і менша  $EH$  піввісі еліпса не суттєво відрізняються одне від одного, а, отже, і від половини діаметра круга  $d_k$ , рис. 2.), можна з достатньою точністю прийняти відрізок  $EF$  таким, що приблизно дорівнює половині суми більшої та меншої півосей (або однієї з них), тобто:

$$EF = \frac{EM + EH}{2}. \quad (3)$$

Як видно з рисунка (рис. 2 б) більша піввісь еліпса ( $EM$ ) має довжину, яка дорівнює половині діаметру круга, тобто  $EM = \frac{d_k}{2}$ .

Відрізок  $EK$  можна визначити наступним чином:

$$EK = EH - KH. \quad (4)$$

Відрізок  $EH$  уявляє собою меншу піввісь еліпсу ( $b$ ) і може бути визначений з прямокутного трикутника  $AOB$  (рис. 2 а) як:

$$EH = \frac{OB}{2} = \frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha. \quad (5)$$

Тоді вираз (3) з урахуванням (5) прийме вигляд:

$$EF = \frac{\frac{d_k}{2} + \frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha}{2} = \frac{d_k(1 + \cos \alpha)}{4}. \quad (6)$$

У свою чергу відрізок  $KH$  може бути визначений з прямокутного трикутника  $COD$ :

$$KH = OD = W' \cdot \cos \alpha = \frac{t}{\sin \alpha} \cdot \cos \alpha = \frac{t}{tg \alpha}. \quad (7)$$

Підставляючи вирази (5) та (7) до формули (4) знаходимо відрізок  $EK$ :

$$EK = \frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha - \frac{t}{tg \alpha}, \quad (8)$$

З урахуванням виразів (6) та (8) залежність (2) буде мати вигляд:

$$\frac{B'}{2} = \sqrt{\frac{(d_k \cdot (1 + \cos \alpha))^2}{16} - \left(\frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha - \frac{t}{tg \alpha}\right)^2}.$$

Остаточно можна записати, що:

$$B' = 2 \cdot \sqrt{\frac{(d_k \cdot (1 + \cos \alpha))^2}{16} - \left(\frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha - \frac{t}{tg \alpha}\right)^2}. \quad (9)$$

На основі даних роботи [9] точне рівняння для визначення ширини  $B'$  має вигляд:

$$B' = \sqrt{d_k^2 - \frac{4 \cdot \left(\frac{d_k}{2} \cdot \cos \alpha - \frac{t}{tg \alpha}\right)^2}{\cos^2 \alpha}}. \quad (10)$$

**Висновки.** Зроблені порівняння результатів розрахунків параметра  $B'$  за формулами (9) та (10) відповідно дозволили зробити висновок, що у діапазоні кутів нахилу осі обертання шпинделя  $\alpha \leq 1,5^\circ$  ( $t = 0,01 - 0,1$  мм,  $d_k = 150 - 500$  мм) відносна похибка між даними отриманими за наближеною формулою (9) та точною формулою (10) не перевищує 5%. При подальшому збільшенні значення кута  $\alpha$  похибка може перевищувати загально прийняте в технології машинобудування значення  $\delta = 5\%$ .

**Список використаних джерел:** [1] Маталин А. А. Технология машиностроения / А. А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с. [2] Лурье Г. Б. Шлифовальные станки и их наладка / Г. Б. Лурье., В. Н. Комиссаржевская. – М.: Высшая школа, 1972. – 416с. [3] Наерман М. С. Справочник молодого шлифовщика. / М. С. Наерман. М.: Высшая школа, 1985. – 207 с. [4] Лоскутов В. В. Шлифовальные станки / В. В. Лоскутов. – М.: Машиностроение. – 1976. – 191 с. [5] Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т.1 / Под ред. А. М. Дальского, А. Г. Сулова, А. Г. Косиловой, Р. К. Мецержакова. – 5-е изд., исправл. – М.: Машиностроение-1, 2003. – 944 с. [6] Грабченко А. И. Дослідження ширини контакту різальної поверхні круга з деталлю при плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделю / А. І. Грабченко, І. М. Піжов, В. Г. Клименко // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали XI міжнародної науково-технічної конференції. – Краматорськ: 2013. – С. 62. [7] Піжов І. М. Дослідження ширини контакту різальної поверхні круга з деталлю при плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделю / І. М. Піжов, В. Г. Клименко // Журнал інженерних наук : наук. журн. / Сум. держ. ун-т. – Суми: Вид-во СумДУ. Том 2. №1. – 2015. – С. А10-А15. [8] Александров П. С. Лекции по аналитической геометрии / П. С. Александров. – М.: Главная редакция физматлитературы, 1968. – 911 с. [9] Піжов І. М. Теоретичні дослідження лінійних параметрів зони контакту різальної поверхні круга із деталлю та увігнутості при плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделя / І. М. Піжов, В. Г. Клименко // Журнал інженерних наук : наук. журн. / Сум. держ. ун-т. – Суми: Вид-во СумДУ. Том 3. № 1. – 2016. – С. А9-А14. [10] Выгодский М. Я. Справочник по элементарной математике / М. Я. Выгодский. – М.: АСТ: Астрель, 2006. – 509 с. [11] Федоренко Д. О. Динамическое 3D моделирование процесса шлифования в режиме самозатачивания / Д. О. Федоренко, Д. В. Криворучко, В. А. Федорович // Різання та інструмент в технологічних системах. – 2012. – Вып. 82 – 2012. – С. 301 – 307.

**Bibliography (transliterated):** [1] Matalin A. A. Tehnologija mashinostroenija / A.A. Matalin. - L.: Mashinostroenie, 1985. – 496 s. [2] Lur'e G.B. Shlifoval'nye stanki i ih naladka / G.B Lur'e, V.N. Komissarzhevskaja. – M.: Vysshaja shkola, 1972. – 416s. [3] Naerman M.S. Spravochnik mladogo shlifovshhika. / M.S. Naerman. M.: Vysshaja shkola, 1985. -207 s. [4] Loskutov V.V. Shlifoval'nye stanki / V.V. Loskutov. – M.: Mashinostroenie. - 1976. –191 s. [5] Spravochnik tehnologa mashinostroitelja. V 2-h t. T.1 / Pod red. A.M. Dal'skogo, A.G. Suslova, A.G. Kosilovoj, R.K. Meshherjakova. – 5-e izd., ispravl. – M.: Mashinostroenie-1, 2003. – 944 s. [6] Grabchenko A. I. Doslidzhennja shirini kontaktu rizar'noj poverhni kruga z detallju pri ploskomu torcevomu shlifuvanni z nahilom osi shpindelju / A.I. Grabchenko, I. M. Pizhov, V. G. Klimenko // Vazhke mashinobuduvannja. Problemi ta perspektivi rozvitku. Materiali mizhnarodnoї naukovo-tehnichnoї konferencii. – Kramators'k: 2013. – S. 62. [7] Pyzhov I. M. Doslidzhennja shirini kontaktu rizar'noj poverhni kruga z detallju pri ploskomu torcevomu shlifuvanni z nahilom osi shpindelju / I.M. Pyzhov, V.G. Klimenko // Zhurnal inzhenernyh nauk : nauk. zhurn. / Sum. derzh. un-t. – Sumi: Vid-vo SumDU. Tom 2. №1. – 2015. – S. A10-A15. [8] Aleksandrov P. S. Lekcii po analiticheskoi geometrii / P. S. Aleksandrov. - M.: Glavnaja redakcija fizmatliteratury, 1968. – 911 s. [9] Pyzhov I.M. Teoretichni doslidzhennja linijnih parametriv zoni kontaktu rizar'noj poverhni kruga iz detallju ta uvignutosti pri ploskomu torcevomu shlifuvanni z nahilom osi shpindelja / I.M. Pizhov, V.G. Klimenko // Zhurnal inzhenernyh nauk : nauk. zhurn. / Sum. derzh. un-t. – Sumi: Vid-vo SumDU. Tom 3. № 1. – 2016. – S. A9-A14. [10] Vygodskij M. Ja. Spravochnik po jelementarnoj matematike / M. Ja. Vygodskij. - M.: AST: Astrel', 2006. – 509 s. [11] Fedorenko D. O. Dinamicheskoe 3D modelirovanie processa shlifovanija v rezhime samozatachivannija / D.O. Fedorenko, D.V. Krivoruchko, V.A. Fedorovich // Rizzannja ta instrument v tehnologichnih sistemah. – 2012. – Vyp. 82 – 2012. – S. 301-307.

УДК 621.91

А.В. Руднев, Харьков, Украина,  
Шаилендра Кумар Джха, д-р философии в технике, Нью-Дели, Индия

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СУММАРНОГО ПРИВЕДЕННОГО ПРОФИЛЯ ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПЛАСТИН «ТОМАЛ-10» МЕТОДОМ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*В роботі розглянута можливість застосування моделі забезпечення шорсткості обробленої поверхні на основі аналізу сумарного приведенного профілю алмазного круга для надтвердих матеріалів на прикладі ДСКМ «Томал-10». Показано високу збіжність розрахункових і практичних значень шорсткості поверхні*

*Ключові слова: приведенний профіль, алмазний круг, надтверді матеріали*

*В работе рассмотрена возможность применения модели обеспечения шероховатости обработанной поверхности на основе анализа суммарного приведенного профиля алмазного круга для сверхтвёрдых материалов на примере ДСКМ «Томал-10». Показана высокая сходимость расчётных и практических значений шероховатости поверхности.*

*Ключевые слова: приведенный профиль, алмазный круг, сверхтвёрдые материалы*

*This paper presents the prediction of the arithmetic mean surface roughness based on the diamond grinding wheel cutting profile obtained during electrical discharge diamond of cutting inserts made from Tomal-10, being a type of CBN-based composite materials. The predicted surface roughness shows a good agreement with experimental data obtained from different EDDG conditions applied during the machining of Tomal-10.*

*Ключевые слова: diamond grinding wheel, ultra-hard material*

Положение о постоянстве соотношения средних квадратических отклонений микронеровностей обработанной поверхности и приведенного суммарного профиля круга  $\sigma_2/\sigma_1$  для любых условий шлифования позволяет прогнозировать потенциальную шероховатость обработанной поверхности [1]. Условия обработки при этом характеризуются совокупным фактором – числом встреч  $n$ , который в свою очередь определяется частотой вращения круга  $\omega$  и продольной подачей  $S$ .

Эта модель применялась для различных материалов, в том числе твёрдых сплавов. Однако работа модели для группы сверхтвёрдых материалов не проверялась.

В связи с этим были проведены специальные экспериментальные исследования по определению шероховатости поверхности и среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля  $\sigma_1$  для сверхтвёрдого инструментального материала «Томал-10» при различных режимах обработки.

Двухслойный композиционный материал (ДСКМ) «Томал-10» (производитель – Московское производственное объединение по выпуску



алмазного инструмента, ТУ 2-037-612-88 [2] и межгосударственный стандарт ГОСТ 28762-90 [3]) относится к группе нитридных инструментальных материалов и имеет несколько меньшую твёрдость, чем алмаз. Двухслойный композиционный материал «Томал-10» представляет собой двухслойную пластину с соотношением 1:1 рабочего слоя из гексагонального и кубического нитрида бора и подложки, состоящей из нитрида бора и смеси титана и меди. Размер пластин 9,52x9,52x4,76 мм.

### Методика проведения экспериментов

В работе проводилось две серии экспериментов: 1) определение среднего квадратического отклонения суммарного приведенного профиля  $\sigma_1$  при различных режимах обработки; 2) определение шероховатости обработанной поверхности при тех же режимах.

Обрабатываемая поверхность пластин ДСКМ «Томал-10» была подготовлена для проведения дальнейших исследований: пластины доводились алмазным кругом на бакелитовой связке Б1, зернистостью 28/20

В первой серии опытов после контакта шлифовального круга с исследуемой доведенной пластиной производилось измерение параметра Ra и вычисление значения  $\sigma_1$ . Измерение шероховатости производилось с помощью профилометра-профилографа SURTRONIC 3+ фирмы TAYLOR – HOBSON. При установке щупа на исследуемую поверхность его положение относительно неё не влияет на показания прибора, то есть, что непараллельность щупа относительно исследуемой поверхности практически не влияет на результаты измерений.

Для пластин ДСКМ «Томал-10» использовали трёхфакторный план. Скорость резания была постоянной  $V=25$  м/с. Результаты обрабатывались с помощью специально написанной программы «Статистика» на объектно-ориентированном языке VisualFoxPro. Главное окно программы представлено на рис. 1.

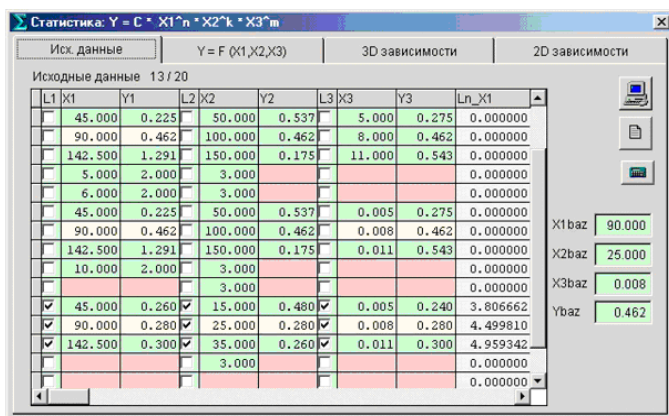


Рисунок 1 – Главное окно программы «Статистика»

### **Обработка экспериментальных данных**

В первой серии экспериментов определялось среднеквадратическое отклонения приведенного суммарного приведенного профиля круга  $\sigma_1$  при обработке пластин «Томал-10» при различных режимах обработки и рассчитывалась прогнозируемая шероховатость обработанной поверхности.

Поскольку скорость резания при шлифовании пластин была неизменной, то было неизменным и число встреч  $n = 64$ . Таким образом, значение  $R_\sigma$  было также постоянным и равнялось 0,4540.

Поскольку шероховатость обработанной поверхности можно характеризовать стандартным отклонением  $\sigma_2$  её профиля, то, зная значение

$R_\sigma$ , из соотношения  $\frac{\sigma_2}{\sigma_1} = R_\sigma$ , находим  $\sigma_2$  и прогнозируемое значение

шероховатости обработанной поверхности  $Ra_2$ .

Для проверки правильности расчётов были проведены контрольные испытания. Пластины шлифовались на тех же режимах и затем измерялась шероховатость. Шероховатость пластин, шлифованных на тех же режимах, близка к расчётным (см. табл.).

