

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

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

**РЕЗАНИЕ
И
ИНСТРУМЕНТ
В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ**

**CUTTING & TOOL
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

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

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

**ВЫПУСК 79
Edition № 79**

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

ББК 34.63
УДК 621.91

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

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

Редакционная коллегия:

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

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

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

Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2011. – Вып. 79. – 244 с.

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

ББК 34.63

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов

© НТУ «ХПИ», 2011

И.Д. Абдулкеримов, Симферополь, Украина

ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ГЕРМЕТИЧНОСТИ РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ МАТЕРИАЛОВ С ГАЗО-УСАДОЧНОЙ ПОРИСТОСТЬЮ

Підвищення якості поверхні глухих отворів у литих деталях пневмоапаратура виготовленої з алюмінієвих сплавів, методами поверхнево пластичного деформування. Представлений деформуючий інструмент та режими обробки.

Повышение качества поверхности глухих отверстий в литых деталях пневмоаппаратуры изготовленной из алюминиевых сплавов, методами поверхностно пластического деформирования. Представлен деформирующий инструмент и режимы обработки.

*I.D. ABDULKERIMOV
TECHNOLOGICAL MAINTENANCE OF CARVING TIGHTNESS CONNECTIONS AT MANUFACTURING DETAILS FROM MATERIALS WITH GAS-SHRINKABLE POROSITY*

Improving the quality of the surface of blind holes in cast parts pneumatic equipment made from aluminum alloys, methods of surface plastic deformation. Submitted by deforming tool and processing modes.

Постановка проблеми и ее связь с научно-практическими задачами. С целью повышения технологичности деталей при изготовлении пневмоаппаратуры используют литье под давлением. Однако, повышенная газо-усадочная пористость отливок является причиной возникновения негерметичности деталей пневмоаппаратуры, работающей под давлением до 1МПа. [1]

В промышленности на различных предприятиях в технологических процессах обеспечение герметичности литых деталей выполняется методом пропитки в вакууме и применением различных герметиков. Но, вследствие влияния линейных и объемных температурных расширений на изделие в процессе эксплуатации, эти методы не обеспечивают получения герметичных резьбых соединений.

Технологический переход вакуумирования при литье под давлением не устраняет полностью газо-усадочную пористость.[2] Не представляется также возможным с помощью технологических приемов удалить воздух с пресс формы и газы, возникающие от сгорания смазки.

Следовательно, или в процессе формирования резьбы, или предварительно перед ним необходимо «закрывать» эти поры и изолировать их друг от друга. Одним из приемов технологического процесса может являться применение деформирующего инструмента.

Анализ литературных источников показал возможность получения резьбы данным методом, но прочных материалов не склонных к охрупчиванию и растрескиванию в процессе деформирования. [3]

В связи с этим для получения плотного безпористого поверхностного слоя возникает необходимость разработки технологии обеспечения герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью на основе разработки технологии включающую в себя деформирующий инструмент.

Научная новизна заключается в том, что:

- предложен новый технологический процесс в обеспечении герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью;

- на основе исследования процесса поверхностно пластического деформирования впервые разработана модель, позволяющая определить геометрические параметры деформирующего инструмента и режимы его работы;

- на основе экспериментального определения структуры поверхностного слоя в отливках из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением, установлены параметры деформирующего инструмента для обработки глухих отверстий.

- получены результаты исследования закономерностей процесса деформирования глухих отверстий.

Цель исследования. Разработка технологии изготовления герметичных резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью на основе применения поверхностно пластического деформирования.

Для достижения поставленной цели решены следующие **задачи**:

- проведен анализ методов получения герметичных резьбых соединений;
- создана расчетная модель поверхностно пластического деформирования сплава АК12М2 полученного литьем под давлением;

- аналитически определены параметры деформирующего инструмента и режимы обработки;

- на основе модели скорректированы параметры деформирующего инструмента и режимов обработки;

- на основе теоретических и экспериментальных результатов создан деформирующий инструмент, способствующий повышению качества поверхности резьбовых соединений в глухих отверстиях деталей из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением;

- экспериментально установлено влияние конструктивных особенностей деформирующего инструмента на обеспечение герметичности соединения;

- проведены испытания деформирующего инструмента и его внедрение в производство.

Вследствие для исследования закономерностей механики ППД литых алюминиевых сплавов предложена следующая методика: ППД осуществляется по наружной поверхности цилиндрической литой заготовки (рис. 1) [4,5].

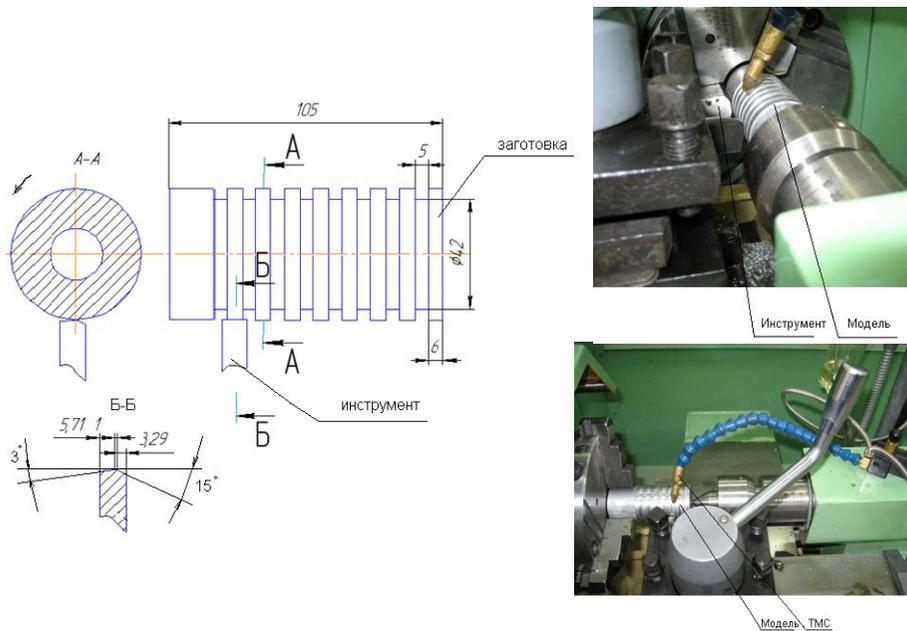


Рисунок 1 – Модель исследования закономерностей механики ППД, литых алюминиевых сплавов

Для заготовки заготовок с плотностью $\rho=2.664 \text{ г/см}^3, \rho=2.685 \text{ г/см}^3, \rho=2.735 \text{ г/см}^3$ и инструментом с углом деформации $4^\circ, 5^\circ, 8^\circ$ при скоростях деформации $\xi=3,77 \text{ м/мин}, \xi=4,75 \text{ м/мин}$ и поперечной подаче $S_p=0,05 \text{ мм/об}$. Мы получили самую качественную поверхность ($Ra 0.65$) после 12-14 циклов деформации.

Это говорит о том, что скорость деформации при холодно пластическом деформировании влияет не так значительно на качество поверхности модели из алюминиевого сплава, как количество циклов и угол деформации. На основании проведенных опытов и анализа их результатов был спроектирован деформирующий инструмент (рис.2) для глухих отверстий в отливках из алюминиевого сплава.

Созданный инструмент состоит из хвостовика и деформирующей части, которая в свою очередь имеет четыре деформирующих пера, угол наклона этих деформирующих частей составляет от 3 до 7 градусов у деформирующей части есть заборная (d_3), деформирующая (d_{cp}), калибрующая ($d_{cp,0.5}$) и для обратного выхода инструмента из детали обратный конус [6]. Инструмент, сделан из инструментальной стали P6M5K5. Твердость инструмента 55-60 HRC.

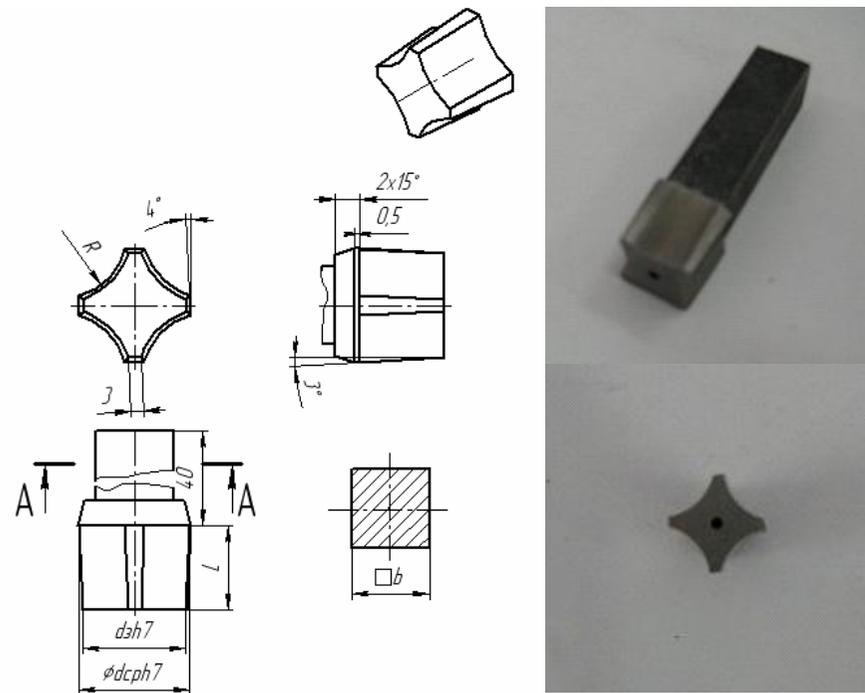


Рисунок 2 – Деформирующий инструмент для глухих отверстий

Определены параметры и режимы работы инструмента для обработки глухих отверстий а именно:

L_u – длина рабочей части инструмента рассчитывается в зависимости от подачи из соотношения:

$$L_u = N_{об} \cdot s \quad (1)$$

Где

$$N_{об} = N_{цикл} / N_{пер} \quad (2)$$

$N_{пер}$ – число рабочих перьев инструмента; $N_{цикл}$ – число циклов, необходимых для получения качественной поверхности; $N_{об}$ – число оборотов инструмента, при котором будет обеспечено необходимое $N_{цикл}$ при заданных $N_{пер}$ (3-4)

Калибрующая d_{cp} определяется из схемы для расчета диаметра под резьбу d_H (рис.3.)

$$d_{cp} = d_H \quad (3)$$

Где

$$d_H = 2r = \frac{s/4 \tan^{-1}(\alpha) - h}{\cos \alpha - 1} \quad (4)$$

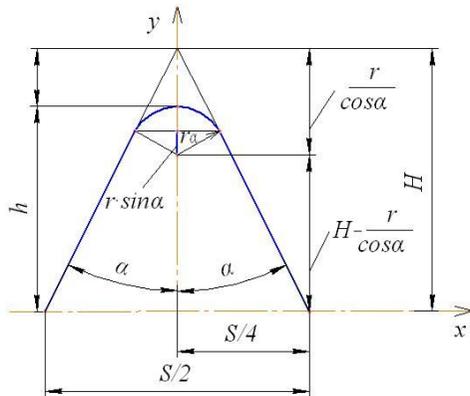
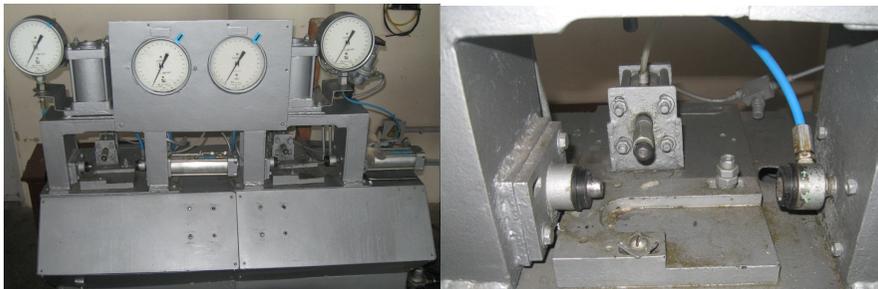


Рисунок 3 – Схема для расчета среднего диаметра отверстия под резьбу

На основании полученных данных был предложен новый способ получения резьбовых соединений в глухих отверстиях корпусных деталей из сплава АК12М2, который заключается в том, что вместо механической обработки, а именно сверления и зенкерования применяется поверхностно-пластическая обработка с применением деформирующего инструмента. В результате обработки с помощью нового способа получения резьбовых соединений в корпусных деталях из сплава АК12М2, и проверке на герметичность на стенде для изделия ПКР16 (рис.4) на заводе ЧАО «Пневматика».



Рабочая зона

Рисунок 4 – Стенд для проверки на герметичность ПКР16

Проведя опыты, получили следующие данные (рис.5).

Выводы:

1. Предложен новый технологический процесс в обеспечении герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газосадочной пористостью;
2. На основе исследования процесса поверхностно-пластического деформирования впервые разработана расчетная модель, позволяющая определить геометрические параметры деформирующего инструмента и режимы его работы;

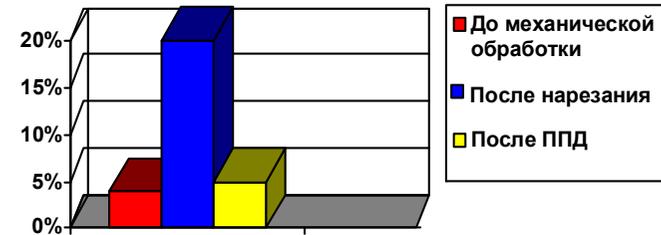


Рисунок 5 – Количество негерметичных деталей в зависимости от вида обработки

3. На основе экспериментального определения структуры поверхностного слоя в отливках из сплава АК12М2, полученных методом литья под давлением, получены результаты исследования закономерностей процесса деформирования глухих отверстий;

4. Результаты внедрены на ОАО «Пневматика» (г. Симферополь).

Список литературы: 1. *Абдулкеримов И.Д., Падерин В.Н.* Повышение герметичности литых деталей пневмоаппаратуры изготовленных из алюминиевых сплавов с помощью бесстружечных метчиков // *Международный научно-технический сборник ВАК «Резание и инструмент в технологических системах», НТУ «ХПИ» (г. Харьков), выпуск 74, 2008, с.3-6.2.* 2. *Абдулкеримов И.Д., Падерин В.Н.* Расчет предполагаемого объема пористости и неметаллических включений при проектировании отливок, получаемых литьем под давлением, и их влияние на негерметичность. Ученые записки Крымского инженерно-педагогического университета. Выпуск 16. Технические науки. – Симферополь: НИЦ КИПУ, 2008. С.54-57 3. *Меньшаков В.М., Урлапов Г.П., Серeda В.С.* Бесстружечные метчики. М., «Машиностроение», 1976. -167с. 4. *Розенберг О.А., Цеханов Ю.А., Шейкин С.Е.* Технологическая механика деформирующего протягивания. Воронежская гос. технолог. акад. – Воронеж, 2001.- 200с. 5. *Шейкин С.Е.* Научные основы технологического управления микрорельефом поверхности и упрочнение поверхностного слоя при деформирующем протягивании. Диссер. На получение научной степени д.т.н. Киев:-2008. 6. *Абдулкеримов И.Д.* Способ получения качественной поверхности глухих отверстий в деталях полученных литьем. Материалы международной научно-технической конференции «Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука-виробництво» ЗНТУ (г.Запорожье), 2010.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

References: 1. Abdulkirimov I.D., Paderin V.N. Povyshenie germetichnosti lityh detalej pnevmoapparatury izgotovlennyh iz aluminievyyh spлавov s pomow'ju besstruzhechnyyh metchikov» Mezhdunarodnyj nauchno-tehnicheskij sbornik VAK «Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah», NTU «HPI» (g. Har'kov), vypusk 74, 2008, s.3-6.2. 2. Abdulkirimov I.D., Paderin V.N. Raschet predpolagaemogo ob#ema poristosti i nemetallicheskih vključenij pri proektirovanii otlivok, poluchaemyh lit'em pod davleniem, i ih vlijanie na negermetichnost'. Uchenye zapiski Krims'kogo inzhenerno – pedagogicheskogo universiteta. Vypusk 16. Tehnicheskije nauki. – Simferopol': NIC KIPU, 2008. S.54-57 3. Men'shakov V.M., Urlapov G.P., Sereda V.S. Besstruzhechnye metchiki. M., «Mashinostroenie», 1976. -167s. 4. Rozenberg O.A., Cehanov Ju.A., Shejkin S.E. Tehnologicheskaja mehanika deformirujuwego protjagivanija. Voronezhskaja gos. teh-nolog. akad. – Voronezh, 2001.-200s. 5. Shejkin S.E. Nauchnye osnovy tehnologicheskogo upravle-nija mikrorel'efom poverhnosti i uprochnenie poverhnostnogo sloja pri deformirujuwem pro-tjagivanii. Dissert. Na poluchenie nauchnoj stepeni d.t.n. Kiev:-2008. 6. Abdulkirimov I.D. Spo-sob poluchenija kachestvennoj poverhnosti gluhih otverstij v detaljah poluchennyh lit'em. Mate-rialy mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii «Mashinobuduвання Ukraїni ochima molodih: progresivni ideї – nauka- virobnicтво» ZNTU (g.Zaporozh'e), 2010.

Н.В. Азарова, канд. техн. наук, П.Г. Матюха, д-р техн. наук,
В.П. Цокур, канд. техн. наук, Донецк, Украина

СРАВНЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ СТРУЖЕК И ЕДИНИЧНЫХ СРЕЗОВ, ОБРАЗУЮЩИХСЯ ПРИ ПЛОСКОМ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

Виконано оцінку зіставлення параметрів зрізу, котрі розраховані на базі математичної моделі, з параметрами стружки, яка утворюється при алмазному шліфуванні. Встановлено, що товщини стружок, визначені експериментально та розраховані на основі одиничних зрізів, відрізняються незначуще. Зроблено висновок про можливість використання для розрахунків вихідних показників процесу шліфування параметрів зрізів, визначених на базі математичної моделі.

Выполнена оценка сопоставимости параметров среза, определенных с помощью математической модели, и параметров стружки, образующейся при алмазном шлифовании. Установлено, что толщины стружек, определенные экспериментально и рассчитанные по единичным срезам, отличаются незначительно. Сделан вывод о возможности использования для расчетов выходных показателей процесса шлифования параметров срезов, определенных с помощью математической модели.

*N.V. AZAROVA, P.G. MATYUHA, V.P. COKUR
COMPARISON OF SHAVINGS PARAMETERS AND THE INDIVIDUAL CUTS FORMED AT FLAT DIAMOND GRINDING*

It is executed the comparison of parameters of the cut, determined by means of mathematical model, and parameters of the shaving, formed under diamond grinding. It is identified that thickness of shavings, which was determined experimentally and was accounted by means of single cuts, are differ insignificantly. Conclusion is made about possibility of the use for calculation parameters of cuts, determined by means of mathematical model.