Таблица – Расчётные и экспериментальные значения шероховатости поверхности при алмазно-искровом шлифовании ДСКМ «Томал-10»

№ п/п	$S_{\text{пол.}}$ мм/дв.х	Z, мкм	K, %	$\sigma_1$	$\sigma_2$	$Ra_2$ , мкм	$Ra$ , мкм	$\Delta$ , %
1	0,016	50/40	4	0,4053	0,1840	0,1472	0,146	-0,82192
2	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656	0,166	0,240964
3	0,016	160/125	4	0,5110	0,2320	0,1856	0,192	3,333333
4	0,016	100/80	2	0,4934	0,2240	0,1792	0,172	-4,18605
5	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656	0,166	0,240964
6	0,016	100/80	6	0,3304	0,60	0,1200	0,102	-17,6471
7	0,008	100/80	4	0,3744	0,1700	0,1360	0,132	-3,0303
8	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656	0,166	0,240964
9	0,024	100/80	4	0,5881	0,2670	0,2136	0,224	4,642857

Таким образом, для группы сверхтвёрдых материалов на основе нитрида бора также появляется возможность прогнозировать потенциальную шероховатость.

На рис. 2 приведена структурная схема управления качеством поверхности при шлифовании. Как видно из рисунка процесс обеспечения одинаковой шероховатости выглядит следующим образом. По необходимой шероховатости, имея табличные значения отношений среднеквадратических отклонений приведенного профиля и обработанной поверхности, рассчитывается необходимое  $\sigma_1$ , которое будет обеспечено зернистостью и глубиной шлифования, и необходимое число встреч профиля круга, которое в свою очередь обеспечивается частотой круга и продольной подачей.

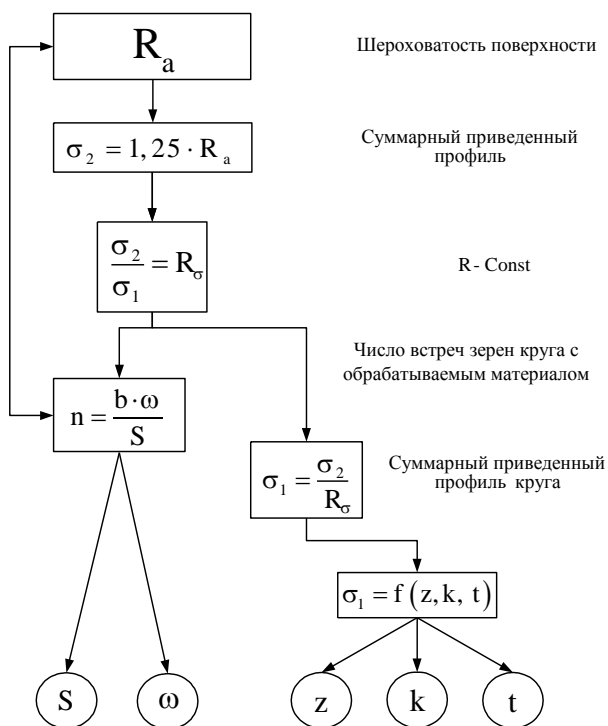


Рисунок 2 – Схема управления качеством обработанной поверхности при шлифовании

На рис. 3 представлен график позволяющий прогнозировать потенциальную шероховатость обработанной поверхности для различных значений числа встреч и приведенного профиля.

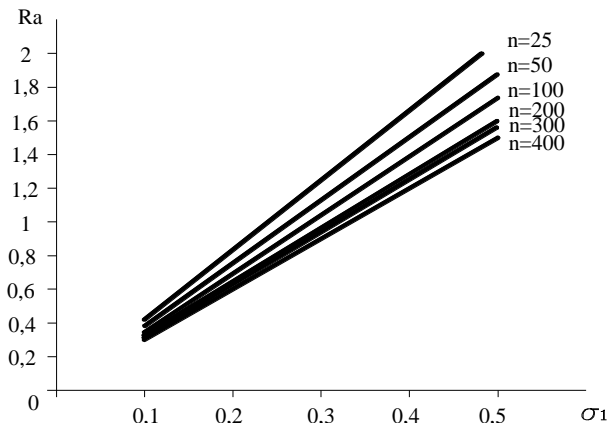


Рисунок 3 – Определение потенциальной шероховатости поверхности для различных значений числа встреч и приведенного профиля.

### **Выводы**

Использование положения о постоянстве отношения среднеквадратических отклонений микронеровностей поверхности и приведенного суммарного профиля круга  $\sigma_2/\sigma_1$  при проектировании процессов высоких технологий является весьма перспективным, так как позволяет с высокой точностью спрогнозировать потенциальную шероховатость поверхности, либо по заданной шероховатости определить необходимые параметры круга и режимов резания, что доказано экспериментально.

Эксперименты на сверхтвёрдом инструментальном материале нитридборной группы марки «Томал-10» показал высокую сходимость расчётных и экспериментальных значений шероховатости, что говорит о применимости предложенной теории для данной группы инструментальных материалов.

**Список использованной литературы:** 1. Узунян М. Д. Теоретический анализ потенциальных возможностей шлифовальных кругов в высоких технологиях / М.Д. Узунян, А.Б. Глухов // Резание и инструмент в технологических системах. – Межд. научн.-техн. сборник. – 1995-1996. – Вып. 50. – С. 182 – 187. 2. ТУ 2-037-612-88 Пластины режущие сменные многогранные из сверхтвёрдого композиционного материала марки «ТОМАЛ-10». 3. ГОСТ 28762-90 Пластины режущие сменные из сверхтвёрдых материалов. Технические условия.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Uzunjan M. D. Teoreticheskij analiz potencial'nyh vozmozhnostej shlifoval'nyh krugov v vysokih tehnologijah / M.D. Uzunjan, A.B. Gluhov // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. – Mezhd. nauchn.-tehn. sbornik. – 1995-1996. – Vyp. 50. – С. 182-187.* 2. ТУ 2-037-612-88 Пластины режущие сменные многогранные из сверхтвёрдого композиционного материала марки «ТОМАЛ-10». 3. GOST 28762-90 Пластины режущие сменные из сверхтвёрдых материалов. Технические условия.

Н.В. Рязанова-Хитровська, І.М. Пижов, д-р техн. наук,  
Л.І. Пупань, канд. техн. наук, Харків, Україна

## **РОЗРАХУНОК ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ПОВЕРХНЕВОМУ ШАРІ ДЕТАЛІ ПІСЛЯ АЛМАЗНОГО ВИГЛАДЖУВАННЯ**

*Проведено дослідження напружено-деформованого стану поверхневого шару зони контакту алмазного вигладжувача із оброблюваною деталлю. Особливу увагу приділено встановленню виду та значень залишкових напружень в поверхневому шарі деталей у статичі. Використовуючи літературні данні встановлені математичні формули для нахождения значень залишкових напружень в поверхневому шарі після алмазного вигладжування в залежності від величини еквівалентних напружень.*

*Ключові слова: алмазне вигладжування, алмазний вигладжувач, оброблювальний матеріал, напружено-деформований стан, еквівалентні напруження, математична модель*

*Проведено исследование напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя зоны контакта алмазного шлифователя с обрабатываемой деталью. Особое внимание уделено установлению вида и значений остаточных напряжений в поверхностном слое деталей в статике. Используя литературные данные установлены математические формулы для нахождения значений остаточных напряжений в поверхностном слое после алмазного шлифования в зависимости от величины эквивалентных напряжений.*

*Ключевые слова: алмазное шлифование, алмазный шлифовальщик, обрабатываемый материал, напряженно-деформированное состояние, эквивалентные напряжения, математическая модель*

*The investigation of deflected mode of surface layer of the contact area of diamond burnishing tool with the workpiece is carried out. Particular attention is paid to establishing the type and values of residual stresses in the surface layer of static parts. Using the literature data, mathematical formulas are established for finding the values of residual stresses in the surface layer after diamond smoothing, depending on the magnitude of equivalent stresses.*

*Keywords: diamond burnishing, diamond smoother, processed material, the stress-strain state, equivalent stresses, mathematical model*

**1. Постановка проблеми.** В умовах експлуатації поверхневий шар (ПШ) деталі піддається найбільш сильному фізико-хімічного впливу: механічному, тепловому, магнітоелектричні, світловому, хімічному і ін. В більшості випадків у деталі починають погіршуватися службові властивості поверхні, наприклад, знос, ерозія, кавітація, корозія, втомні тріщини і інші руйнування розвиваються спочатку на поверхні. Тому до ПШ пред'являються зазвичай вищі вимоги, ніж до основної маси деталі [1]. При механічній обробці в ПШ деталей, які піддаються пластичної деформації, виникають залишкові напруги (ЗН), які істотно впливають на експлуатаційні властивості обробленої поверхні. По протяжності силового поля розрізняють наступні

залишкові напруги: напруга першого роду, або макронапруження, що охоплюють області, розміри яких порівнянні з розмірами деталі, вони мають орієнтацію, пов'язану з формою деталі, виникають від неоднорідності силового, температурного поля всередині деталі; напруги другого роду, або мікронапруги, що поширюються на окремі зерна або на групу зерен; напруги третього роду (субмикроскопічні), що відносяться до спотворень атомної кристалічної решітки [2]. Тому знаходження ЗН для деталей, які підлягають процесу алмазного вигладжування слід вважати актуальними і важливими для різних галузей промисловості.

**2. Аналіз останніх досліджень і публікацій.** В основі виникнення ЗН зазвичай лежать незворотні об'ємні зміни в матеріалі. У багатьох випадках при визначенні ЗН деталі машин (або їх окремі частини) можуть розглядатися як порожнисті або суцільні циліндри (вали, ротори, прокатні валики і т.п.) [2]. Основна особливість циліндричних деталей полягає в тому, що в них можуть існувати осьові ЗН (крім окружних і радіальних ЗН, див. рис. 1).

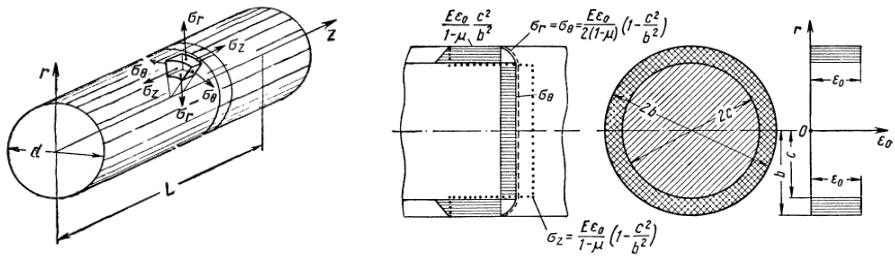


Рисунок 1 - Схема розподілу залишкових напружень в суцільному циліндрі при об'ємній деформації в поверхневому шарі [2]

Аналіз літератури [1-14] показав, що дослідження, присвячені питанням розрахунку ЗН і їх розподіл по площинах контакту алмазного вигладжувача і оброблювального матеріалу не мають однастайного визначення. Відповідно, дана стаття узагальнює матеріали і дає необхідні дані про розрахунок ЗН в ПШ деталі після алмазного вигладжування за допомогою еквівалентних напружень, знайдених шляхом 3D моделювання системи «алмазний вигладжувач – оброблювальний матеріал» методом скінченних елементів.

**3. Мета дослідження.** Визначення характеру і величини ЗН в ПШ деталі після алмазного вигладжування сталевих деталей у статичі.

**4. Матеріали дослідження.** Для досягнення поставленої мети скористаємося даними робіт [1] і [2].

В межах пружних деформацій будемо мати наступні рівняння напружень [2]:

$$\epsilon_r = \frac{1}{E} [\sigma_r - \mu(\sigma_\theta + \sigma_z)] + \epsilon_{0r}; \quad (1)$$

$$\varepsilon_{\theta} = \frac{1}{E} [\sigma_{\theta} - \mu(\sigma_r + \sigma_z)] + \varepsilon_{0\theta}; \quad (2)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_r + \sigma_{\theta})] + \varepsilon_{0z}, \quad (3)$$

де  $\sigma_r$ ,  $\sigma_{\theta}$  та  $\sigma_z$  - радіальні, окружні і осьові ЗН, відповідно;

$\varepsilon_{0r}$ ,  $\varepsilon_{0\theta}$  и  $\varepsilon_{0z}$  - радіальні, окружні і осьові початкові залишкові деформації, відповідно;

$E$  - модуль пружності матеріалу;

$\mu$  - коефіцієнт Пуассона.

Биргер І.А. після перетворення (1) встановив формули для знаходження ЗН в ПШ деталі:

$$\sigma_r = \frac{E \varepsilon_0 c^2}{2(1-\mu)} \left( \frac{1}{r^2} - \frac{1}{b^2} \right); \quad (4)$$

$$\sigma_{\theta} = -\frac{E \varepsilon_0 c^2}{2(1-\mu)} \left( \frac{1}{r^2} + \frac{1}{b^2} \right); \quad (5)$$

$$\sigma_z = -\frac{E \varepsilon_0 c^2}{1-\mu} \frac{1}{b^2}, \quad (6)$$

Дані формули дозволяють визначити ЗН в ПШ деталі для процесів різання у статиці.

Для того, щоб використати формули (4-6) для процесу алмазного вигладжування застосуємо еквівалентні напруги, знайдені нами за допомогою 3D НДС системи «алмазний вигладжувач – оброблювальний матеріал» методом скінченних елементів [15].

Після перетворень отримуємо робочу формулу знаходження ЗН в ПШ сталевій деталі після алмазного вигладжування у статиці:

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{\text{ЭКВ}} c^2}{2} \left( \frac{1}{r^2} - \frac{1}{b^2} \right); \quad (7)$$

$$\sigma_{\theta} = -\frac{\sigma_{\text{ЭКВ}} c^2}{2} \left( \frac{1}{r^2} + \frac{1}{b^2} \right); \quad (8)$$

$$\sigma_z = -\sigma_{\text{ЭКВ}} \frac{c^2}{b^2}, \quad (9)$$

де  $\sigma_{\text{ЭКВ}}$  – еквівалентні напруги, в якій вже закладені режими обробки і початкові деформації.

Для порівняння розрахункових даних використовували результати роботи [1] (графік розподілу ЗН в ПШ наведено на рис. 2). Дані, отримані за формулами (7-9), наведені на рис. 3.

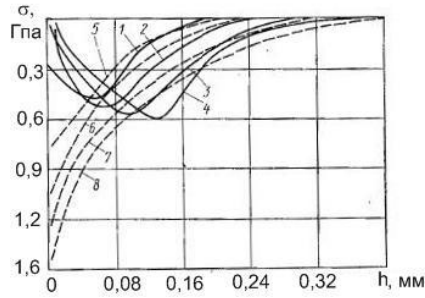
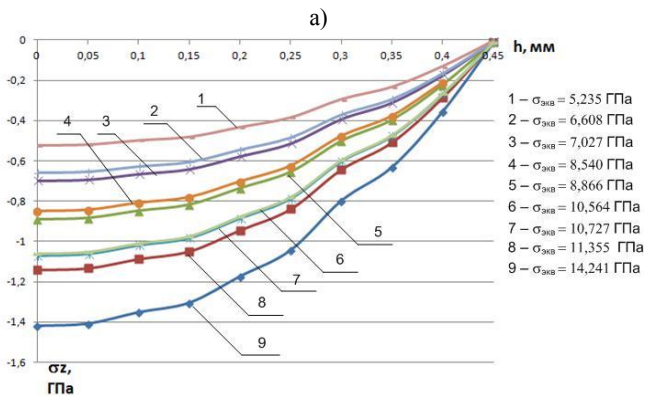
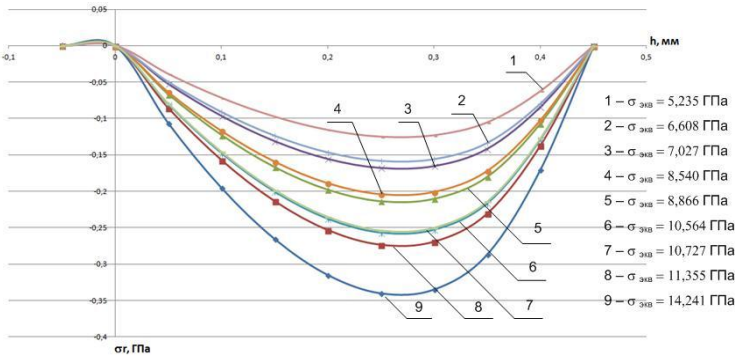


Рисунок 2 – Розподіл тангенціальних (1,2,3,4) та осьових (5,6,7,8) ЗН в ПШ сталі 40Х в залежності від режимів обробки (експериментальні дані) [1]:  
 1, 5 – P=50Н; 2,6 – P=100Н; 3,7 – P=150Н; 4,8 – P=200Н



б)

Рисунок 3 – Розподіл тангенціальних (а) та осьових (б) ЗН у ПШ покращеної сталі 45 в залежності від еквівалентних напруг (отримані обчисленням)



**Висновки та перспективи розвитку.** На підставі отриманих значень  $\sigma_{\text{скв}}$  встановлені ЗН в ПШ сталевій деталі в статистиці, які підтверджуються практичними експериментами, наведеними в літературних джерелах. Вони свідчать про те, що при збільшенні еквівалентних напруг зростають і тангенціальні та осьові ЗП у ПШ деталі. Знайдені математичні формули для визначення характеру і величини ЗН у ПШ деталі після алмазного вигладжування у статистиці можуть бути використані для практичних розрахунків і використовуватися при визначенні режимів обробки сталевих деталей методом пластичної поверхневої деформації.

Надалі планується дослідити особливості процесу вигладжування при використанні алмазних вигладжувачів різної форми.

**Список використаних джерел:** 1. *Торбило В.М.* Алмазное выглаживание [Текст] / В. М. Торбило. – М.: Машиностроение, 1972. – 105 с. 2. *Биргер И. А.* Остаточные напряжения / И. А. Биргер. – М.: Mashgiz, 1963. – 232 с. 3. *Балтер М.А.* Упрочнение деталей машин / М.А. Балтер – М.: Машиностроение, 1978. – 184 с. 4. *Брондз Л.Д.* Влияние поверхностного упрочнения на шероховатость высокопрочных сталей при повышенных температурах испытания. / Л.Д. Брондз, В.Ф. Воронов – В. кн.: Поверхностный наклеп высокопрочных материалов. – М.: ОНТИ-ВИАМ, 1971. – С. 213-221. 5. *Рыковский Б.П.* Местное упрочнение деталей поверхностным наклепом. / Б.П. Рыковский, В.А. Смирнов, Г.М. Щетинин. – М.: Машиностроение, 1985. 152 с. 6. *Смелянский В.М.* Механика упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием. / В.М. Смелянский – М.: Машиностроение, 2002. – 299 с. 7. *Ардашинков Б.Н.* Исследование влияния шероховатости и наклепа на износостойкость // Технологические методы повышения качества поверхностей деталей машин. / Б.Н. Ардашинков, Ю.Р. Витенберг.- Л., 1978. С. 162-167. 8. *Баландин В.М.* Влияние поверхностного пластического деформирования на износостойкость нормализованной стали // Труды Волгоградского политехнического института. / В.М. Баландин А.В. Гурьев.- Волгоград, 1975. №7. С. 9-17. 9. *Вейцман М.Г.* Упрочнение титановых сплавов поверхностным пластическим деформированием / М.Г. Вейцман. В.Г. Вайнштейн. - "Вестник машиностроения", 1975. – С. 73-75. 10. *Дубенко В.В.* Обработка деталей алмазным выглаживанием / Дубенко В.В. – Машиностроитель, 1974. № 34. С. 36-37. 11. *Папшев Д.Д.* Отделочно-упрочняющая обработка поверхностным пластическим деформированием / Д.Д. Папшев. – М.: Машиностроение, 1978. – 152 с. 12. *Торбило В.М.* Силовое выглаживание / В.М. Торбило // Совершенствование процессов абразивно-алмазной и упрочняющей технологии в машиностроении. – Пермь, 1983. С. 57-60. 13. *Грановский Э.Г.* Измерение износа алмазных выглаживателей / Э.Г. Грановский // Известия вузов. – 1968. №11. – С. 128-131. 14. *Бобровский Н.М.* Разработка научных основ процесса обработки деталей поверхностно-пластическим деформированием без применения смазочно-охлаждающих жидкостей / Н.М. Бобровский. // Тольяттинский Государственный Университет. – Тольятти, 2008. – 170с. 15. *Рязанова -Хитровская Н. В.* Исследование напряженно-деформированного состояния зоны обработки при алмазном выглаживании / Н. В. Рязанова-Хитровская, И. Н. Пыжов // Резание и инструмент в технологических системах – Харьков: НТУ «ХПИ», 2016.– с. 151-159.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Torbilo V.M.* Almaznoe vyglazhivanie [Tekst] / V. M. Torbilo. – М.: Mashinostroenie, 1972. – 105 s. 2. *Birger I. A.* Ostatochnye naprjazhenija / I. A. Birger. – М.: Mashgiz, 1963. – 232 s. 3. *Balter M.A.* Uprochnenie detalej mashin / M.A. Balter – М.: Mashinostroenie, 1978. – 184 s. 4. *Brondz L.D.* Vlijanie poverhnostnogo uprochnenija na sherohovatost' vysokoprochnyh stalej pri povyshennyh temperaturah ispytaniya. / L.D. Brondz, V.F. Voronov – V. kn.: Poverhnostnyj naklep vysokoprochnyh materialov. – М.: ONTI-VIAM, 1971. – S. 213-221. 5. *Rykovskij B.P.* Mestnoe uprochnenie detalej poverhnostnym naklepom. / B.P. Rykovskij, V.A. Smirnov, G.M. Shhetinin.-M.: Mashinostroenie, 1985. – 152 s. 6. *Smeljanskij V.M.* Mehanika uprochnenija detalej poverhnostnym

plasticheskim deformirovaniem. / *V.M. Smeljanskij – M. : Mashinostroenie, 2002.– 299 s.*

**7.** *Ardashinkov B.N.* Issledovanie vlijanija sferohovatosti i naklepa na iznosostojkost' // Tehnologicheskie metody povysenija kachestva poverhnosti detalej mashin. / *B.N. Ardashinkov, Ju.R. Vitenberg.– L., 1978. – S. 162-167.*

**8.** *Balandin V.M.* Vlijanie poverhnostnogo plasticheskogo deformirovanija na iznosostojkost' normalizovannoj stali // Trudy Volgogradskogo politehnicheskogo instituta. / *V.M. Balandin A.V. Gur'ev.– Volgograd, 1975. №7. – S. 9-17.*

**9.** *Vejcman M.G.* Uprochnenie titanovyh splavov poverhnostnym plasticheskim deformirovaniem / *M.G. Vejcman. V.G. Vajnshtejn.– "Vestnik mashinostroenija", 1975. – S. 73-75.*

**10.** *Dubenko V.V.* Obrabotka detalej almaznym vyglazhivaniem / *Dubenko V.V. - Mashinostroitel', 1974. № 34. – S. 36-37.*

**11.** *Papshev D.D.* Otdelochno-uprochnjajushaja obrabotka poverhnostnym plasticheskim deformirovaniem./ *D.D. Papshev. – M.: Mashinostroenie, 1978. – 152 s.*

**12.** *Torbilo V.M.* Silovoe vyglazhivanie/ *V.M. Torbilo. // Sovershenstvovanie processov abrazivno-almaznoj i uprochnjajushhej tehnologii v mashinostroenii. - Perm', 1983. – S. 57-60.*

**13.** *Granovskij Je.G.* Izmerenie iznosa almaznyh vyglazhivatelej / *C.G. Granovskij // Izvestija vuzov. – 1968. №11. – S. 128-131.*

**14.** *Bobrovskij N.M.* Razrabotka nauchnyh osnov processa obrabotki detalej poverhnostno-plasticheskim deformirovaniem bez primenenija smazочно-ohlazhdajushhh zhidkostej / *N.M. Bobrovskij. // Tol'jattinskij Gosudarstvennyj Universitet. – Tol'jatti, 2008. – 170s.*

**15.** *Rjazanova-Hitrovskaja N.V.* Issledovanie naprjazhenno-deformirovannogo sostojanija zony obrabotki pri almaznom vyglazhivanii / *N.V. Rjazanova-Hitrovskaja, I.N. Pyzhov // Rezanie i instrument v tehnologicheskijh sistemah – Har'kov: NTU «HPI», 2016. – s. 151-159.*

UDC 621.9

István Sztankovics, János Kundrák  
University of Miskolc, Hungary

## **CHIP REMOVAL CHARACTERISTICS WITH CONSTANT CHIP CROSS-SECTIONAL AREA AND DIFFERENT $a_p/f_z$ RATIOS IN FACE MILLING**

*A main development direction in production engineering is the of the enhancement productivity of machining procedures among the increasing of the accuracy and the improvement of surface quality. Since the sizes of blanks are getting closer to the final prescribed dimensions of the parts, the depth of cut and/or the number of passes decreases. Therefore, the improved productivity in face milling can be achieved by the increase of the cutting speed and/or the feed rate values. Due to the spread use of high speed milling procedures the possibilities in the cutting speed increase are more or less applied, so the study of feed rate intensification came into view. Thus, the previously applied  $a_p/f_z > 1$  rate turns into  $a_p/f_z < 1$  as the feed rate becomes higher. We describe our research results in face milling in this paper, which were carried out to analyse the chip removal during the alteration of scale rate (shape) of the chip.*

### **1. INTRODUCTION**

In the field of manufacturing technology, it is important to develop that machining procedures besides the novel procedures, which are already applied in the industrial practice [1,2]. In cutting three main development areas can be distinguished:

- increase of productivity [3,4,5],
- develop the achievable accuracy [6,7],
- improvement of the machined surface quality [8,9].

Face milling is one of the most spread cost-efficient machining procedure of planar surfaces [10]. Researches are also being carried out on this procedure on all three areas. The topic of our present paper was to increase productivity. One characteristic parameter of that attribute is the material removal rate, where the highest possible value should be achieved. This is the function of the depth of cut, the feed per tooth and the cutting speed according to the known equation [11]. Since the geometrical dimensions of the blanks are getting closer to the designed final dimensions of the parts, the number of passes and/or the depth of cut are typically decreased. The depth of cut is given or its change is limited, therefore its effect on productivity is also limited [12].

The possibilities in the cutting speed increase are more or less utilized by the application of high speed machining. These procedures are increasingly used in the industry [13,14].

Because of the above, the possibility of increasing the feed rate has come into view [15, 16]. This has been put into the focus of our research too. The shape of the chip cross-sectional area can be affected by the adjustment of the feed. One

characteristic of this shape is the ratio of the depth of cut and the feed per tooth, which is known as  $a_p/f_z$  ratio. Traditionally this ratio is typically greater than 1 in face milling, which means that the depth of cut is greater than the feed per tooth. In high-feed milling our aim is to decrease this ratio ( $a_p/f_z < 1$ ). Consequently, the machined surface roughness and the cutting forces needed for the chip removal are modified. If we would like to analyse the effect of chip shape, it is expedient to make the sectional area constant during our investigation ( $A_c = a_p \times f_z = \text{constant}$ ).

In this paper, we study the effect of the chip shape on some characteristics of the chip removal with cutting experiments and finite element analysis.

## 2. EXPERIMENTAL CONDITIONS

The milling experiments were carried out on a Deckel Maho DMU 60 E type machining centre which meets our experiment requirements due to its high performance ( $P_{\max} = 15 \text{ kW}$ ,  $n_{\max} = 12,000 \text{ 1/min}$ ) and rigidity. A C45 steel was chosen for the machined workpiece material, which was heat treated to 300 HV10 hardness. The machined surface dimensions were 250 mm X 70 mm.

A custom made cutting tool were applied during the experiments, which had one insert to analyse the nature of the cutting force during contact. An OCKX 0606 AD-TR octagon shaped cutting insert was used in the experiments, where the major cutting edge angle was  $45^\circ$ , however it also features an edge section for the finish, which is parallel with the machined surface. The other geometric attributes are: rake angle:  $25^\circ$ , flank angle:  $7^\circ$ , nose radius: 0.5 mm, insert width: 16 mm. The edge of the tool describes a 115 mm diameter during machining. The material of the working part was P40 coated ceramic.

A three-axial Kistler Typ 9255B Dynamometer was applied for the cutting force measurement during the machining. The explanation of the force components acting on the workpiece can be seen on Fig. 1. The parameters on the figure:  $F_x, F_y, F_z$ : the x,y,z directional cutting force components acting on the workpiece,  $v_{f,w}$ : feed rate of the workpiece,  $n_s$ : number of revolutions of the tool,  $\alpha$ : half of the contact angle. The typical sections of the tool revolution are interpreted from Fig.1.

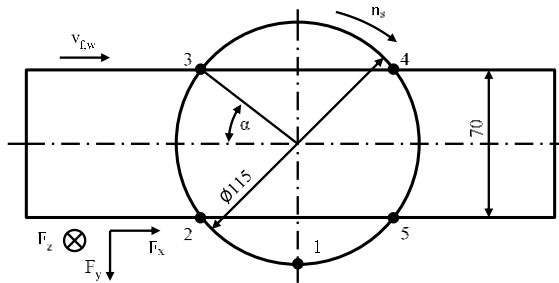






Figure 1 – Explanation of the cutting force components

Starting from Point 1 there is no contact between the tool and workpiece until Point 2. In this latter point a dynamic effect generated on the insert. The chip removal from the workpiece occurs between Point 2 and 3. During this section the absolute value of  $F_y$  force component increases continuously until the symmetry plane, from where it slowly decreases until the end of the section. The  $F_x$  force component will be negative in the first half and positive in the second half of the section. After the insert passes Point 3 there will be no contact between the tool and the workpiece until Point 4. The edge touches the machined surface between Point 4 and 5, however this contact occurs only in the zone of the roughness peaks. After leaving Point 5 the cutting edge returns to the starting point of our interpretation without interaction. In this paper, we examined the section between Point 2-3.

The adjusted cutting parameters for the experiments were chosen in a way that we can analyse the effect of the chip shape alteration. As the cross-sectional area remained a constant  $0.08 \text{ mm}^2$  value, we varied the  $a_p/f_z$  rate in four steps: 0.25, 0.5, 1, 4 (Table 1). The cutting speed were chosen to 200 m/min value, which resulted in 554 1/min revolutions of the tool. On the chip shapes can be seen in the table that the side parallel to the machined surface increases and the perpendicular side decreases as the feed increases with constant cross-sectional area. The insert was in cut for 0.02249 sec and the rotational angle belonging to this was  $74.99^\circ$ .