Введение

Сведения о размерах единичных срезов, образующихся при шлифовании, необходимы для расчетов параметров шероховатости обработанной поверхности, температур в зоне обработки, сил резания, поэтому исследуемый вопрос является весьма актуальным для теории шлифования. В силу особенностей рабочей поверхности круга (РПК), заключающихся в отличии геометрических параметров отдельных зерен, их размеров и ориентации, с обрабатываемой поверхности удаляются срезы различной формы и размеров. Соответственно при шлифовании образуются и различные виды стружек, которые классифицируются по форме [1, 2], а также особенностям образования [3]. Вместе с тем данные о сопоставлении параметров срезов и стружек в литературе отсутствуют.

Целью работы является оценка сопоставимости параметров среза и параметров стружки, образующейся при плоском алмазном шлифовании, для выяснения возможности использования для расчетов выходных показателей процесса, в частности параметров шероховатости обработанной поверхности, параметров срезов, определенных с помощью математической модели.

Основная часть

Исследованию подвергали стружки, полученные при плоском алмазном шлифовании образца из стали Р6М5Ф3 периферией круга 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 на модернизированном станке модели 3Д711АФ11.

Перед экспериментом шлифовальный круг правили электроэрозионным способом на медном электроде. Режимы правки: скорость круга 30 м/с, скорость стола равна нулю, вертикальная подача 0,005...0,007 мм/ход, поперечная подача – ручная, средняя сила тока 7...8 А, напряжение холостого хода источника технологического тока ИТТ-35 50 В. Затем круг прирабатывали в течение 30 минут шлифованием образца из стали Р6М5Ф3 на режимах: скорость круга 30 м/с, скорость стола 6 м/мин, поперечная подача 2,5 мм/ход, глубина шлифования 0,015 мм.

Обрабатываемый образец с размерами обрабатываемой поверхности 60×14 мм был установлен на магнитной плите стола. Режимы обработки: скорость круга 30 м/с, скорость стола 6 м/мин, глубина шлифования 0,015 мм. Охлаждающей жидкостью являлся 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды.

Процесс шлифования сопровождался радиальными колебаниями шлифовального круга с частотой 37 Гц и амплитудой 0,9 мкм. Колебания с более высокой частотой в силу малой амплитуды (менее 0,5 мкм), значительно меньшей параметров шероховатости обработанной поверхности, при расчетах не учитывали.

Регистрацию колебаний осуществляли при помощи анализатора спектра вибрации модели 795М по методике, изложенной нами в [4].

Измерение толщины, ширины и длины стружек проводили с помощью оптического устройства микротвердомера ПМТ-3 при увеличении 520 раз по методике, описанной нами в [5].

Максимальная погрешность определения параметров стружки находилась в пределах 10% от измеряемой величины.

Исследовали выборку из 300 стружек, которую впоследствии подвергали статистическому анализу с целью определения законов распределения исследуемых параметров.

Как показали исследования, по форме образовавшиеся стружки можно отнести к ленточным, запятообразным, сегментообразным и дробленным (рис. 1, а, б, в, г).

Запятообразные стружки имеют вид запятой с утолщением на одном конце. Они образуются запятообразными, а также промежуточными срезами. Сегментообразные стружки имеют утолщение посередине и образуются сегментообразными срезами. Ленточные стружки также образуются сегментообразными срезами. Дробленные по длине стружки имеют приблизительно одинаковую ширину по всей длине. Они могут быть образованы запятообразными, сегментообразными и промежуточными срезами.



Рисунок 1 – Виды стружек, образующихся при плоском алмазном шлифовании:
а – ленточная; б – запытообразная; в – сегментообразная; г – дробленая

По результатам измерения параметров стружек построены гистограммы распределений толщины и длины стружек (рис. 2).

Анализ гистограмм распределений геометрических параметров стружки показывает, что имеет место относительно большой диапазон изменения исследуемых параметров, преобладание мелких стружек.

Средние значения исследуемых параметров стружки, определенные экспериментально, составили: длина $52,59 \pm 3,42$ мкм, ширина $11,89 \pm 0,49$ мкм, толщина $4,93 \pm 0,21$ мкм.

Геометрические параметры срезов, рассчитанные на базе предложенной нами математической модели шлифования [6], следующие: длина $972,37 \pm 125,09$ мкм, толщина $3,25 \pm 1,90$ мкм.

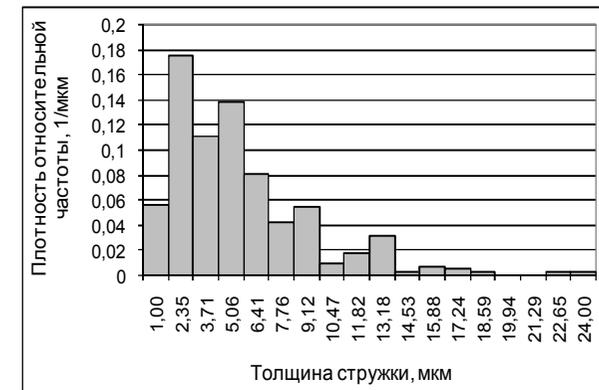
Поскольку в процессе резания размеры срезов изменяются в результате пластических деформаций, то есть их длина уменьшается на коэффициент продольной усадки стружки, а толщина увеличивается на аналогичную величину, при сопоставлении статистических характеристик размеров срезов и стружек необходимо учитывать значение коэффициента усадки.

Для сопоставления параметров стружек, определенных по параметрам срезов, рассчитанных на базе математической модели, и параметров стружек, полученных экспериментально, воспользуемся коэффициентом усадки, равным 1,5 [7].

Тогда расчетные параметры стружек, составят: длина $648,24 \pm 83,39$ мкм, толщина $4,88 \pm 2,85$ мкм.

Приведенные данные показывают, что длины стружек, рассчитанные по срезам, в 12 раз превышают длины стружек, полученные экспериментально, что объясняется, по нашему мнению, дроблением стружек по длине. Толщины стружек, определенные экспериментально и рассчитанные по срезам, отличаются незначимо.

Данные сравнения параметров стружек, определенных на базе математической модели по параметрам срезов, и параметров стружек, полученных экспериментально, представлены в виде таблицы (табл. 1).



а



б

Рисунок 2 – Гистограммы полученных экспериментально распределений толщины (а) и длины (б) стружек, образовавшихся при плоском врезном шлифовании стали Р6М5Ф3 периферией круга 1А1 250×16×75×5 АС6 160/125-4-М2-01, номинальная глубина шлифования 0,015 мм

Таблица 1 – Сопоставление параметров стружек, определенных на базе математической модели по параметрам срезов, и параметров стружек, полученных экспериментально

Параметры стружек	Значения параметров с 95% доверительным интервалом	
	Расчетные	Экспериментальные
Толщина, мкм	$4,88 \pm 2,85$	$4,93 \pm 0,21$
Длина, мкм	$648,24 \pm 83,39$	$52,59 \pm 3,42$

В расчетах выходных показателей процесса шлифования основное значение имеет толщина среза, которая, как показывает сравнение, попадает в 95%-ный доверительный интервал на экспериментальные величины, что говорит об отсутствии влияния сравниваемых способов определения параметров стружки на их величину.

Таким образом, толщина единичного среза, определенная при помощи математической модели шлифования, может быть использована для расчетов выходных показателей процесса.

Выводы

1. Средняя толщина стружек, рассчитанная по толщине среза на базе математической модели процесса шлифования, составляет $4,88 \pm 2,85$ мкм, что сопоставимо со средней толщиной стружек, равной $4,93 \pm 0,21$ мкм, которая определена экспериментально.

2. Параметры срезов, определенные с помощью математической модели, можно использовать для расчетов параметров шероховатости обработанной поверхности, сил резания и т.п.

Список использованных источников: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М.: Машиностроение, 1974. – 316 с. 2. Huges F.H. Talking diamond grinding. Pat 5 / F.H. Huges // Tooling. – 1978. – Feb. 3-21. 3. Лурье Г.Б. Устройство шлифовальных станков / Г.Б. Лурье, В.Н. Комисаржевская. – М.: Высшая школа, 1983. – 215 с. 4. Азарова Н.В. Экспериментальное определение параметров радиальных колебаний шлифовального круга, сопровождающих процесс обработки / Н.В. Азарова, В.А. Сидоров, В.П. Цокур // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА. – 2011. – № 28. – С. 189-193. 5. Азарова Н.В. Исследование параметров стружки при плоском алмазном шлифовании / Н.В. Азарова, П.Г. Матюха, В.П. Цокур // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ. – 2009. – Вип. 6 (154). – С. 9-13. 6. Азарова Н.В. Математическая модель плоского врезного шлифования с вибрациями / Н.В. Азарова // Вестник двигателестроения. – Запорожье: ОАО «Мотор Сич». – 2005. – №1. – С. 119-123. 7. Байкалов А.К. Геометрические параметры стружки при шлифовании и притирке ЭВМ / А.К. Байкалов, Т.М. Волкова, Е.И. Вал // Синтетические алмазы. – 1972. – № 4. – С. 17-19.