The finite element simulations were done with the ThirdWave Advantedge software.

Table 1 – Applied parameters during the experiments

C	1	2	3	4
ase				
$A_c$	0.08	0.08	0.08	0.08
$f_z$	0.1414	0.2828	0.4	0.5656
$a_p$	0.5656	0.2828	0.2	0.1414
$a_p$	4	1	0.5	0.25
$/f_z$				
$v_f$	78.288	156.576	221.433	313.153
sh				
ape				

### 3. EXPERIMENTAL RESULTS AND DISCUSSION

The measuring system collected the force affecting the workpiece in three (mutually perpendicular to each other) force components during our experiments. These can be seen on Fig. 1 as well:

- $F_x$  – force component affecting in the feed direction

- $F_y$  – perpendicular to the feed direction in the plane of the machined surface, which points to the direction of the revolution of the tool

- $F_z$  – perpendicular to the machined surface, which points into that

The registered cutting force diagrams for Case 1-4 can be seen in Fig. 2.

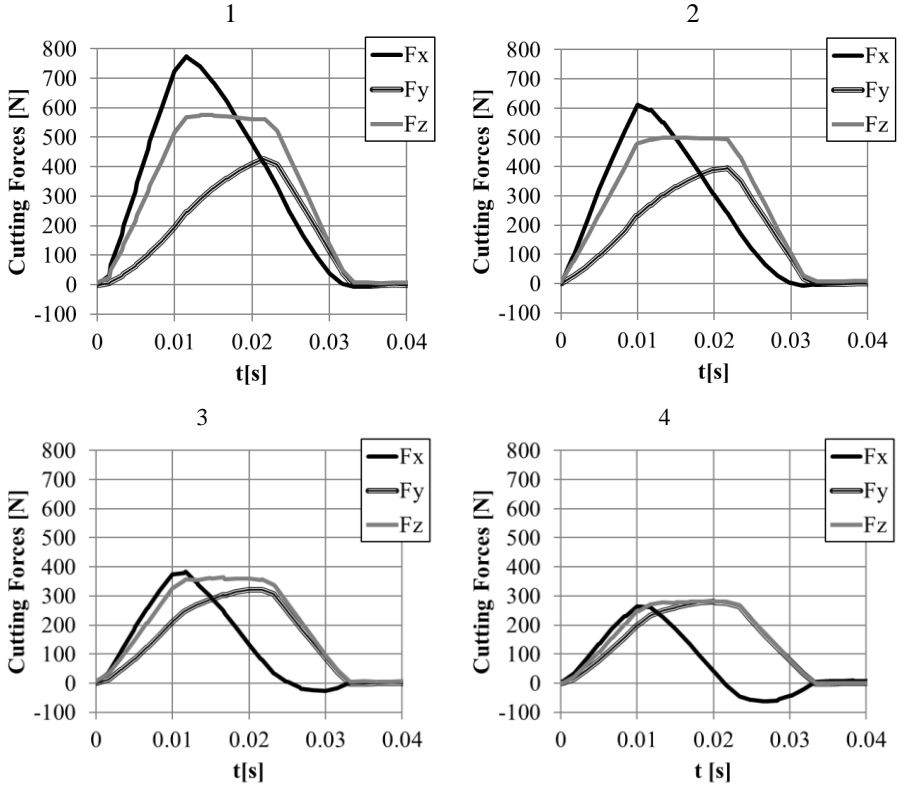


Figure 2 – Cutting force components as a function of time in Case 1-4

During the evaluation of the force components, these were transformed to the positive plane and we calculated the average of the ten percent range of the maximum values. In addition, the required cutting power is also calculated from the maximum values of the Y directional force (which is the same as the maximum cutting force in the symmetry plane). In Table 2 these values can be seen.

Table 2 – The force components and the calculated power consumption

Case	$F_x$ [N]	$F_y$ [N]	$F_z$ [N]	$P_c$ [W]
1	749.85	396.82	558.21	1421
2	584.15	365.64	485.90	1318
3	378.84	300.43	352.48	1072
4	263.12	266.31	273.61	933

The values presented in the table can be seen in a diagram in Fig. 3. It can be seen in each case after examining the three force components that the greatest is the  $F_x$  force, which is pointing into the direction of the rotation in the symmetry plane, and the smallest is  $F_y$  force which is parallel to the feed direction. The force perpendicular to the machined surface ( $F_z$ ) is between the former two in value. However, the ratio between the three force components is not constant. If the  $a_p/f_z < 1$ , the  $F_x$  component less dominant namely only a small difference (0-20%) can be observed compared to the others. If the chip ratio is greater than 1, the  $F_x$  force component becomes dominant and it shows a higher difference (20-40%) to the others.

It can be concluded that the decrease of the  $a_p/f_z$  ratio (and so the increase of the feed per tooth) leads to decreasing force components in case of constant cross-sectional area of the chip. The X directional force changes the most among the three component, in the eighth value of the chip ratio it is halved. In the same case, the  $F_y$  force decreases by 30% and the  $F_z$  decreases by 60%.

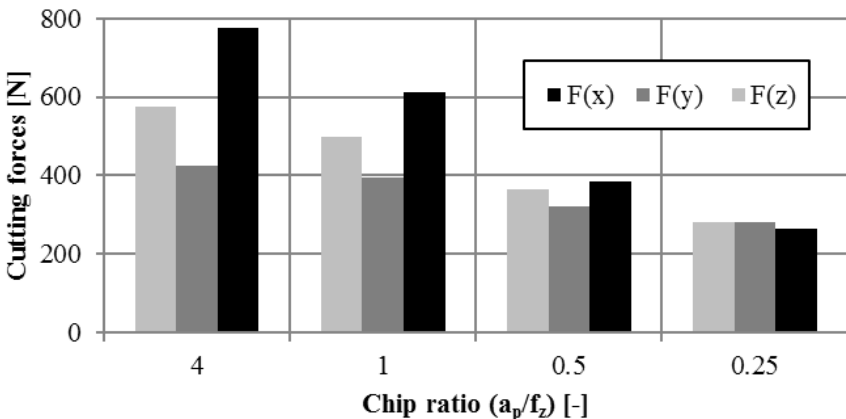


Figure 3 – The cutting force components as a function of the chip ratio in Case 1-4

In addition to the cutting experiments finite element simulations were carried out with the ThirdWave AdvantEdge 3D FEM software. In this paper, we show some partial results. Firstly, it can be said about the edge section which performs the chip deformation from Fig. 4, that in high  $a_p/f_z$  ratio it occurs on the  $45^\circ$  angle edge, in  $a_p/f_z = 1$  it takes place near the tool tip, in  $a_p/f_z < 1$  it appears on the parallel edge of the insert. Furthermore, from the simulation it can be deduced, that the chip height changes preferably as the  $a_p/f_z$  ratio decreases, because it becomes thinner.

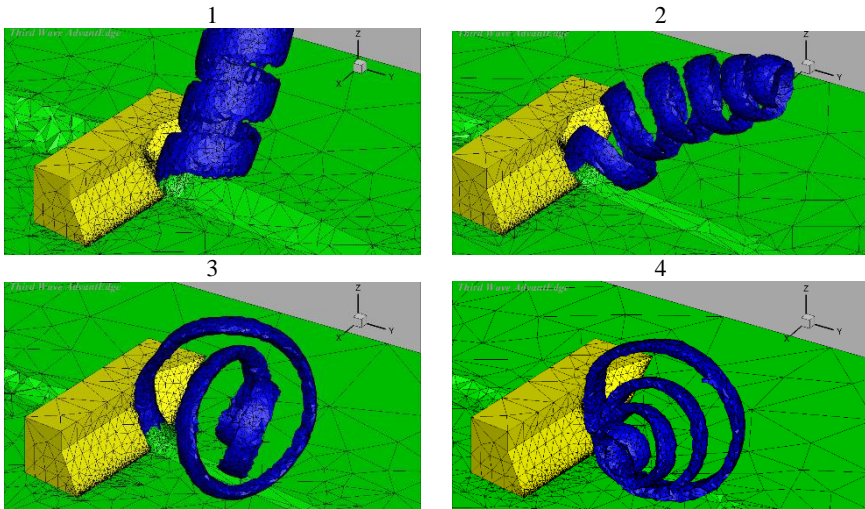


Figure 4 – Chip deformation in  $a_p/f_z = 4, 1, 0.5, 0.25$

The resulted performance graphs from the FEM simulations were also shown in Fig. 5 to compare them to the values determined from the cutting experiments. It can be stated that in both cases the reduction of the  $a_p/f_z$  ratio results in the decrease of the consumed power, but the values of the FEM are smaller than those from the cutting experiments.



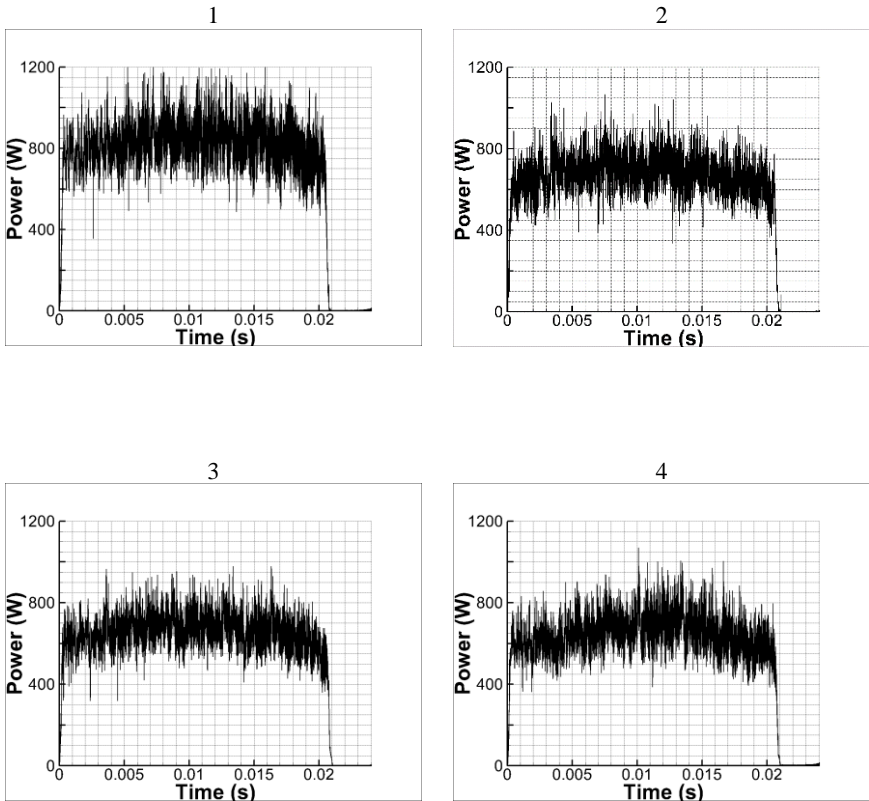


Figure 5 – Needed cutting power in  $a_p/f_z = 4, 1, 0.5, 0.25$

This favourable change is well visible in the values and distribution of the temperature which characterizes the chip removal (Figure 6). In high  $a_p/f_z$  ratio the temperature is higher and it loads mostly the side edge. However, in lower chip ratio the temperature is lower and it loads primarily the parallel edge.

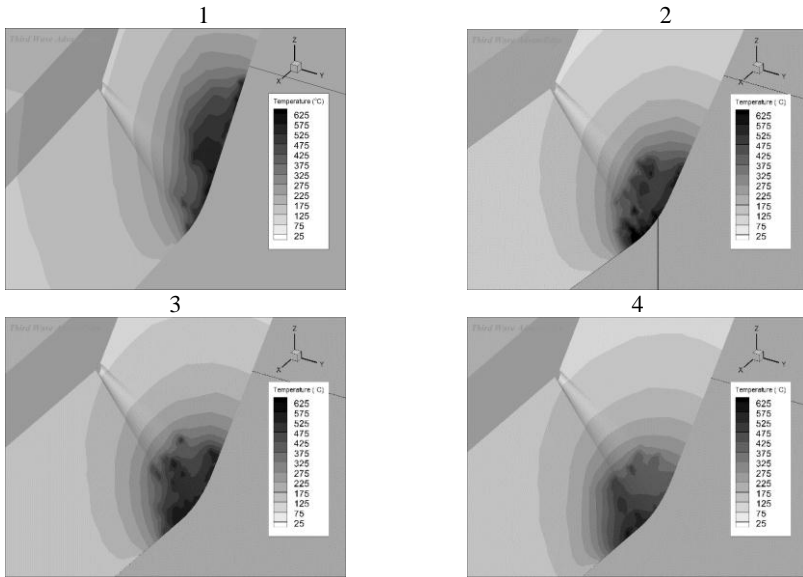


Figure 6 – Temperature of the tool rake in  $a_v/f_z = 4, 1, 0.5, 0.25$

#### 4. SUMMARY

The effect of the depth of cut and feed per tooth ratio on the values and rate of the force components was analysed with cutting experiments in face milling. We concluded that the chip removal process can be affected favourably with the increase of the feed rate and the decrease of the depth of cut in constant chip cross-sectional area. Thus each component of the cutting force and therefore the needed power can be significantly decreased. Lower temperature occurs on the cutting edge flank and the load distribution from the pressure change as well. Overall, it can be stated that the further investigation of the feed alteration effect is advisable to determine its as higher, still applicable value, because with its increase the machining time decreases proportionally.

#### ACKNOWLEDGEMENT

The authors greatly appreciate the support of the National Research, Development and Innovation Office – NKFIH (No. of Agreement: K 116876).

The described study was carried out as part of the EFOP-3.6.1-16-00011 “Younger and Renewing University – Innovative Knowledge City – institutional development of the University of Miskolc aiming at intelligent specialisation” project implemented in the framework of the Szechenyi 2020 program. The realization of this project is supported by the European Union, co-financed by the European Social Fund.