Поступила в редколлегию 14.06.2011

Bibliography (transliterated): 1. Maslov E.N. Teorija shlifovanija materialov / E.N. Maslov. – M.: Mashinostroenie, 1974. – 316 s. 2. Huges F.H. Talking diamond grinding. Pat 5 / F.H. Huges // Tooling. – 1978. – Feb. 3-21. 3. Lur'e G.B. Ustrojstvo shlifoval'nyh stankov / G.B. Lur'e, V.N. Komisarzhvskaja. – M.: Vysshaja shkola, 1983. – 215 s. 4. Azarova N.V. Jeksperimental'noe opredelenie parametrov radial'nyh kolebanij shlifoval'nogo kruga, soprovozdajuwih process obrabotki / N.V. Azarova, V.A. Sidorov, V.P. Cokur // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem: zb. nauk. prac'. – Kramators'k: DDMA. – 2011. – № 28. – S. 189-193. 5. Azarova N.V. Issledovanie parametrov struzhki pri ploskom almaznom shlifovanii / N.V. Azarova, P.G. Matjuha, V.P. Cokur // Naukovi prac'i Donec'kogo nacional'nogo tehničnogo universitetu. Serija: Mashinobuduvannja i mashinoznavstvo. – Donec'k: DonNTU. – 2009. – Vip. 6 (154). – S. 9-13. 6. Azarova N.V. Matematicheskaja model' ploskogo vreznogo shlifovanija s vibracijami / N.V. Azarova // Vestnik dvigatelestroenija. – Zaporozh'e: OAO «Motor Sich». – 2005. – №1. – S. 119-123. 7. Bajkalov A.K. Geometricheskie parametry struzhki pri shlifovanii i pritirke JeVM / A.K. Bajkalov, T.M. Volkova, E.I. Val // Sinteticheskie almazny. – 1972. – № 4. – S. 17-19.

УДК 621.91

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, Н.В. Гончар,
Э.В. Кондратюк, канд. техн. наук, Д.Н. Степанов, Запорожье, Украина

ПРИМЕНЕНИЕ ПОЛИМЕРНО-АБРАЗИВНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ОСТРЫХ КРОМОК ПАЗОВ ТИПА «ЛАСТОЧКИН ХВОСТ»

Запропоновано методи зниження ступеня впливу конструктивних та технологічних концентраторів напружень в небезпечному перерізі міжпазових виступів дисків компресорів з пазами типу «ласточкин хвіст» з жароміцних сплавів на фінішному етапі їх виготовлення. Застосування інструментів на основі полімерно-абразивних волокон та подальших зміцнюючих операцій зменшує концентрацію напружень в ободовій частині дисків в 2 рази.

Предложены методы уменьшения степени влияния конструктивных и технологических концентраторов напряжений в опасном сечении межпазовых выступов дисков компрессоров с пазами типа «ласточкин хвост» из жаропрочных сплавов на финишном этапе их изготовления. Применение инструментов на основе полимерно-абразивных волокон и последующих упрочняющих операций снижает концентрацию напряжений в ободной части дисков в 2 раза.

JU.N. VNUKOV, N.V. GONCHAR, JE.V. KONDRATJUK, D.N. STEPANOV
APPLICATION OF POLYMER-ABRASIVE TOOLS FOR PROCESSING SHARP EDGES OF GROOVES OF TYPE «DOVETAIL»

The technological methods to decrease influence of constructive and technological stress concentrators in dangerous cross-section interslot ledges of compressor disks with the dovetail slots from superalloys at the finishing stage of making was offered. Application of cutting tools on the basis of polymer-abrasive fibers and subsequent hardening operations decreases the stress concentration of the disk rim parts by 2 times.

Одной из основных задач современного авиадвигателестроения является обеспечение прочности и надежности высоконагруженных деталей, ограничивающих ресурс работы газотурбинных двигателей (ГТД). При этом из-за непрерывно возрастающих требований к экономичности и массе двигателей, детали становятся все более тонкостенными и сложнопрофильными. Особый интерес представляют собой диски компрессоров ГТД с пазами типа «ласточкин хвост», имеющие сложную конструктивную форму ободной части, работающие в условиях знакопеременных нагрузок и повышенных температур. Анализ отказов показал, что основной причиной является усталостное разрушение, при чем зарождение усталостных трещин происходит преимущественно в остром углу основания межпазовых выступов (МПВ), которые являются конструктивным концентратором напряжений [1].

Жаропрочные сплавы на никелевой и титановой основе, из которых изготавливаются диски компрессоров ГТД, имеют высокие характеристики прочности и способны сохранять их при длительной эксплуатации в условиях высоких температур, но являются чувствительными к концентрации напряжений. Уменьшение влияния концентраторов является актуальной задачей,

которую можно решить на финишном этапе технологического процесса изготовления дисков компрессора.

Основными параметрами, влияющими на величину конструктивной концентрации напряжений в основании МПВ [2], являются размеры и стабильность таких конструктивных элементов пазов типа «ласточкин хвост», как «выкружка» радиусом R и фаска шириной f (рис. 1,б).

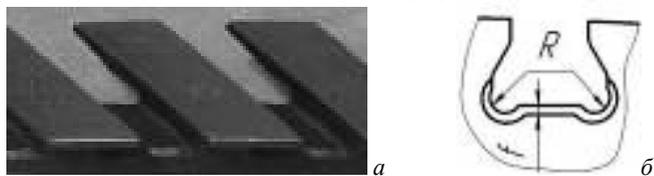


Рисунок 1 – Ободная часть диска (а) и паз типа «ласточкин хвост» (б)

Как отмечено авторами в работах [1,5], для деталей такого типа особую актуальность при уменьшении концентрации напряжений приобретает условия притупления кромок. В работах [2,6] были просчитаны напряжения, возникающие в зоне концентратора при различных геометрических формах опасного сечения у основания МПВ, определены рациональные величины R и f и установлено, что замена фаски f радиусом скругления r такой же величины уменьшает конструктивный коэффициент напряжений K_σ в 2 раза.

Целью данной работы являлся поиск и апробация способа удаления заусенцев после протягивания и скругления острых кромок в пазах типа «ласточкин хвост» для снижения концентрации напряжений путем получения радиусов скругления рациональной величины и благоприятного микрорельефа поверхностей ободной части дисков компрессоров из жаропрочных сплавов на примере дисков VI и VII ступеней компрессора высокого давления ГТД, изготовленных из сплава на никелевой основе ЭИ698-ВД.

Ранее на производстве для удаления заусенцев и снятия острых кромок по контуру паза типа «ласточкин хвост» дисков компрессора применяли шнур, пропитанный пастой ГОИ (рис. 2,а), который обеспечивал формообразование радиуса скругления у основания МПВ [7]. Из-за высокой стоимости, низкой производительности и невозможности автоматизации процесса, его заменили слесарной операцией – снятием фаски зенковкой (рис. 2,б). Вращение инструмента обеспечивалось пневмоприводом, обход по контуру паза – вручную.

Данная операция длится более 2-х часов, так как количество пазов – 117 и диск обрабатывают с двух сторон. Значительная часть времени уходит на установку, снятие и проворот диска для обработки пазов следующего сектора, а также на частую смену инструмента, который быстро изнашивается из-за плохой обрабатываемости материала диска. После снятия заусенков и острых кромок диск подвергают отделочно-упрочняющей обработке в псевдожидком слое абразива (ПСА). Как в первом (абразивным шнуром), так и во

втором (зенковкой) случае не удается обеспечить автоматизацию обработки и постоянство размеров радиуса скругления или фаски по контуру паза.

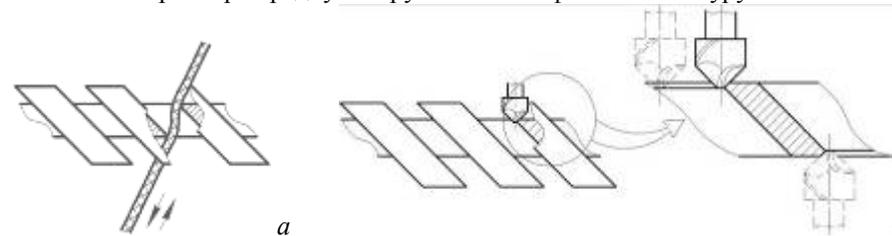


Рисунок 2 – Обработка кромок пазов шнуром (а) и зенковкой (б)

Для повышения производительности снятия заусенков и обработки кромок на поверхностях пазов ободной части диска была рассмотрена возможность применения инструментов на основе полимерно-абразивных волокон (ПАИ), они получили широкое применение для обдирки поверхностей от краски, ржавчины, нагара, окислов, старых покрытий, загрязнений с сохранением целостности первичного рельефа обрабатываемой детали.

ПАИ представляет собой щеточный инструмент вращательного действия (рис. 3, а, б, в), высокая эффективность работы которого достигается благодаря твердым и острым граням абразивных зерен, равномерно распределенных в массе очень гибкого и прочного волокна типа полиамидный корд (рис. 3,г), которое закреплено в ступице.

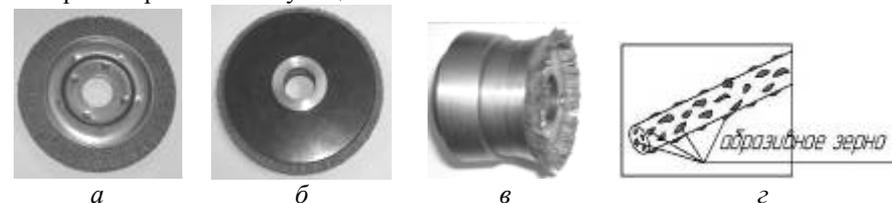


Рисунок 3 – Внешний вид применяемых в исследовании ПАИ: дисковый (а); дисковый с накладками (б); чашечный (в); полиамидное волокно с зерном абразива (г).

Важными свойствами ПАИ [8] являются:

- самозатачивание, так как в процессе притупления абразивного зерна и износа полимерной основы на смену приходят новые абразивные зерна;
- высокая упругость и гибкость – без опасности случайного разрушения как детали так и инструмента;
- отсутствие эффекта «засаливания»;
- незначительное прижимное усилие;
- малое тепловыделение в процессе работы;
- пригодность для работ как в сухих, так и во влажных средах;
- устойчивость к воздействию слабых кислот и щелочей;
- возможность обработки фасонных профилей;

– высокая стойкость при оптимальных режимах работы.

Для обеспечения необходимого температурного режима обработки иногда необходимо применять охлаждающие жидкости, так как при достижении определенной температуры в зоне обработки полимерная основа волокон может начать плавиться (в зависимости от типа полимера эта температура составляет 80...120 °С).

ПАИ обладает ещё одним важным преимуществом: отсутствием необходимости в точном взаимном расположении инструмента и обрабатываемых поверхностей, которое позволяет автоматизировать операции удаления заусенцев и закругление кромок сложнопрофильных деталей. При использовании жестких конструкций инструментов, в случае обработки деталей сложной формы требуется множество движений при точной последовательности и позиционировании, что делает автоматизацию процесса технически или экономически неприемлемой. При использовании ПАИ с гибкими волокнами в значительной степени снижаются требования к точности взаимного расположения детали и обрабатывающего инструмента, уменьшается сложность движений инструмента.

Выше перечисленные преимущества ПАИ дают возможность применения их для слесарной обработки заусенцев и острых кромок у пазов типа «ласточкин хвост» после протягивания, а также ее автоматизации для получения радиуса скругления требуемого размера. В настоящее время данный процесс недостаточно изучен, особенно в области обработки труднообрабатываемых жаропрочных сталей и сплавов.

Для оценки эффективности применения полимерно-абразивных инструментов использовали плоские лабораторные образцы 70×5,5×2 мм; оборудование – плоскошлифовальный станок; инструмент – дисковые ПАИ без и со специальными двусторонними накладками, регулируемыми вылет волокон (рис. 3, а, б) и чашечный ПАИ (рис. 3,в) – со следующими характеристиками:

– наружный диаметр D дисковых ПАИ 120 мм; чашечных – 45 мм;

– вылет абразивного волокна $L=5...21$ мм;

– материал абразива: электрокорунд нормальный 14А и карбид кремния 63С;

– диаметр d полимерного волокна 0,6 мм и 1,0 мм;

– зернистость абразива F280 и F90 .

Перед обработкой для устранения радиального биения отдельных волокон, полимерно-абразивный инструмент, установленный на шпинделе станка, привели с помощью нагревательного элемента, закрепленного в специальном приспособлении (рис. 4). Можно получить любую форму рабочей поверхности ПАИ фасонного профиля, применяя нагревательный элемент с соответствующим профилем.

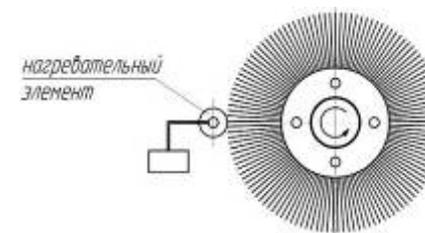


Рисунок 4 – Схема правки полимерно-абразивных инструментов

Для определения оптимальных характеристик инструмента и режимов резания (по условию максимальной производительности и минимальной шероховатости) была проведена обработка плоских образцов (рис. 5) при скоростях резания ($V = 17...35$ м/с), подачах ($S = 1...23$ м/мин), натягах ($i = 1...5$ мм), количестве двойных ходов ($n = 1...20$ дв.х.), с СОЖ и без СОЖ. Обработку жаропрочного сплава ЭИ698-ВД проводили на следующих режимах:

Режим 1. Обработка, требующая снятия дефектного слоя с большой производительностью:

– тип инструмента – дисковый ПАИ $D=120$ мм, $L=8$ мм, $d=1$ мм, абразив 63С зернистостью F80;

– режимы обработки: $S=1$ м/мин, $V=17$ м/с, $i=2$ мм, $n=5...10$ дв.х., СОЖ – Аминил 2%.

Режим 2. Обработка поверхностей, имеющая целью полировальный эффект:

– тип инструмента – дисковый или чашечный ПАИ, $L=20...22$ мм, $d=0,6...1,0$ мм, абразив 14А (рекомендуемый) или 63С, F80...320;

– режимы обработки: $S=1$ м/мин; $V=17$ м/с, $i=1$ мм, $n=3...10$ дв.х., СОЖ – Аминил 2%.

Результаты исследований показали, что обработка ПАИ обеспечивает уменьшение значения Ra в зависимости от исходного значения от 1,6...3,2 мкм до 0,2...0,8 мкм.

Напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя образцов после обработки полимерно-абразивными инструментами изменяется незначительно.

Степень поверхностного наклепа практически не зависит от выбранных режимов. Силовое воздействие волокон на поверхностный слой невелико, поэтому в данном случае наблюдается эффект «наследственности», где параметры поверхностного слоя формируются на предшествующих операциях. Увеличение наклепа на 2...7% вероятно происходит из-за многочисленных микроударов концов полимерно-абразивных волокон об поверхность при входе их в зону обработки.

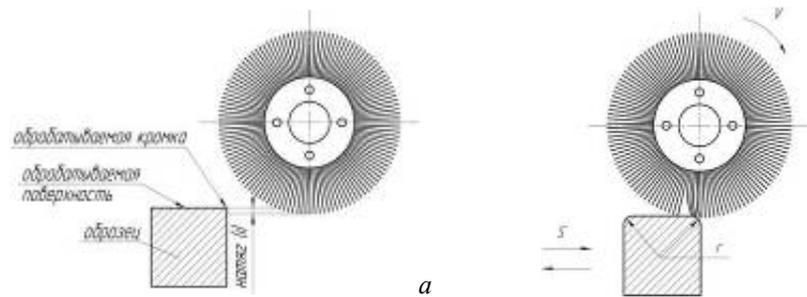


Рисунок 5 – Схема установки натяга дискового ПАИ (а); режимы обработки (б)

Также невелико влияние режимов обработки и параметров ПАИ на остаточные напряжения в поверхностном слое. Исследования показали изменение исходных остаточных напряжений после обработки на 25...75 МПа как в сторону растягивающих, так и сжимающих напряжений, в зависимости от выбранных режимов.

Следует отметить, что небольшое силовое воздействие ПАИ при обработке дает возможность улучшать шероховатость ранее упрочненных поверхностей без значительного изменения напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя. Исследовали распределения остаточных напряжений (рис. 6) четырех партий образцов где: две из них обработали УЗУ (упрочнение стальными шариками $\varnothing 0,68$ мм в ультразвуковом поле), две – комплексно упрочнили (УЗУ стальными шариками + ПДУ – пневмодробеструйное упрочнение стеклянными микрошариками $\varnothing 0,04...0,07$ мм) для получения значительных сжимающих остаточных напряжений. Оставив по одной партии каждой пары в качестве контрольных, остальные были обработаны ПАИ:

- партия 1. Обработка УЗУ;
- партия 2. Обработка УЗУ + ПАИ (режим 1);
- партия 3. Комплексное упрочнение (УЗУ + ПДУ);
- партия 4. Комплексное упрочнение (УЗУ + ПДУ) + ПАИ (режим 2).

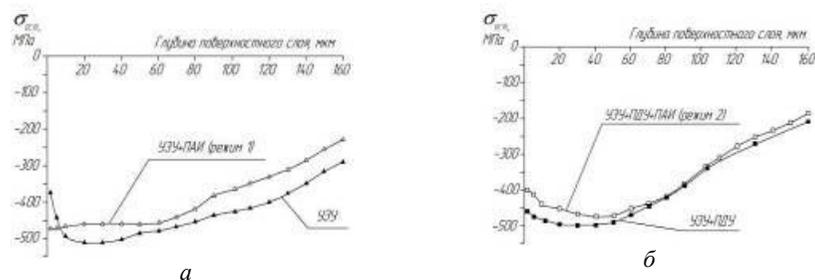


Рисунок 6 – Эпюры остаточных напряжений упрочненных образцов

Результаты исследования показали, что после обработки ПАИ поверхностей, которые предварительно подвергались УЗУ и комплексному упрочнению, происходит незначительное повышение уровня остаточных напряжений.

При обработке абразивно-полимерными щетками по режиму 1 за один проход снимается слой 2...3 мкм, за 5 проходов снимается 10...15 мкм – часто это слой с нестабильным напряженно-деформированным состоянием – пиками или резкими перепадами остаточных напряжений. В данном случае при применении режима 1 обработки ПАИ после УЗУ распределение сжимающих остаточных напряжений в поверхностном слое (рис. 6, а) становится более равномерным, что благоприятно сказывается на эксплуатационных свойствах поверхностного слоя.

Определив рациональные режимы обработки и параметры ПАИ для жаропрочного никелевого сплава ЭИ698-ВД, далее исследовали процесс обработки полимерно-абразивными инструментами межпазовых выступов дисков компрессора на натуральных образцах.

Формообразующей операцией получения паза «ласточкин хвост» с «выкружкой» радиусом $R=0,6...0,8$ мм является протягивание комплектом из трех протяжек. При этом на выходе протяжки из паза образуются заусенцы, а на входе – острые кромки. При эксплуатации дисков компрессора в радиусе перехода паза «ласточкин хвост» и основания межпазового выступа зарождаются или создаются условия для зарождения усталостных микротрещин вследствие высокой концентрации напряжений и действия эксплуатационных нагрузок. Для продления ресурса диска (удаления слоя материала с микротрещинами, возникающими в эксплуатации, и уменьшения концентрации напряжений) после определенного периода работы, производится перепротягивание паза с образованием «выкружек» с радиусом перехода $R=1...1,2$ мм. После данной операции также образуются острые кромки и заусенцы (рис. 7,а). Форма и размеры заусенцев различны. Их высота составляет от 0,2 до 0,5 мм. Наибольшей величины (0,5 мм) заусенцы достигают в остром углу у основания межпазового выступа.