**References:** (1) BYRNE, G., DORNFELD, D., DENKENA, B.: **Advancing Cutting Technology**. CIRP Annals - Manufacturing Technology Vol 52, Issue 2, pp. 483-507, 2003 (2) TAMÁS, P., ILLÉS, B.: **Process improvement trends for manufacturing systems in industry 4.0**. Academic Journal of Manufacturing Engineering 14:(4) pp. 119-125, 2016 (3) BENO, J., MANKOVÁ, I., VRÁBEL, M., KARPUSCHEWSKI, B., EMMER, T., SCHMIDT, K.: **Operation safety and performance of milling cutters with shank style holders of tool inserts**. Procedia Engineering Vol 48, pp 15-23, 2012 (4) TAMÁS, P.: **Application of a simulational investigational method for efficiency improvement of SMED method**. Academic Journal of Manufacturing Engineering 15:(2) pp. 23-30, 2017 (5) BAUMERS, M., DICKENS, P., TUCK, C., HAGUE, R.: **The cost of additive manufacturing: machine productivity, economies of scale and technology-push**. Technological Forecasting and Social Change Vol 102, pp 193-201, 2016 (6) ZEBALA, W.: **The influence of tool stiffness on the dimensional accuracy in titanium alloy milling**. Key Engineering Materials Vol 686, pp 108-113, 2016 (7) STRUZIKIEWICZ, G., OTKO, T.: **Dependence of shape deviations and surface roughness in the hardened steel turning**. Key Engineering Materials Vol 581, pp. 443-448. 2014 (8) DEGEN, F., KLOCKE, F., BERGS, T., & GANSER, P.: **Comparison of rotational turning and hard turning regarding surface generation**. Production Engineering, 8(3), 309-317., 2014 (9) VARGA, G.: **Effects of Technological Parameters on the Surface Texture of Burnished Surfaces**. Key Engineering Materials, Vol. 581: Precision Machining VII, pp. 403-408, 2014 (10) TSCHÄTSCH, H.: **Applied Machining Technology**. Springer Science & Business Media. 2010 (11) SHAW, M. C.: **Metal Cutting Principles**. Oxford University P, New York, 651 p., 2005 (12) CONGBO, L., XINGZHENG, C., YING, T., LI, L.: **Selection of optimum parameters in multi-pass face milling for maximum energy efficiency and minimum production cost**. Journal of Cleaner Production Vol 140, Part 3, pp. 1805–1818, 2017 (13) WANG, C.Y., XIE, Y.X., QIN, Z., LIN, H.S., YUAN, Y.H., WANG Q.M.: **Wear and breakage of TiAlN- and TiSiN-coated carbide tools during high-speed milling of hardened steel**. Wear, Vol 336, pp 29-42, 2015 (14) BEDIAGA, I., MUÑOJA, J., HERNÁNDEZ, J., LÓPEZ DE LACALLE, L.N.: **An automatic spindle speed selection strategy to obtain stability in high-speed milling**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol 49, Issue 5, pp 384-394, 2009 (15) HADAD, M., RAMEZANI, M.: **Modeling and analysis of a novel approach in machining and structuring of flat surfaces using face milling process**. International Journal of Machine Tools and Manufacture, Vol 105, pp 32-44, 2016 (16) KARPUSCHEWSKI, B., BATT, S.: **Improvement of Dynamic Properties in Milling by Integrated Stepped Cutting**. CIRP Annals - Manufacturing Technology, Vol 56, Issue 1, pp 85-88, 2007

УДК 621.923

В.А. Федорович, д-р техн. наук, Е.В. Островерх, канд. техн. наук,  
Н.В. Козакова, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРАВКИ АЛМАЗНЫХ КРУГОВ АЛМАЗНЫМИ РОЛИКАМИ**

*3D дослідження процесу правки алмазних шліфувальних кругів, що дозволяє отримати якісне і кількісне уявлення про його фізико-механічні особливості, дозволяє оптимізувати процес правки і збільшити працездатність правлячого інструмента*

*Ключові слова:* правлячий ролик, алмазне зерно, зв'язка, металофаза, еквівалентні напруги

*3D исследование процесса правки алмазных шлифовальных кругов, позволяющее получить качественное и количественное представление о его физико-механических особенностях, дает возможность оптимизировать процесс правки и увеличить работоспособность правящего инструмента*

*Ключевые слова:* правящий ролик, алмазное зерно, связка, металлофаза, эквивалентные напряжения

*3D study of the process of dressing diamond grinding wheels, which allows to obtain a qualitative and quantitative representation of its physico-mechanical features, makes it possible to optimize the dressing process and increase the efficiency of the dressing tool*

*Keywords:* dressing roller, diamond grain, binder, metal phase, equivalent stresses

Применяемая для восстановления режущей способности и создания правильной геометрической формы шлифовального круга правка, удаляя верхний «засаленный» слой, создает новые острые грани на его зернах. Преимуществами алмазной правки являются малые усилия и большая износостойкость алмаза, что обеспечивает точность геометрической формы круга и малую шероховатость обрабатываемой им поверхности [1]. Прогрессивным инструментом для правки шлифовальных кругов являются многокристалльные вращающиеся алмазные ролики, осуществляющие правку способом шлифования [2].

3D исследование процесса правки алмазных шлифовальных кругов, позволяющее получить качественное и количественное представление о его физико-механических особенностях, позволит оптимизировать процесс правки и увеличить работоспособность правящего инструмента.

С использованием пакета программ *CosmosWorks* была построена исходная геометрическая 3D модель системы «правящий ролик–алмазный круг» (рис. 1). Предполагалось, что элементы этой системы являются сплошными упругими телами.

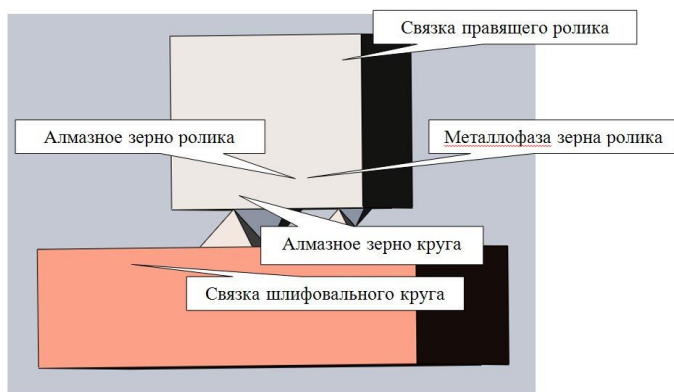


Рисунок 1 – Исходная геометрическая 3D модель

На втором этапе производилось создание сетки конечных элементов и ее сгущение в области контакта зерна ролика с зерном алмазного круга. Затем были определены физико-механические свойства всех элементов системы.

Следующим этапом моделирования было задание параметров нагружения модели (рис. 2). В ходе расчетного эксперимента модель нагружалась нормальными силами  $P_y$ , равными  $3H$  и тангенциальными силами  $P_z$  равными  $5H$ , что моделировало движение алмазного шлифовального круга во время правки с ограничением его степеней свободы.

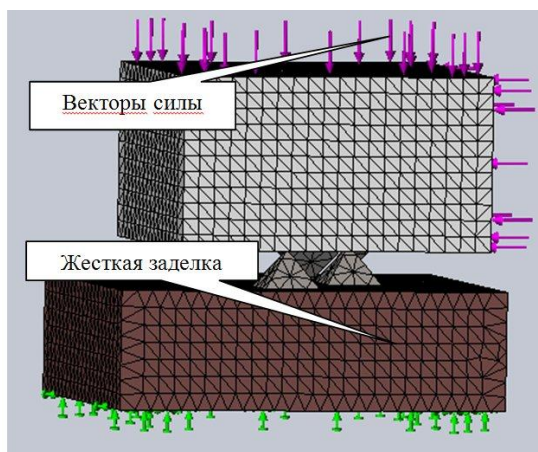


Рисунок 2 – Сетка конечных элементов и нагружение модели

Для определения оптимальных условий процесса правки алмазного круга был использован метод планирования модельного эксперимента [3], в расчетах использовался план типа В4 [4].

При планировании модельного эксперимента в качестве факторов были приняты: модуль упругости связки правящего ролика ( $E_p$ ), температура правки ( $T$ ), модуль упругости связки шлифовального круга ( $E_{кр}$ ) и коэффициент термического расширения (КТР) металлофазы алмазного зерна правящего ролика ( $\alpha_p$ ). Выбор интервала варьирования не является формализованной процедурой, а зависит от интуиции исследователя, поэтому были приняты значения уровней факторов, указанные в табл. 1.

Таблица 1 – Уровни факторов

Уровни факторов	Фактор – модуль упругости связки правящего ролика $E_p$		Фактор КТР металлофазы алмазного зерна правящего ролика $\alpha_p$		Фактор – модуль упругости связки шлифовального круга $E_{кр}$		Фактор – температура правки $T$	
	Натуральное значение, Н/м <sup>2</sup>	Кодированное значение $X_1$	Натуральное значение, 1/К	Кодированное значение $X_2$	Натуральное значение, Н/м <sup>2</sup>	Кодированное значение $X_3$	Натуральное значение, °С	Кодированное значение $X_4$
Верхний	$1,9 \cdot 10^{11}$	+1	$2,4 \cdot 10^{-5}$	+1	$1,40 \cdot 10^{11}$	+1	600	+1
Основной	$1,3 \cdot 10^{11}$	0	$1,8 \cdot 10^{-5}$	0	$1,25 \cdot 10^{11}$	0	510	0
Нижний	$0,7 \cdot 10^{11}$	-1	$1,2 \cdot 10^{-5}$	-1	$1,10 \cdot 10^{11}$	-1	420	-1

Результаты проведенных 24-х расчетов для этих факторов приведены в табл. 2.

Таблица 2 – Результаты расчета по матрице планирования модельного эксперимента для процесса правки алмазного круга

№ эксперимента	Значения факторов				
	$X_1$ – модуль упругости связи правящего ролика $E_p$ , Н/М <sup>2</sup>	$X_2$ – температура правки $T$ , °С	$X_3$ – модуль упругости связи шлифовального круга $E_{кр}$ , Н/М <sup>2</sup>	$X_4$ – КТР металлофазы алмазного зерна правящего ролика $\alpha_p$ , 1/К	$Y$ – максимальные напряжение в зоне правки $\sigma$ , ГПа
1	$1,9 \cdot 10^{11}$	620	$1,4 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	3,67
2	$0,7 \cdot 10^{11}$	620	$1,4 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	2,30
3	$1,9 \cdot 10^{11}$	480	$1,4 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	3,33
4	$0,7 \cdot 10^{11}$	480	$1,4 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	2,12
5	$1,9 \cdot 10^{11}$	620	$1,1 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	3,63
6	$0,7 \cdot 10^{11}$	620	$1,1 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	2,28
7	$1,9 \cdot 10^{11}$	480	$1,1 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	3,27
8	$0,7 \cdot 10^{11}$	480	$1,1 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	1,84
9	$1,9 \cdot 10^{11}$	620	$1,4 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	3,61
10	$0,7 \cdot 10^{11}$	620	$1,4 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	2,35
11	$1,9 \cdot 10^{11}$	480	$1,4 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	3,29
12	$0,7 \cdot 10^{11}$	480	$1,4 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	2,18
13	$1,9 \cdot 10^{11}$	620	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	3,59
14	$0,7 \cdot 10^{11}$	620	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	1,75
15	$1,9 \cdot 10^{11}$	480	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	3,26
16	$0,7 \cdot 10^{11}$	480	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	1,73
17	$1,9 \cdot 10^{11}$	550	$1,25 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	2,31
18	$0,7 \cdot 10^{11}$	550	$1,25 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	1,84
19	$1,3 \cdot 10^{11}$	620	$1,25 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3,42
20	$1,3 \cdot 10^{11}$	480	$1,25 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3,27
21	$1,3 \cdot 10^{11}$	550	$1,4 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3,55
22	$1,3 \cdot 10^{11}$	550	$1,1 \cdot 10^{11}$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	3,45
23	$1,3 \cdot 10^{11}$	550	$1,25 \cdot 10^{11}$	$2,4 \cdot 10^{-5}$	3,52
24	$1,3 \cdot 10^{11}$	550	$1,25 \cdot 10^{11}$	$1,8 \cdot 10^{-5}$	3,49

В результате обработки матрицы планирования эксперимента получено уравнение регрессии:

$$Y = 3,063 - 0,138X_1 + 0,433X_2 + 0,393X_3 - 0,585X_4 - 0,131X_1^2 - 0,976X_1^3 - 0,446X_1^4 + 0,783X_2^3 + 0,363X_2^4 + 0,166X_3^4 - 0,762X_1^2 + 0,393X_2^2 + 0,248X_3^2 - 0,712X_4^2 \quad (1)$$

Оптимизация полученного уравнения регрессии позволила получить

значения факторов, при которых напряжения в алмазных зернах будут максимальными, что обеспечит эффективный процесс правки алмазного круга. Эти значения факторов использованы при дальнейшем анализе.

Визуализация результатов 24-х расчетов по влиянию выбранных факторов на напряженно-деформированное состояние зоны правки алмазного круга представлена на рис. 3.

Проведенные расчеты 3D напряженно-деформированного состояния системы «связка ролика–алмазное зерно ролика–металлофаза зерна ролика–алмазное зерно круга–связка круга» в специализированном пакете программ *CosmosWorks*, позволило установить влияние характеристик правящего ролика и шлифовального круга на величину напряжений в зоне правки при различных силовых и температурных нагрузках, а также рассчитать эквивалентные напряжения в исследуемой системе при их варьировании.

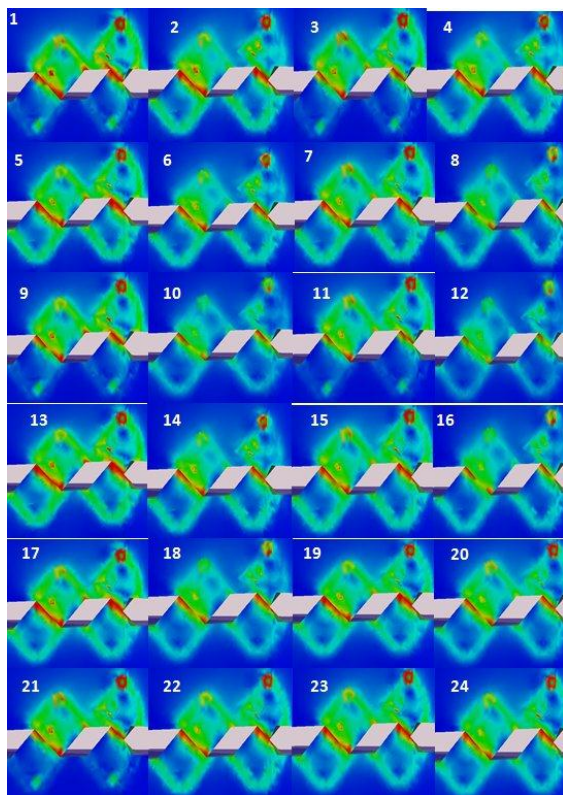
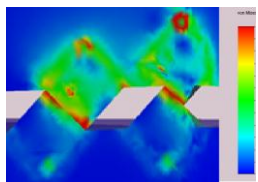


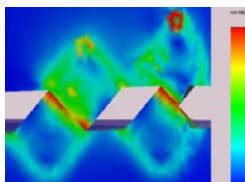
Рисунок 3 – Результаты расчетов процесса правки алмазного круга по матрице B4



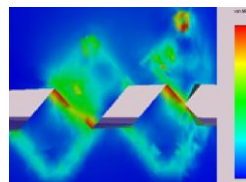
В программном пакете *CosmosWorks* по результатам экспериментов были получены эпюры распределения полей напряжений в зависимости от всех оптимальных значений факторов: модуля упругости связки шлифовального круга  $E_{кр}$  (рис. 4); температуры правки  $T$  (рис. 5); модуля упругости связки правящего ролика  $E_p$  (рис. 6); коэффициента теплового расширения металлофазы алмазного зерна правящего ролика  $\alpha_p$  (рис. 7).