Обработка дисковым полимерно-абразивным инструментом по режиму 1 обеспечивает высокую производительность удаления заусенцев. Вершина заусенцев удаляется за 3...4 дв.хода, а подошва заусенцев снимается за 5...10 дв.ход. В результате была получена чистая поверхность, без заусенцев, со слегка скругленными кромками. Величина их закругления составляла 0,2 мм, с неодинаковыми профилями, неравномерная по контуру. Таким образом, несмотря на быстрое удаление заусенцев, дисковый ПАИ не обеспечивает стабильного притупления острых кромок по всему периметру паза из-за затрудненного доступа волокон под козырьки межпазовых выступов.

Для обработки острых кромок в труднодоступных для дискового ПАИ местах пазов типа «ласточкин хвост» применили чашечный ПАИ (рис. 3,в). Во избежание контактов с выступающими козырьками межпазовых высту-

пов. Поверхность обработки наклонена под углом 15° к оси инструмента, что также обеспечивает отток тепла благодаря частичному контакту волокон с обрабатываемой поверхностью.

Обработка только чашечным ПАИ по режиму 1 требует большее количество ходов ($n=20$ дв.ход.), т.к. имеет меньшую производительность, но при этом профиль кромок получается равномерным.



Рисунок 7 – Образец с заусенцами со стороны выхода протяжки после перепротягивания пазов (а) и после обработки последовательно дисковым и чашечным ПАИ (б)

Наиболее рациональным вариантом обработки кромок пазов типа «ласточкин хвост» после протягивания является последовательное применение дискового и чашечного ПАИ с реверсивным вращением инструментов при встречной подаче. Результатом является полное удаление заусенцев и стабильное скругление острых кромок, как донышка паза, так и в «выкружках» у основания межпазового выступа (рис. 7,б). В этом случае хорошо поддается обработке острая кромка верхней части паза (на выходе протяжки) в районе козырьков МПВ.

Измерения контура радиуса скругления в разных местах кромки паза – в остром и тупом углах у основания МПВ и в середине кромки дна всех обработанных пазов с двух сторон – проводили с помощью профилометра НОММЕЛ Т-8000. Радиусы скругления после обработки двумя типами ПАИ достигают величины 0,4...0,5 мм, что обеспечивает требования чертежа. Их контур – равномерный. Радиус скругления в угловых зонах (рис. 8,а) несколько меньше радиуса скругления у донышка паза (рис. 8,б) из-за меньшей плотности обрабатывающих полимерно-абразивных волокон, попадающих в труднодоступные места.

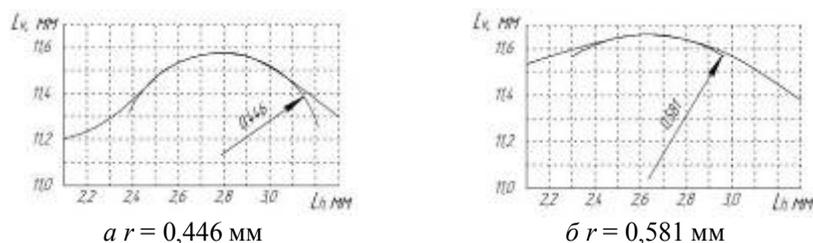


Рисунок 8 – Контур радиуса скругления кромок «выкружки» (а) и донышка (б) паза после последовательной обработки дисковым и чашечным ПАИ

Для получения полировального эффекта и уменьшения влияния технологических концентраторов напряжений после снятия заусенцев и скругления острых кромок можно использовать «мягкие» (менее жесткие) дисковые или чашечные инструменты с большим вылетом волокон 20...30 мм, а также ПАИ с меньшим диаметром волокон 0,6 мм.

Из-за невысоких требований к точности позиционирования ПАИ механизация данной операции обеспечивается при помощи несложного приспособления, позволяющего использовать несколько полимерно-абразивных инструментов. Изменением направлений вращения инструмента и диска, обеспечивается высокая производительность процесса (длительность операции составляет 20 мин) и стабильность качества обработки.

После формирования рациональной геометрии пазов применяют отделочно-упрочняющие операции УЗУ, ПДУ, имеющие целью получения благоприятных свойств поверхностного слоя (степени поверхностного наклепа и остаточных напряжений) [9]. Совместное влияние обработки ПАИ и последующее упрочнение позволяют обеспечивать высокую выносливость МПВ дисков.

Образцы из сплава ЭИ698-ВД с исходной шероховатостью Ra 1,6 мкм обрабатывали дисковым ПАИ с режимом 1 и подвергли обработке УЗУ и ПДУ с рациональными режимами [9]. В табл. 1 приведены результаты исследований параметров шероховатости и технологической концентрации напряжений.

Таблица 1

№ п/п	Вариант технологии	Параметры шероховатости, мкм				$\alpha_{\sigma}^{техн}$
		Ra	S_m	ρ_m	t_m	
1	ПАИ	0,16	10,15	21,76	0,33	1,04
2	ПАИ + УЗУ	0,82	12,12	42,24	1,57	1,14
3	ПАИ + ПДУ	0,57	9,12	16,64	1,18	1,19
4	ПАИ + УЗУ+ ПДУ	0,67	12,31	21,44	1,26	1,16

Технологическую концентрацию напряжений после различных механических операций оценивали с помощью коэффициента технологической концентрации напряжений $\alpha_{\sigma}^{техн}$ [3,4]:

$$\alpha_{\sigma}^{техн} = 1 + 2\sqrt{\gamma(t_m / \rho_m)}, \quad (1)$$

где t_m – высота микронеровностей, мкм; ρ_m – радиус впадин микронеровностей, мкм; γ – коэффициент, учитывающий отношение высоты микронеровностей к шагу.

Результаты исследования показали, что ПАИ обеспечивает высокое качество отделочной обработки. При $Ra = 0,16$ мкм наблюдается благоприятный микрорельеф с плавным профилем. Шероховатость несколько ухудшается после УЗУ, обработки шариками (стальными, стеклянными), из-за появления валиков и лунок, однако плавность микрорельефа сохраняется, что благоприятно сказывается на сопротивлении усталости образцов.

В пользу применения ПАИ говорит сравнение полученных (табл. 1) значений коэффициента технологической концентрации напряжений $\alpha_\sigma = 1,04 \dots 1,09$ со значением $\alpha_\sigma^{техн}$, полученным после протягивания – 1,51, и после применения действующей технологии $\alpha_\sigma^{техн} = 1,26$ [10].

В результате проведенных исследований можно сделать следующие выводы:

1) полимерно-абразивные инструменты разных конструкций могут быть эффективно использованы для финишной обработки сложнопрофильной ободной части дисков компрессора из жаропрочных сплавов, обеспечивая стабильность процесса и возможность механизации обработки;

2) обработку диска с целью удаления заусенцев после протягивания и скругления острых кромок по всему контуру пазов типа «ласточкин хвост» необходимо проводить последовательно дисковыми и чашечными полимерно-абразивными инструментами. Это позволяет обеспечить высокую производительность и качество обработки, так как стабильная величина радиуса скругления в опасном сечении (вместо фаски) более, чем в 2 раза уменьшает конструктивную и технологическую концентрацию напряжений в остром углу МПВ и положительно сказывается на напряженно-деформированном состоянии в зоне опасного сечения.

Список использованных источников: 1. Сахно А.Г., Яценко В.К., Гончар Н.В. «Оценка повреждающего воздействия концентраторов напряжений в межпазовых выступках дисков компрессора» // «Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні», - Запоріжжя, ЗДТУ, №1-2. – 1997, с.84-86. 2. Гончар Н.В., Павленко Д.В. и др. Исследование геометрических параметров пазов диска компрессора типа «ласточкин хвост» и определение их оптимального сочетания // Вестник двигателестроения, №1, 2007, с.60-65. 3. Богуслаев В.А., Яценко В.К., Пritchchenko В.Ф. Технологическое обеспечение и прогнозирование несущей способности деталей ГТД. – К: Манускрипт, – 1993. – 333с. 4. Гончар Н.В., Сахно А.Г. Влияние микроконцентраторов напряжений поверхности на выносливость дисков компрессора // Збірник наукових праць. Двигуни та енергоустановки. Випуск 30. Харків, ХАІ.– 2002.– С.97. 5. Гончар Н.В., Павленко Д.В. Оценка напряженно-деформированного состояния межпазовых выступов диска компрессора с пазами типа «ласточкин хвост» // Авиационно-космическая техника и технология, №8 (16), 2004, с.77-79. 6. Гончар Н.В., Павленко Д.В. и др. «Использование техники подмоделирования для оптимизации конструкции мелкоразмерных элементов деталей ГТД» // «Нові матеріали і технології в металургії та

машинобудуванні», - Запоріжжя, ЗНТУ, №2. – 2007, с.150-154. 7. Яценко В.К., Сахно А.Г. Оценка усталостной прочности межпазовых выступов дисков компрессора // Авиаци. промышленность. – 1990. – №11 – С. 24-26. 8. Абрашевич Ю.Д., Оглоблинский В.А., Оглоблинский А.В. Щеточные инструменты на основе полимерно-абразивных волокон // Мир техники и технологий. – Харьков, 2006. – №5. – С. 50-52. 9. Гончар Н.В. Павленко Д.В. и др. Технологические особенности комплексного упрочнения деталей ГТД / Н.В. Гончар, //Вестник двигателестроения. – 2006. – №1. – С.117-122. 10. Гончар Н.В., Степанов Д.Н. и др. Оценка качества поверхности образцов из никелевого сплава после обработки полимерно-абразивным инструментом // Авиационно-космическая техника и технология. – 2009. – №10/67 – С. 69-71.