Модуль упругости связки шлифовального круга  
 $E_{кр} = 1,4 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 4,33 \text{ ГПа}$

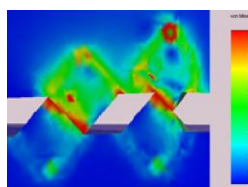


Модуль упругости связки шлифовального круга  
 $E_{кр} = 1,25 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 3,27 \text{ ГПа}$

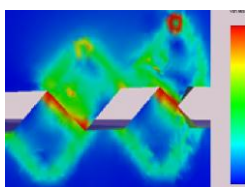


Модуль упругости связки шлифовального круга  
 $E_{кр} = 1,1 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 1,73 \text{ ГПа}$

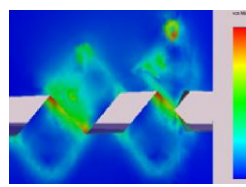
Рисунок 4 – Распределение эквивалентных напряжений в зависимости от модуля упругости связки шлифовального круга



Температура правки  
 $T = 620 \text{ }^\circ\text{C}$   
 $\sigma_{экв} = 3,67 \text{ ГПа}$

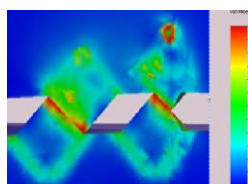


Температура правки  
 $T = 550 \text{ }^\circ\text{C}$   
 $\sigma_{экв} = 3,45 \text{ ГПа}$

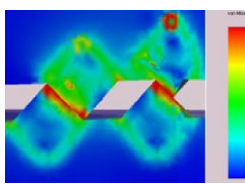


Температура правки  
 $T = 480 \text{ }^\circ\text{C}$   
 $\sigma_{экв} = 2,18 \text{ ГПа}$

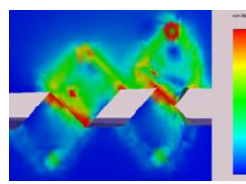
Рисунок 5 – Распределение эквивалентных напряжений в зависимости от температуры правки



Модуль упругости связки правящего ролика  
 $E_p = 0,7 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 1,75 \text{ ГПа}$

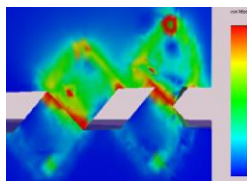


Модуль упругости связки правящего ролика  
 $E_p = 1,3 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 3,42 \text{ ГПа}$

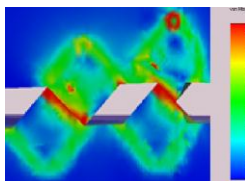


Модуль упругости связки правящего ролика  
 $E_p = 1,9 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$   $\sigma_{экв} = 3,67 \text{ ГПа}$

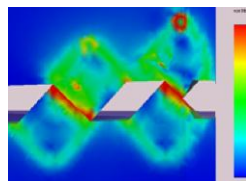
Рисунок 6 – Распределение эквивалентных напряжений в зависимости от модуля упругости связки правящего ролика



КТР металлофазы  
алмазного зерна  
правящего ролика  
 $\alpha_p = 2,4 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$   
 $\sigma_{\text{экв}} = 3,67 \text{ ГПа}$



КТР металлофазы  
алмазного зерна  
правящего ролика  
 $\alpha_p = 1,8 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$   
 $\sigma_{\text{экв}} = 3,59 \text{ ГПа}$



КТР металлофазы  
алмазного зерна  
правящего ролика  
 $\alpha_p = 1,2 \cdot 10^{-5} \text{ 1/K}$   
 $\sigma_{\text{экв}} = 3,42 \text{ ГПа}$

Рисунок 7 – Распределение эквивалентных напряжений в зависимости от КТР металлофазы алмазного зерна правящего ролика

Визуализация проведенных расчетов дает возможность проанализировать распределение эквивалентных напряжений в зоне правки и сделать следующие выводы:

– с ростом величины модуля упругости связки шлифовального круга, растет и напряжение в зоне контакта ролика и круга: повышение модуля упругости с  $0,7 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$  до  $1,9 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$  приводит к росту напряжений с  $1,73 \text{ ГПа}$  до  $3,61 \text{ ГПа}$ ;

– значительное влияние на процесс правки оказывает температура в местах контакта алмазных зерен правящего ролика и шлифовального круга. При высокой температуре повышается интенсивность износа зерен шлифовального круга и правящего ролика, при этом понижается механическая прочность связки круга, что приводит к выпадению его зерен и потере абразивной способности алмазного круга. При изменении температуры от  $480 \text{ }^\circ\text{C}$  до  $620 \text{ }^\circ\text{C}$ , напряжения изменяются с  $1,73 \text{ ГПа}$  до  $3,67 \text{ ГПа}$ , что свидетельствует о необходимости применения охлаждения в процессе правки;

– с увеличением модуля упругости связки правящего ролика, растут эквивалентные напряжения в зоне контакта зерен круга и ролика, что должно способствовать повышению эффективности правки;

– влияние изменения КТР металлофазы алмазного зерна ролика на состояние системы «связка ролика–алмазное зерно ролика–металлофаза–алмазное зерно круга–связка круга» таково, что целесообразным является применение в ролике алмазных зерен с металлофазой, преобладающим элементом в составе которой является металл с низким коэффициентом теплового расширения.

Предложенная методология исследования позволяет расчетным путем определить рациональные сочетания физико-механических свойств материалов связок, марок алмазных зерен правящего ролика и

шлифовального круга, а также режимов обработки, при которых будут реализованы наилучшие условия процесса правки.

**Список использованных источников:** 1. *Азарова Н. В.* Влияние способа правки алмазного круга на характеристики его рабочей поверхности / *Н. В. Азарова, П. Г. Матюха* // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2007. – С. 16-20. 2. *Абрамская И. Б.* Устройство для оптимизации процесса правки шлифовального круга на металлической связке / *И. Б. Абрамская, О. Ф. Еникеев, О. В. Суботин, Л. О. Шищенко* // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: сб. науч. трудов. – Краматорск: ДГМА, 2004. – Вып. 16. – С. 183–186. 3. *Красовский Г.И., Филаретов Г.Ф.* Планирование эксперимента. – Минск: изд-во БГУ, 1982. – 302 с. 4. *Спиридонов А. А.* Планирование эксперимента при исследовании технологических процессов/ *А. А. Спиридонов.* – М.: Машиностроение, 1981. – 184 с.

**Bibliography (transliterated):** 1. *Azarova N.V.* Vlijanie sposobu pravki almaznogo kruga na karakteristiki ego rabochej poverhnosti / *N.V. Azarova, P.G. Matjuha* // Naukovi pracj Donec'kogo nacional'nogo tehničnogo universitetu. Serija: Mashinobuduvannja i mashinoznavstvo. – 2007. – S. 16-20. 2. *Abramskaja I.B.* Ustrojstvo dlja optimizacii processu pravki shlifoval'nogo kruga na metallicheskoj svjazke / *I.B. Abramskaja, O.F. Enikeev, O.V. Subotin, L.O. Shishenko* // Nadezhnost' instrumenta i optimizacija tehnologičeskijh sistem: sb. nauch. trudov. – Kramatorsk: DGMA, 2004. – Vyp. 16. – S. 183-186. 3. *Krasovskij G.I., Filaretov G.F.* Planirovanie jeksperimenta. – Minsk: izd-vo BGU, 1982. – 302 s. 4. *Spiridonov A. A.* Planirovanie jeksperimenta pri issledovanii tehnologičeskijh processov/ *A.A. Spiridonov.* – M.: Mashinostroenie, 1981. – 184 s.

УДК 621.923

В. А. Федорович, д-р техн. наук, И. Н. Пыжов, д-р техн. наук, Харьков,  
Украина

### **3D МОДЕЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Рассмотрены вопросы, связанные с особенностями формирования напряженно-деформированного состояния системы «связка – алмазное зерно – металлофаза – обрабатываемый материал». Показана существенная роль концентрации зерен в алмазоносном слое круга и высоты их выступания над уровнем связки. Установлена зависимость напряжений в системе от указанных факторов и даны практические рекомендации.*

*Ключевые слова: алмазоносный слой круга, металлофаза, связка круга, алмазное зерно, концентрация, высота зерен над связкой круга, 3D моделирование, напряженно-деформированное состояние, эквивалентные напряжения*

*Розглянуто питання, пов'язані з особливостями формування напружено-деформованого стану системи «зв'язка – алмазне зерно - металофаза - оброблювальний матеріал». Показана суттєва роль концентрації зерен в алмазоносному шарі круга і висоти зерен над зв'язкою круга. Встановлено залежність напружень в системі від зазначених факторів і дані практичні рекомендації.*

*Ключові слова: алмазоносний шар круга, металофаза, зв'язка круга, алмазне зерно, концентрація, висота зерен над зв'язкою круга, 3D моделювання, напружено-деформований стан, еквівалентні напруження*

*Questions related to the features of the formation of the stress-strain state of the "bundle-grain-metal phase-processed material" system are considered. The essential role of the concentration of grains in the diamond-bearing layer of the circle and the height of their protrusion above the ligament level is shown. The dependence of stresses in the system on these factors is established and practical recommendations are given.*

*Keywords: Diamond-bearing layer of a circle, a metal phase, a bunch of a circle, a diamond grain, concentration, the height of grains over a bundle of a circle, 3D modeling, stress-strain state, equivalent stresses*

**1. Постановка проблемы.** Алмазное шлифование продолжает оставаться эффективным методом обработки изделий из труднообрабатываемых материалов. В связи с этим можно ожидать, что путем рационального выбора параметров алмазоносного слоя круга в сочетании с обеспечением развитости режущего рельефа рабочей поверхности круга (РПК) удастся полнее использовать потенциально высокий режущий ресурс дорогостоящих алмазных зерен. Это позволит увеличить работоспособность алмазоносного слоя в целом, что положительно скажется на характеристиках качества обрабатываемых изделий [1].

**2. Анализ последних исследований и публикаций.** Результаты уже выполненных теоретических и экспериментальных исследований в направлении

повышения эффективности алмазно-абразивной обработки свидетельствуют об эффективности подхода основанного на использовании моделирования [2-3]. Однако анализ литературных источников показал, что на настоящий момент существует ряд вопросов, которые еще не исследовались с использованием 3D моделирования. На наш взгляд это не позволяет дать правильную физическую трактовку явлениям, происходящим в зоне контакта РПК с обрабатываемым материалом (ОМ), а, следовательно, затрудняет определение рациональных условий самозатачивания алмазных кругов при шлифовании. Кроме того без использования модельных экспериментов невозможно до минимума сократить число длительных, трудоемких, а, следовательно, и дорогостоящих станочных экспериментальных исследований.

Известно [2-3], что использование компьютерных информационных технологий на всех этапах жизненного цикла изделий рассматривается как приближение к идеологии CALS-технологии (Computer-125 Aided Logistics Support). Они обеспечивают компьютерное управление жизненным циклом изделия на всех этапах: разработки концепции изделия; проведения научно-исследовательских работ; проектирования, производства; эксплуатации изделия; модернизации изделия; обеспечения ремонта и технического обслуживания изделия; утилизации.

В настоящей статье для реализации поставленных задач изучения напряженно – деформированного состояния (НДС) в зоне обработки были использованы расчетные комплексы ANSYS, LS-DYNA, Third Wave AdvantEdge, CosmosWorks, Abaqus предназначенные для исследовательских расчетов методом конечных элементов. Для построения 3D-моделей, имитирующих упомянутые процессы, применялась САПР в трёх измерениях (SolidWorks).

**3. Цель исследования.** Целью исследования является совершенствование высокоскоростного процесса алмазного шлифования путем 3D моделирование напряженно-деформированного состояния зоны обработки.

**4. Основные материалы исследования.** Для изучения возможности разрушения алмазного зерна в процессе шлифования, прежде всего, необходимо учитывать влияние температуры, возникающей в зоне шлифования при абразивной обработке материалов, на НДС системы «связка – зерно – металлофаза – ОМ». С этой целью был использован программный пакет CosmosWorks, позволяющий проводить трехмерное статическое моделирование. Прежде всего, была построена исходная 3D модель «связка – зерно – металлофаза – ОМ» на рисунке 1,а. Полагалось, что модели являются сплошными упругими телами. Фрагменты связки и ОМ представлены в виде призматических пластин с размерами соответственно 0,5×0,5×0,5 мм и 0,5×0,5×0,3 мм. Зерна алмаза моделировались в форме октаэдра размером

100×70 мкм. Металлофаза моделировалась в виде небольшой пластины размером 4х4х1 мкм.

Следующим этапом моделирования являлось генерирование сетки конечных элементов (рис. 1,б) и ее сгущение в области контакта алмазного зерна с ОМ, а также в области включения металлофазы. Затем были определены физико-механические свойства всех элементов системы. Всем элементам системы были заданы материалы: связка – на основе меди, ОМ – твердый сплав (ТС), металлофаза – никель. В качестве материала зерна выбран алмаз марки АС100 ( $Z=125/100$ ).

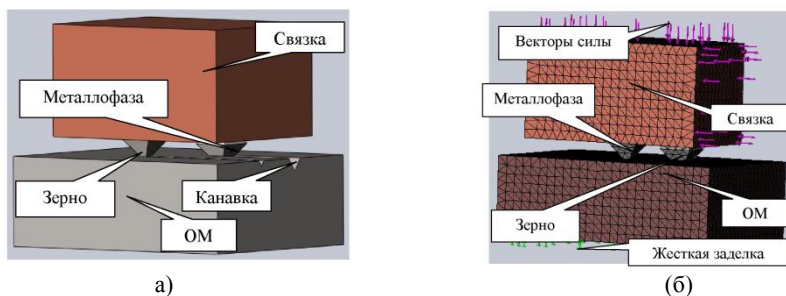


Рисунок 1 – 3D модель исследуемой системы (а) и сетка конечных элементов и нагружение модели исследования (б)

При расчетах использовались следующие физико – механические свойства зерен алмаза: предел прочности на растяжение ( $\sigma_{\text{раст}} = 2,18$  ГПа); предел прочности на сжатие ( $\sigma_{\text{сж}} = 12,9$  ГПа), модуль упругости ( $E = 9 \cdot 10^{11}$  Па), коэффициент термического расширения ( $\alpha = 3,7 \cdot 10^{-5}$  1/К) [4].

Следующим этапом моделирования было задание параметров нагружения модели. В ходе расчетного эксперимента модель нагружалась нормальными силами  $P_y$ , равными 3Н, и тангенциальными силами  $P_z$ , равными 2Н. Это позволяло моделировать движение алмазного шлифовального круга во время абразивной обработки.

Таким образом, модельные эксперименты по определению 3D НДС зоны шлифования позволяли учесть суммарное воздействие термосиловых факторов на состояние системы «ОМ – зерно – металлофаза – связка».