Поступила в редколлегию 12.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Sahnо А.Г., Jacenko В.К., Gonchar N.V. «Ocenka povrezhdajuwego vozdejstvija koncentratorov naprjazhenij v mezhpazovyh vystupah diskov kompressora» // «Novi materiali i tehnologii v metalurgii ta mashinobuduvanni», - Zaporizhzhja, ZDTU, №1-2. – 1997, s.84-86. 2. Gonchar N.V., Pavlenko D.V. i dr. Issledovanie geometricheskikh parametrov pazov diska kompressora tipa «lastochkin hvost» i opredelenie ih optimal'nogo sochetanija // Vestnik dvigatelestroenija, №1, 2007, s.60-65. 3. Boguslaev V.A., Jacenko V.K., Pritchchenko V.F. Tehnologicheskoe obespechenie i prognozirovanie nesuwej sposobnosti detalej GTD. K: Manuscript, 1993. 333s. 4. Gonchar N.V., Sahnо А.Г. Vlijanie mikrokoncentratorov naprjazhenij poverhnosti na vynoslivost' diskov kompressora // Zbirnik naukovih prac'. Dviguni ta energoustanovki. Vipusk 30. Harkiv, HAI. 2002.– S.97. 5. Gonchar N.V., Pavlenko D.V. Ocenka naprjazhenno-deformirovannogo sostojanija mezhpazovyh vystupov diska kompressora s pazami tipa «lastochkin hvost» // Aviacionno-kosmicheskaja tehnika i tehnologija, №8 (16), 2004, s.77-79. 6. Gonchar N.V., Pavlenko D.V. i dr. «Ispolzovanie tehniki podmodelirovanija dlja optimizacii konstrukcii me-lkorazmernih jelementov detalej GTD» // «Novi materiali i tehnologii v metalurgii ta mashinobuduvanni», - Zaporizhzhja, ZNTU, №2. – 2007, s.150-154. 7. Jacenko V.K., Sahnо А.Г. Ocenka ustalostnoj prochnosti mezhpazovyh vystupov diskov kompressora // Aviac. promyshlennost'. 1990. №11 S. 24-26. 8. Abrashevich Ju.D., Ogloblinskij V.A., Ogloblinskij A.V. Wetochnye instrumenty na osnove polimerno-abrazivnyh volokon // Mir tehniki i tehnologij. – Har'kov, 2006. №5. – S. 50-52. 9. Gonchar N.V. Pavlenko D.V. i dr. Tehnologicheskie osobennosti kom-pleksnogo uprochnenija detalej GTD / N.V. Gonchar, //Vestnik dvigatelestroenija. – 2006. – №1. – S.117-122. 10. Gonchar N.V., Stepanov D.N. i dr. Ocenka kachestva poverhnosti obrazcov iz nikelovogo splava posle obrabotki polimerno-abrazivnym instrumentom // Aviacionno-kosmicheskaja tehnika i tehnologija. 2009. №10/67 S. 69-71.

В.Д. Гончаров, канд. техн. наук,
В.Н. Некрасов, канд. техн. наук, Барнаул, Россия

ИССЛЕДОВАНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ НА ОСНОВЕ TiC + NiCr

В статье представлены результаты исследований износостойких покрытий на основе TiC + NiCr. Установлены зависимости весового износа от скорости трения, усилия прижима и длины пути в результате взаимодействия поверхностей трения. Проведены сравнительные стойкостные испытания покрытий.

У статті представлені результати досліджень зносостійких покриттів на основі Ti + NiCr. Установлено залежності вагового зношування від швидкості тертя, зусилля притиску й довжини шляху в результаті взаємодії поверхонь тертя. Проведено порівняльні тривалісні випробування покриттів.

V.D. Goncharov, V.N. Nekrasov

Research of wearproof properties of coverings on the basis of TiC + NiCr

In article results of researches of wearproof coverings on the basis of TiC + NiCr are presented. Dependences of weight deterioration on speed of friction, effort of a clip and lengths of a way as a result of interaction of surfaces of friction are established. Are lead comparative wear resistant tests of coverings.

В современном быстроразвивающемся мире создание материалов, отвечающих требованиям конкурентоспособного машиностроения, является одной из важнейших задач. Поэтому в данной работе ставится следующая цель: разработать покрытия из наноструктурированных композиционных материалов и установить их износостойкие свойства.

Задачи исследования:

- установить зависимость весового износа, от скорости трения, усилия прижима и длины пути в результате взаимодействия трущихся поверхностей;
- провести сравнительные стойкостные испытания покрытий.

Испытание проводилось на покрытии из наноструктурированного композиционного материала, полученного методом кумулятивного напыления. Покрытия отличаются друг от друга процентным содержанием компонентов: TiC + NiCr (табл. 1).

Таблица 1 – Содержание NiCr в образцах

Номер образца	Содержание NiCr
1	20%
2	40%
3	60%

Сплав никель-хром имеет большую твердость и большую износостойкость, но и более высокую стоимость. Разбавление материала покрытия карбидом титана позволит снизить стоимость покрытия и увеличить его конкурентоспособность. Покрытия, впервые, полученные путем кумулятивного напыления имеют особую структуру: упорядоченное размещение частиц карбида титана в никельхромовой матрице. Такая структура позволяет сохранить твердость покрытия близкой к твердости никельхромового сплава с относительно высоким разбавлением карбида титана.

Основное назначение покрытий, увеличение износостойкости рабочих поверхностей седел запорной арматуры, деталей сцепок железнодорожных вагонов, котельных агрегатов, рабочих органов почвообрабатывающих машин, деталей экструдеров, поршневых колец, шеек коленчатых валов, втулок шатунов, кулачков и клапанов газораспределительного механизма и других деталей работающих в сложных условиях трения.

Выбор оборудования осуществлялся согласно точностным и динамическим характеристикам удовлетворяющим всем необходимым условиям проведения эксперимента. В качестве испытательного оборудования использовалась машина трения модели 2168 УМТ. Машина предназначена для испытаний различных фрикционных и смазочных материалов на трение и износ с максимальным моментом трения 40 Н•м и максимальной частотой вращения шпинделя 3000 мин⁻¹. Для определения весового износа использовались аналитические весы АДВ – 200.

Исследования проводились с использованием специально изготовленных образцов представляющих собой пару «вал – втулка». Роль втулки исполняла колодка (рис. 1), роль вала – диск.

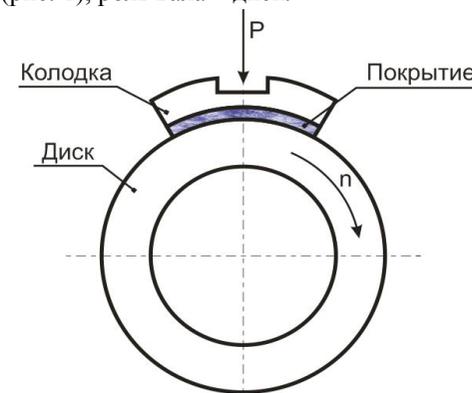


Рисунок 1 – Схема испытания

Покрытие наносилось на колодку изготовленную из стали 40X. На нерабочей поверхности колодка имеет паз для базирования в приспособлении машины трения (рис. 2). Перед нанесением покрытия колодка притиралась по

диску до формирования пятна контакта по всей площади колодки. Для снижения шероховатости поверхностей полученных напылением и достижения внутреннего диаметра равного диаметру диска, выполнялась их предварительная алмазно-абразивная обработка до значения $Ra = 1,25$ мкм. Диск изготовлен из стали 40Х. Для проведения испытаний колодка устанавливалась в корпус, диск устанавливался на оправку из комплекта машины трения. Перед каждым циклом испытаний выполнялась промывка и просушка образца для удаления пыли и продуктов износа. Рабочие условия проведения эксперимента достигались на машине трения, путем сообщения втулке вращательного движения вокруг собственной оси, а колодке давления на диск соответствующего удельному давлению, согласно программе испытаний.

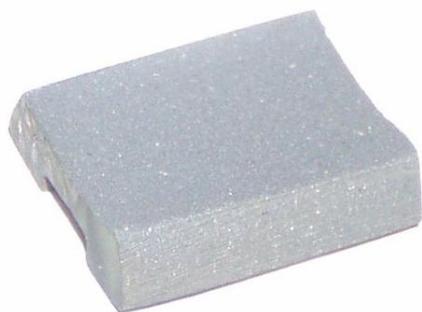


Рисунок 2 – колодка с покрытием до предварительной обработки
Испытания проводились в следующей последовательности:

1. Промыть и высушить колодку;
2. Взвесить колодку, занести показания весов в таблицу.
3. Установить и закрепить диск на оправке машины трения;
4. Заправить бумагу в устройство записи машины трения;
5. Задать и зафиксировать установки устройства записи;
6. Установить и закрепить колодку в приспособлении машины трения;
7. Задать на панели управления машины трения требуемые параметры работы;
8. Провести цикл испытаний;
9. Снять колодку;
10. Промыть и высушить колодку;
11. Взвесить колодку, занести показания весов в таблицу результатов;
12. Повторить пункты 6...11 необходимое количество раз, согласно программе испытаний.