*Исследование влияния концентрации алмазных зерен на 3D НДС зоны шлифования.* Анализ существующих рекомендаций и справочных данных показал, что, относительная концентрация зерен в алмазных кругах обычно составляет 100 %. Как показали наши исследования, при обработке, например, СТП концентрация алмазных зерен в алмазонасном слое является одним из важнейших факторов, определяющих конечные значения выходных показателей обработки [5-8].

Для установления физических особенностей процесса шлифования, прежде всего, необходимо определить влияние концентрации алмазных зерен в шлифовальном круге при абразивной обработке материалов на НДС системы «связка – алмазное зерно – металлофаза – ОМ». Исходная 3D модель системы представлена на рисунке 2.

В пластине обрабатываемого материала создана канавка-след от алмазного зерна. Концентрация задавалась путем изменения расстояния между зернами.

На втором этапе производилось создание сетки конечных элементов и ее сгущение в области абразивного зерна с ОМ и задание параметров нагружения модели (рис. 3).

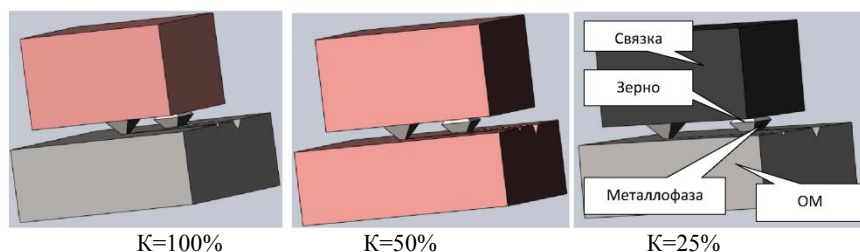


Рисунок 2 – 3D модель исследуемой системы

Учитывая важность и других параметров процесса шлифования, был реализован многофакторный план типа В4 [9] согласно данным, приведенным в таблице 1.

Уравнение регрессии в кодированной форме имеет вид:

$$Y=4,063-0,458X_1+0,333X_2+0,713X_3-0,585X_4-0,561X_1^2-0,396X_1^3-0,346X_1^4+0,083X_2^3+0,013X_2^4+0,073X_3^4-0,012X_1^2+0,123X_2^2+0,848X_3^2-0,912X_4^2$$

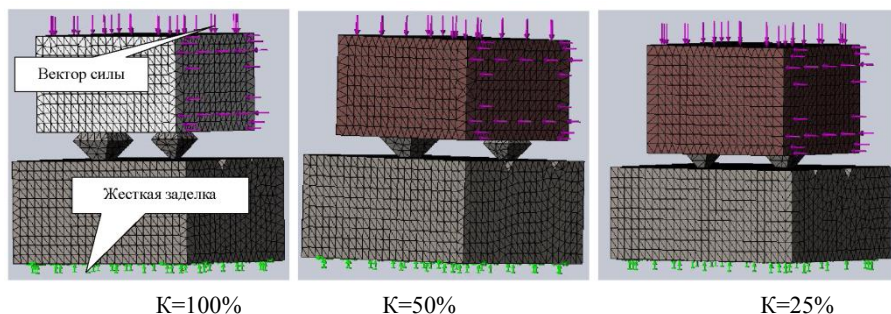
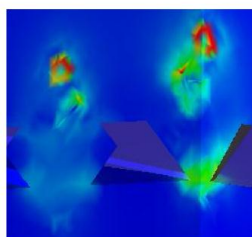


Рисунок 3 – Сетка конечных элементов и нагружение модели исследования

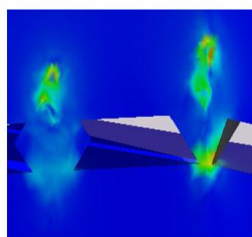
Таблица 1 – Уровни факторов плана В4

Уровни факторов	Факторы							
	КТР металлофазы		Концентрация алмазных зерен		Скорость резания		Модуль упругости ОМ	
	Натуральное значение, 1/К	Кодированное значение X <sub>1</sub>	Натуральное значение, %	Кодированное значение X <sub>2</sub>	Натуральное значение, м/с	Кодированное значение X <sub>3</sub>	Натуральное значение, Н/м <sup>2</sup>	Кодированное значение X <sub>4</sub>
Верхний	$2,4 \cdot 10^{-5}$	+1	75	+1	200	+1	$1,4 \cdot 10^{11}$	+1
Основной	$1,8 \cdot 10^{-5}$	0	50	0	160	0	$1,25 \cdot 10^{11}$	0
Нижний	$1,2 \cdot 10^{-5}$	-1	25	-1	120	-1	$1,1 \cdot 10^{11}$	-1

На рисунке 4 представлена визуализация некоторых результатов моделирования по влиянию концентрации алмазных зерен на 3D НДС зоны шлифования при постоянных остальных условиях обработки ( $\alpha=2,4 \cdot 10^{-5}$ ,  $V_k=200$  м/с  $E=1,4 \cdot 10^{11}$  Н/м<sup>2</sup>).



К=100% ( $\sigma_{\text{экр.}}=1,72$  ГПа)



К=25% ( $\sigma_{\text{экр.}}=1,85$  ГПа)

Рисунок 4 – Результаты расчета НДС

*Исследование влияния глубины заделки алмазных зерен на 3D НДС зоны шлифования.* Была поставлена задача установления особенностей изменения эквивалентных напряжений в местах контакта алмазных зерен со связкой и ОМ в предположении, что это даст возможность установить возможность реализации процесса микро – и макро разрушения алмазных зерен, а, следовательно, ответить на вопрос как обновляется режущая поверхность алмазного круга в целом.

Для изучения влияние глубины заделки алмазных зерен была предложена исходная 3D модель для исследования НДС системы «связка – алмазное зерно – металлофаза – ОМ» (рис. 5).



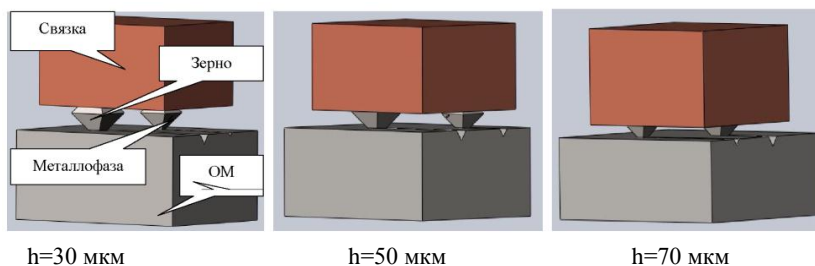


Рисунок 5 – 3D модель исследуемой системы

Фрагменты связки и обрабатываемого материала представлены в виде призматических пластин с размерами соответственно  $0,5 \times 0,5 \times 0,5$  мм и  $0,5 \times 0,5 \times 0,3$  мм. В пластине обрабатываемого материала создана канавка. Зерна алмаза моделировались в форме октаэдра размером  $100 \times 60$  мкм и  $80 \times 50$  мкм. Металлофаза моделировалась в виде небольшой пластины размером  $4 \times 4 \times 1$  мкм.

На втором этапе производилось создание сетки конечных элементов и ее сгущение в области абразивного зерна с обрабатываемым материалом (рис. 6).

Следующим этапом моделирования было задание параметров нагружения модели (рис. 6).

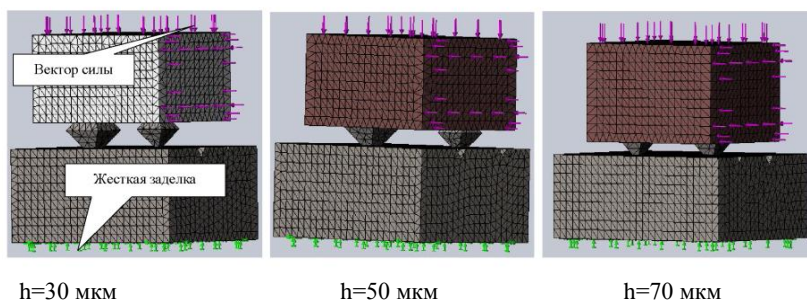


Рисунок 6 – Сетка конечных элементов и нагружение модели исследования

Учитывая важность и других параметров процесса шлифования, был реализован многофакторный план типа В4 согласно данным, приведенным в таблице 2.

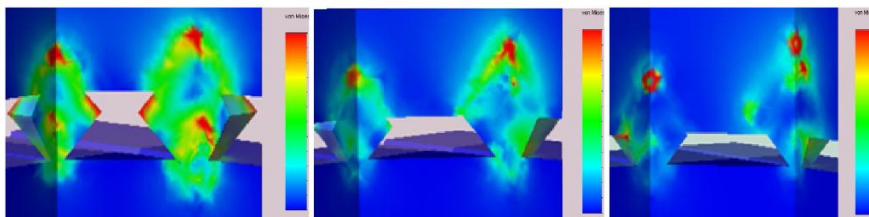
Как видно из таблицы глубина заделки варьировалась в пределах от 30 до 70 мкм.

На рис. 7 представлены некоторые результаты расчетов в пакете CosmosWorks, что дает возможность наглядно рассмотреть распределение

полей напряжения в зоне НДС алмазно абразивной обработки в зависимости от изменения глубины заделки зерен.

Как видно из данных таблиц 1 и 2, особенностью планирования экспериментов является то, что в качестве факторов использовались не только технологические, но и физические параметры.

**Выводы и перспективы развития.** 1. Исследования по влиянию концентрации алмазных зерен в алмазоносном слое круга на 3D НДС в системе «ОМ – зерно – металлофаза – связка» позволили установить, что с уменьшение концентрации зерен, эквивалентные напряжения растут. Это позволяет физически обосновать установленную ранее эффективность использования кругов с пониженной концентрацией и особенно для шлифования СТП. 2. Установлен факт роста величины эквивалентных напряжений по мере уменьшения глубины заделки алмазных зерен в связке.



$h=30 \text{ мкм} (\sigma_{\text{эkv}}=2,69 \text{ ГПа})$        $h=50 \text{ мкм} (\sigma_{\text{эkv}}=1,87 \text{ ГПа})$        $h=70 \text{ мкм} (\sigma_{\text{эkv}}=1,52 \text{ ГПа})$

Рисунок 7 – Влияние глубины заделки алмазных зерен на 3D НДС зоны шлифования

Таблица 2 – Уровни факторов плана В4

Уровни факторов	Факторы							
	КТР металлофазы		Модуль упругости связки		Глубина заделки		Температура	
	Натуральное значение, 1/К	Кодированное значение $X_1$	Натуральное значение, $\text{Н/м}^2$	Кодированное значение $X_2$	Натуральное значение, мкм	Кодированное значение $X_3$	Натуральное значение, К	Кодированное значение $X_4$
Верхний	$2,4 \cdot 10^{-5}$	+1	$1,9 \cdot 10^{11}$	+1	30	+1	800	+1
Основной	$1,8 \cdot 10^{-5}$	0	$1,3 \cdot 10^{11}$	0	50	0	600	0
Нижний	$1,2 \cdot 10^{-5}$	-1	$0,7 \cdot 10^{11}$	-1	70	-1	400	-1

Уравнение регрессии в кодированной форме имеет вид:

$$Y=3,023 - 0,142X_1 - 0,337X_2 - 2,087X_3 + 0,413X_4 - 0,168X_1X_2 + 0,329X_1X_3 + 0,348X_1X_4 + 0,33X_2X_3 + 0,374X_2X_4 - 0,14X_3X_4 + 1,225X_1^2 - 1,31X_2^2 + 0,145X_3^2 + 2,123X_4^2$$

При определенном уровне заделки это может привести к вырыву зерна из связки. Это объясняет тот факт, что глубина заделки зерен связке является важнейшими фактором процесса алмазного шлифования. Управляя ею можно регулировать степень обновления режущего рельефа алмазного круга, а, значит, и значения выходных показателей процесса шлифования в целом. Полученные уравнения регрессии могут быть использованы для практических расчета при назначении оптимальных условий обработки.

В дальнейшем представляет определенный интерес вопрос оптимизации процесса шлифования.

**Список литературы:** [7]. *Грабченко А. И.* Оптимизация результатов 3D моделирования процесса спекания алмазно-абразивных инструментов / *А. И. Грабченко, В. А. Федорович, И.Н. Пыжов* // Информацијні технології в освіті, науці та виробництві: збірник наукових праць.-Вип. 2(7). –О.: Наука і техніка, 2014. – С. 16-24. [8]. *Грабченко А. И.* 3D моделирование алмазно-абразивных инструментов и процессов шлифования : учеб. пособие / *А. И. Грабченко, В. Л. Доброскок, В. А. Федорович.* – Харьков : НТУ «ХПИ», 2006. – 364 с. [9]. *Криворучко Д. В.* Моделирование процессов резания методом конечных элементов : методологические основы : монография / *Д. В. Криворучко, В. А. Залого.* Под общей редакцией *В. А. Залого* – Сумы: Университетская книга, 2012. – 450с. [10]. Робочі процеси високих технологій у машинобудуванні: підручник для студентів вищих навчальних закладів / *Грабченко А.І., Везуб М.В., Внуков Ю.М.* та ін.; за редакцією А.І. Грабченка. - Житомир, ЖДТУ, 2003 р.- 451 с. [11]. *Грабченко А.И.* Роль концентрации алмазов в круге при шлифовании поликристаллов сверхтвердых материалов / *Грабченко А.И., Федорович В.А., Образов Б.В* // Сверхтвердые материалы.-1984.-Вып.1.-С. 49-52. [6]. *Грабченко А.И.* Роль характеристики алмазного круга в комбинированных процессах алмазного шлифования ПСТМ / *А. И. Грабченко, И. Н. Пыжов, Д. М. Алексеенко* / Вісник Сумського державного університету. Серія «Технічні науки», №3, т.1.-2010.- С 38-48. Пат. 69459 Україна, МПК (2011.01) B24В 1/00. [7]. Матеріал абразивного круга / *Грабченко А.І., Пижов І.М., Федорович В.О.* Власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». -№ 2011 13226; заявл. 09.11.2011; опубл. 25.04.2012. Бюл. № 8. Пат. 67850 Україна, МПК (2011.01) B24В 1/00. [8]. Спосіб визначення оптимальної концентрації алмазних кругів на металевах зв'язках/ *Алексеенко Д.М., Грабченко А.І., Пижов І.М., Федорович В.О.* Власник Сумський державний університет. -№ 2011 08966; заявл. 18.07.2011; опубл. 12.03.2012. Бюл. № 5. [9]. *Сизый Ю. А.* Основы научных исследований в технологии машиностроения. Учебн. Пособие / *Ю. А., Сизый, Д. В. Сталинский.*- Харьков: УкрГНТЦ «Енергосталь», «Издательство САГА». - 2007. -212 с.

**Bibliography (transliterated):** [1] *Grabchenko A. I.* Optimizacija rezul'tatov 3D modelirovanija processa spekanija almazno-abrazivnyh instrumentov / *A. I. Grabchenko, V. A. Fedorovich, I.N. Pyzhov* // Informacijni tehnologii v osviti, nauci ta virobniectvi: zbirnik naukovih prac'-.Vip. 2(7). –О.: Nauka i tehnika, 2014. – S. 16-24. [2] *Grabchenko A. I.* 3D modelirovanie almazno-abrazivnyh instrumentov i processov shlifovanija : ucheb. posobie / *A.I. Grabchenko, V.L. Dobroskok, V.A. Fedorovich.* – Har'kov: NTU «HPI», 2006. – 364 s. [3] *Krivoruchko D. V.* Modelirovanie processov rezanija metodom konechnyh jelementov: metodologicheskie osnovy : monografija / *D.V. Krivoruchko, V.A. Zaloga.* Pod obshhej redakciej *V.A. Zalogi* – Summy: Universitetskaja kniga, 2012. – 450 s. [4] *Robochi procesi visokih tehnologii u mashinobuduvanni: pidruchnik dlja studentiv vishnih navchal'nih zakladiv / Grabchenko A.I., Vezub M.V., Vnukov Ju.M. ta in.;* za redakciju *A.I. Grabchenka.* – Zhitomir, ZhDTU, 2003 r. – 451 s. [5] *Grabchenko A.I.* Rol' koncentracii almazov v krugu pri shlifovanii

polikristallov sverhtverdyh materialov / *Grabchenko A.I., Fedorovich V.A., Obrazkov B.V.* // Sverhtverdye materialy. – 1984. – Vyp. 1. – S.49-52. [6] *Grabchenko A.I.* Rol' harakteristiki almaznogo kruga v kombinirovannyh processah almaznogo shlifovanija PSTM / *A.I. Grabchenko, I.N. Pizhov, D.M. Alekseenko* / Visnik Sums'kogo derzhavnogo universitetu. Serija «Tehnichni nauki», No 3, t.1. – 2010. – S. 38-48. Pat. 69459 Ukraïna, MPK (2011.01) V24V 1/00. [7] Material abrazivnogo kruga / *Grabchenko A.I., Pizhov I.M., Fedorovich V.O.* Vlasnik Nacional'nij tehnicnij universitet «Harkivs'kij politehnicnij institut». – No u 2011 13226; zajavl. 09.11.2011; opubl. 25.04.2012. Bjul. № 8. Pat. 67850 Ukraïna, MPK (2011.01) V24V 1/00. [8] Sposib viznachennja optimal'noï koncentracii almaznih krugiv na metalevih zv'jazkah/ *Alekseenko D.M., Grabchenko A.I., Pizhov I.M., Fedorovich V.O.* Vlasnik Sums'kij derzhavnij universitet. -№ u 2011 08966; zajavl. 18.07.2011; opubl. 12.03.2012. Bjul. № 5. [9] *Sizyj Ju.A.* Osnovy nauchnyh issledovanij v tehnologii mashinostroenija. Uchebn. posobie / *Ju.A. Sizyj, D.V. Stalinskij.* – Xar'kov: UkrGNTC «Energostal», «Izdatel'stvo SAGA». – 2007. – 212 s.

## **Памяти Николая Васильевича Новикова**

Николай Васильевич Новиков (1932-2017), выдающийся украинский ученый и организатор отечественной науки, почетный директор Института сверхтвердых материалов имени В.Н. Бакуля НАНУ, генеральный директор концерна АЛКОН, заслуженный деятель науки и техники Украины, доктор технических наук, профессор, академик НАН Украины, скоропостижно скончался 7 апреля 2017 г., накануне своего 85-летия.

Он был большим другом и соратником Харьковского политехнического института в главном деле своей жизни – разработках технологий сверхтвердых материалов, подготовке специалистов высшей в этом квалификации. Был... По-человечески прост и велик делами своими, и память о нем неизбывна в сердцах всех, кто его знал и сотрудничал с ним. Сопредседатель инициированного ХПИ и проводимого совместно с ИСМ НАНУ с 1991 года ежегодного Международного научно-технического семинара по высоким технологиям в машиностроении «Интерпартнер», Почетный доктор ХПИ (1996), Почетный профессор кафедры интегрированных технологий машиностроения им. М.Ф.Семко в нем, Николай Васильевич Новиков навечно в скрижалях первого в левобережной и докарпатской Украине национального технического университета «ХПИ».

Николай Васильевич Новиков родился 10 апреля 1932 г. в г. Киеве. В 1949 г. закончил с серебряной медалью школу, в 1954 г. Киевский политехнический институт, получив диплом инженера с отличием.

В 1958 г. успешно защитил кандидатскую, в 1975 г. докторскую диссертации.

Уже в 90-е годы Н.В.Новиков становится известным в мире украинским учёным, плодотворно работающим в области материаловедения, пионером создания и применения сверхтвёрдых материалов как основы новой техники и высоких технологий XXI-го века. Полученные высокие награды, появившиеся многочисленные ученики дополнили созданную Н.В. Новиковым полноценную научную школу.

В марте 1977 г. Н.В. Новиков был избран директором Института сверхтвёрдых материалов (ИСМ) АН УССР. В следующие 35 лет он 6 раз переизбирался на эту должность и работает директором до настоящего времени (2012 г.). В 1985 г. Н.В. Новиков избран академиком АН УССР.

В ИСМ им. В.Н. Бакуля Н.В. Новиков целенаправленно развернул фундаментальные исследования в области синтеза сверхтвёрдых материалов (СТМ) на основе физики-химии, термодинамики, механики твёрдого тела. Им развиты теоретические основы синтеза сверхтвёрдых материалов при экстремально высоких давлениях и температурах, компьютерное моделирование параметров синтеза, что обеспечивает повышение производительности и долговечности технологических аппаратов высокого давления.

Непосредственно с его творческим участием созданы новые марки

высокопрочных термостойких, полупроводниковых сверхпроводящих алмазов, износостойких и сверхтвёрдых алмазных и кубонитовых поликристаллов и композитов, получено несуществующий в природе сверхтвёрдый материал, второй по твёрдости после алмаза, кубический карбонитрид бора (2002 год).

Н.В. Новикову принадлежат заслуги в создании новых направлений развития современного материаловедения – синтеза крупных высокопрочных кристаллов алмаза разного цвета, получение алмазных и алмазоподобных плёнок и покрытий с особыми свойствами, высокотемпературной структурированной керамики и определённых смарт-материалов, компьютерного материаловедения в области экстремально высоких параметров действующей среды - сверхвысоких давлений и температуры.

Впервые в мировой науке теоретически обоснованы и разработаны методы оценки прочности и трещиностойкости монокристаллов СТМ с учётом их кристаллографии и дефектности, получены количественные справочниковые характеристики сопротивления разрушению, износоустойчивости, теплопроводности и другие физико-механические характеристики в широком температурном диапазоне. Особое внимание в последние годы Н.В. Новиков уделял перспективным направлениям современного материаловедения – наноструктурам и нанотехнологиям, фуллеренам, графенам, смарт и структурированным материалам, обоснованию использования полупроводниковых и сверхпроводящих алмазных монокристаллов и функционально эффективных алмазных и алмазоподобных плёнок и покрытий в электронной и аэрокосмической технике, применению технологий высокоэффективного алмазного микроточения, которое открывает важное направление наномеханообработки. Под руководством Н.В. Новикова созданы высокоэффективные процессы прецизионной сложнопрофильной обработки металлических, керамических и других неметаллических материалов для современной техники и приборостроения, оптики и электроники нового поколения.

За 35 лет его работы в институте подготовлено 54 докторских и 304 кандидатских диссертаций, из которых 15 докторов и 39 кандидатов наук являются непосредственно его учениками. Подготовка и защита диссертационных работ стали мощным стимулом роста уровня и результативности научных исследований. Творческая атмосфера, которая сложилась в коллективе института оказывала содействие созданию широко признанной сейчас научной школы Бакуля – Новикова, которая включает значительный круг известных научных работников в области материаловедения и высоких технологий обработки материалов.

Научные достижения Н.В. Новикова и широкое применение этих результатов в разных областях производства отмечены Государственными премиями в области науки и техники УССР, СССР, Украины, премиями НАН Украины им. Е.О. Патона и им. И.М. Францевича.

В 1979 г. он возглавил издание научно-теоретического журнала АН СССР и АН УССР «Сверхтвёрдые материалы», который с 1983 г. переиздается на английском языке под названием «Journal Superhard Materials» издательством «Allerton Press Inc.» Шпрингер в Нью-Йорке, США.

В 2007 г. открыто распространение журнала через SpringerLink – одну из наибольших мировых баз научной информации. Начиная с 2008 г., по оценке авторитетной экспертной комиссии журнал внесён в базу данных научного цитирования Web of Science компании Thomson Reuters, и в 2010 г. получил импакт-фактор 0,547, что соответствует шестому месту среди 17 академических журналов, которым сейчас определен импакт-фактор, а также соответствует первому среди отечественных журналов – по материаловедческому направлению.

Он был одним из основных докладчиков и представлял отечественную науку на конференциях в разных странах мира (США, Японии, Германии, Испании, Италии, ЮАР, Франции и др.).

С 2008 года представлял Украину в Европейском парламенте предпринимателей в Брюсселе.

За значительный личный взнос и безупречное служение развитию науки и промышленности Украины, социально-экономическую и культурно-образовательную деятельность, утверждение международного авторитета страны Николай Васильевич Новиков был отмечен высшими наградами Украины – орденом «Князя Ярослава Мудрого» V ст. (2002), являлся полным кавалером орденов «За заслуги» (1, 2, 3 степени 2011, 2007, 1998 гг.). Получил золотой орден I степени Болгарии «Кирилл и Мефодий» (1985), орден Международного фонда ЮНЕСКО «Святого Николая Чудотворца» I степени «За приумножение добра на земле» (1998). Он также был награжден орденами, медалями и отличиями ряда зарубежных стран. Был отмечен серебряной медалью и дипломом «За выдающиеся достижения XX века» (1995, Кембридж, Англия), медалью Американской биографической Ассоциации «За свободу» (2010), награжден памятной медалью «Лидеры XXI столетия» (2000, Кембридж, Англия), и Кембриджским дипломом за достижение в образовательной деятельности (2011), золотой наградой «За достижение жизни» от Американского биографического института (Релейх, США), Дипломом и премией «Одиссей» Международной академии КОНТЕНАНТ за выдающиеся достижения в области высоких технологий (2000, Россия, Франция), памятными медалями Сократа, Платона, В.М. Глушкова, В.И. Моссаковского, многими государственными медалями и наградными знаками Украины и г. Киева.

Под руководством Н.В. Новикова Институт сверхтвёрдых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины стал одним из признанных авторитетных в мире научных центров технологического превосходства в области сверхвысоких давлений и температур, синтеза новых сверхтвёрдых и структурированных материалов, инструментов из них, конструкционных изделий для новой техники в разных областях индустрии, новой медицинской техники.

**СОДЕРЖАНИЕ**

<b>Оборский Г.А., Оргиян А.А., Минчев Р.М., Баланюк А.В.</b> Задачи динамики в технологи машиностроения.....	3
<b>Агу Коллинз Агу, Узунян М.Д.</b> Исследование шероховатости поверхности при алмазно-искровом шлифовании твёрдых сплавов с применением технологии минимальной смазки .....	12
<b>Varga Gyula, Ferencsik Viktoria</b> Examination of residual stresses on diamond burnished cylindrical surfaces .....	18
<b>Гаращенко Я.Н.</b> Оценка исходной 3D-модели на приспособленность к определению рациональной ориентации изделия при послойном построении .....	28
<b>Грабченко А.И., Федорович В.А., Островерх Е.В., Козакова Н.В.</b> Моделирование процесса спекания алмазных кругов на металлических связках с целью определения их рациональных характеристик .....	41
<b>Гуцаленко Ю.Г., Івкін В.В., Севидова О.К., Степанова І.І.</b> Инструменти з надтвердих матеріалів для алмазно-іскрового шліфування на універсальних верстатах.....	52
<b>Залоза В.О., Шаповал Ю.В.</b> Методика оцінювання динамічного стану системи різання шляхом визначення геометричних параметрів якості обробленої поверхні.....	63
<b>Калафатова Л.П., Матюха П.Г.</b> Шляхи підвищення ефективності шліфування крихких матеріалів різної природи, фізико-механічних властивостей і структури.....	72
<b>Калафатова Л.П., Олейник С.Ю., Поколенко Д.В.</b> Повышение точности обработки при внутреннем шлифовании тонкостенных оболочек сложной формы из хрупких неметаллических материалов .....	85
<b>Кальченко В.І., Сіра Н.М., Винник В.О., Кальченко Д.В.</b> Дослідження процесу двостороннього шліфування торців хрестовин карданных валів орієнтованими шліфувальними кругами.....	97
<b>Кравченко Ю.Г., Пацера С.Т., Крюкова Н.В.</b> Температура на поверхні різального клина при квадратичному розподілі теплової густини.....	107
<b>Kundrák János, Makkai Tamás, Deszpoth István, Nagy Antal</b> Investigation of cutting force in face milling .....	118



<i>Kundrák János, Makkai Tamás, Markopoulos Angelos P.</i> Investigating the impact of feed and cutting speed on cutting forces for the increase of surface removal rate in face milling.....	126
<i>Monostori Renáta, Dudás Illés</i> Mathematical analysis of hip joint prosthesis ...	133
<i>Пижов І.М., Грабченко А.І., Клименко В.Г.</i> До розрахунку ширини зони контакту РПК з деталлю при плоскому торцевому шліфуванні з нахилом осі шпинделя .....	138
<i>Руднев А.В., Шаилendra Кумар Джеха</i> Использование суммарного приведенного профиля при шлифовании пластин «Томал-10» методом алмазно-искрового шлифования .....	144
<i>Рязанова-Хитровська Н.В., Пижов І.М., Пупань Л.І.</i> Розрахунок залишкових напружень в поверхневому шарі деталі після алмазного вигладжування.....	149
<i>Sztankovics István, Kundrák János</i> Chip removal characteristics with constant chip cross-sectional area and different ap/fz ratios in face milling .....	155
<i>Федорович В.А., Островерх Е.В., Козакова Н.В.</i> Моделирование процесса правки алмазных кругов алмазными роликами .....	164
<i>Федорович В.А., Пыжов И.Н.</i> 3D моделирование напряженно-деформированного состояния процесса алмазного шлифования .....	172
<i>Памяти Николая Васильевича Новикова</i> .....	181

Наукове видання

**РІЗАННЯ ТА ІНСТРУМЕНТИ  
у технологічних системах**

Міжнародний науково-технічний збірник

**Випуск 87**

Укладач *проф. А. І. Грабченко*  
Оригінал-макет *Н. В. Крюкова*  
В авторській редакції

Матеріали відтворено з авторських оригіналів

Підп до друку 31.08.2017 р. Формат 60 × 84 1/16. Папір офсетний.  
Riso-друк. Гарнітура Таймс. Ум. друк. арк. 10,8. Наклад 300 пр., 1-й з-д 1–20.  
Зам. № 148. Ціна договірна.

---

Виготовлювач Видавничий цент НТУ «ХП»,  
вул. Фрунзе, 21, м. Харків-2, 61002

Свідоцтво суб'єкта видавничої справи ДК № 3657 від 24.12.2009 р.