Для сравнительной оценки износостойких свойств исследуемых покрытий, такие же испытания были проведены на образцах без покрытия (тело – сталь 40Х, контртело – сталь 40Х).

В качестве изменяемых параметров при испытаниях выступают:

- состав покрытия (процентное содержание NiCr)
- окружная скорость вращения на поверхности диска (V), м/с;
- усилие прижима колодки к диску (P), Н;
- длина пути пройденного диском относительно поверхности колодки (L), м.

Повторяемость три раза.

Для выбора параметров испытаний, опираемся на аналогичные испытания проведенные различными авторами с другими износостойкими покрытиями. [1,2]. Округляем до ближайших значений, которые доступны на машине трения. Путь для каждого образца составляет 1000 м. Параметры испытаний приведены в таблицах 2 и 3.

Таблица 2 – Нагрузка создаваемая на колодке

p , МПа	1	2	3	4	5
P , Н	190	380	570	760	950

Таблица 3 – Скорость создаваемая на диске

V , м/с	0,2	0,5	1
n , об/мин	100	250	500

Для оценки свойств покрытия в процессе износа были проведены дополнительные испытания. В таблице 4 приведены контрольные точки длины пути в метрах в которых образец снимался, промывался и взвешивался, для определения зависимости весового износа от пройденного пути.

Таблица 4 – Контрольные точки измерения весового износа

L , м	400	800	1200	1600	2000	2400	2800	3200
---------	-----	-----	------	------	------	------	------	------

Частота вращения диска $n = 500$ об/мин

Нагрузка на колодку $P = 760$ Н

На рисунке 3 представлены фотографии образцов после испытаний. На поверхностях колодок можно выделить темные и светлые участки. Светлым участкам соответствует покрытие, темным – металл основы.



Рисунок 3 – Колодки после испытаний, светлые участки – покрытие, темные участки – металл основы: а) образец 1; б) образец 2.

Результаты испытаний приведены на рисунках 4...7.
Весовой износ ($V = 0,2$ м/с)

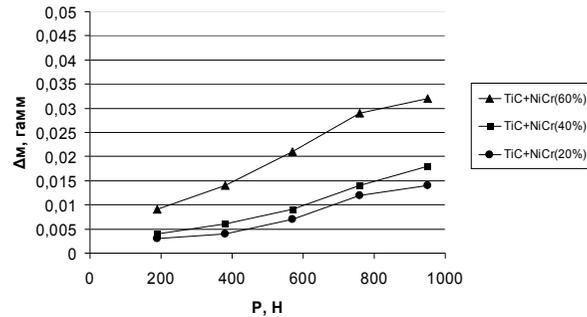


Рисунок 4 – Весовой износ образцов в зависимости от нагрузки при скорости 0,2 м/с.
Весовой износ ($V = 0,5$ м/с)

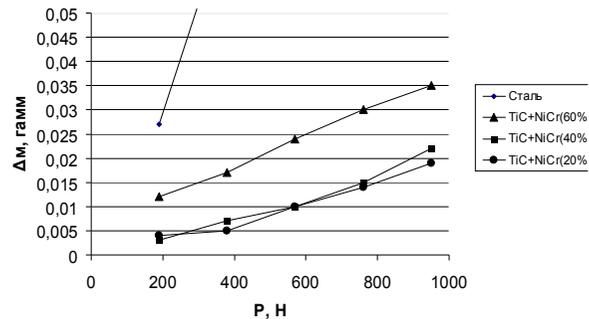


Рисунок 5 – Весовой износ образцов в зависимости от нагрузки при скорости 0,5 м/с.
Весовой износ ($V = 1$ м/с)

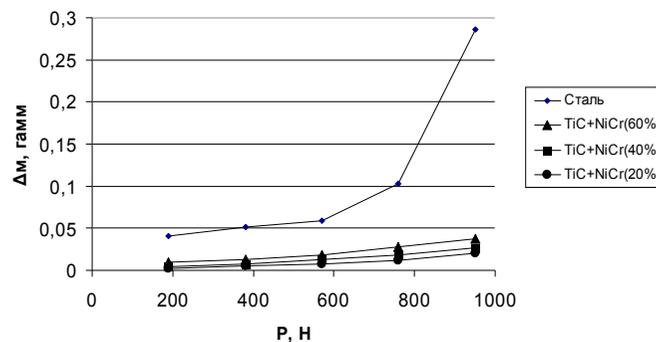


Рисунок 6 – Весовой износ образцов в зависимости от нагрузки при скорости 1 м/с

Весовой износ ($P = 760$ Н, $V = 1$ м/с)

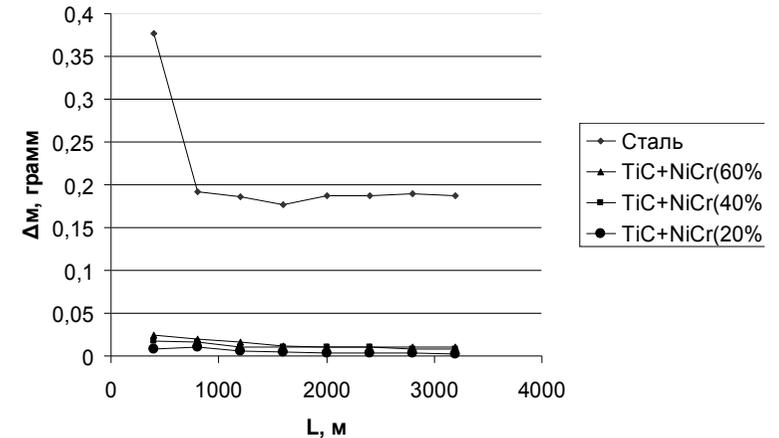


Рисунок 7 – Весовой износ в зависимости от длины пути

Как видно из рисунков 4 – 7, наблюдается значительное увеличение износостойких свойств образцов с покрытием по сравнению с образцами без покрытий. При увеличении нагрузки весовой износ также увеличивается. Что соответствует общей теории износа. На рисунке 7 можно наблюдать более высокий износ до 1500 м с последующей его стабилизацией. Очевидно, здесь происходит вначале окончательная приработка покрытия и далее его равномерный износ.

Список использованных источников: 1. Никитин М.Д., Кулик А.Я., Захаров Н.И. Теплозащитные и износостойкие покрытия для деталей дизеля. Л., «Машиностроение» (Ленингр. отд-ние), 1977. 168 с. 2. Дизели. Справочник. Изд. 3-е, перераб. И доп. Под общей редакцией В.А. Ваншейдта, Н.Н. Иванченко, Л.К. Коллерова, «Машиностроение» (Ленингр. отд-ние), 1977. 480 с.

Поступила в редколлегию 12.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Nikitin M.D., Kulik A.Ja., Zaharov N.I. Teplozashitnye i iznosostojkie pokrytija dlja detalej dizelja. L., «Mashinostroenie» (Leningr. otd-nie), 1977. 168 s. 2. Dizeli. Spravochnik. Izd. 3-e, pererab. I dop. Pod obwey redakciej V.A. Vanshejdta, N.N. Ivanchenko, L.K. Kollerova, «Mashinostroenie» (Leningr. otd-nie), 1977. 480 s.

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

ЗАКОНОМЕРНЫЕ ТЕНДЕНЦИИ ФОРМИРОВАНИЯ ПАРАМЕТРОВ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ

Проведено теоретичний аналіз закономірностей формування силової напруженості процесу шліфування на мікрорівні та визначено умови підвищення продуктивності обробки на основі збільшення граничної товщини зрізу, що обумовлено геометричними і міцністними характеристиками робочої поверхні круга.

Проведен теоретический анализ закономерностей формирования силовой напряженности процесса шлифования на микроуровне и определены условия повышения производительности обработки на основе увеличения предельной толщины среза, обусловленной геометрическими и прочностными характеристиками рабочей поверхности круга.

J.U.G. GUCALENKO, V.I. POLJANSKIJ, V.V. SHARGULENKO

NATURAL TENDENCIES OF PARAMETERS FORMATION OF POWER INTENSITY AT ABRASIVE PROCESSING

Theoretical analysis of regularities of forming of grinding action force tension at microlevel is done, and there are defined conditions of higher processing productivity on the base of increase of a top thickness of cut which is conditional on geometrical and strength characteristics of working surface of wheel.

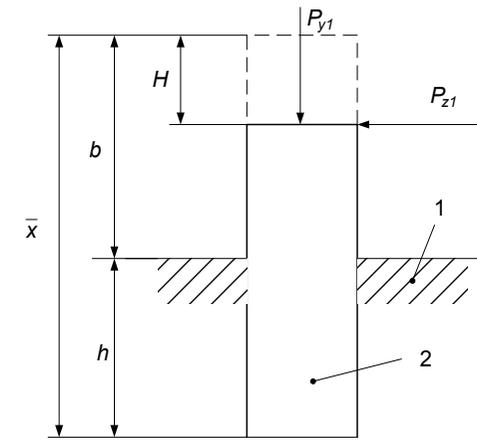
Введение. Традиционно окончательная обработка деталей машин производится с использованием абразивных инструментов, обеспечивающих снижение силовой и тепловой напряженности процесса повышения точности и качества обрабатываемых поверхностей по сравнению с обработкой лезвийными инструментами [1]. Эффект достигается за счет дискретного характера резания большого количества абразивных зерен. При лезвийной обработке толщины срезов значительно больше, и это, как правило, не позволяет достичь высоких показателей качества и точности обрабатываемых поверхностей. Исключением является обработка лезвийными инструментами из синтетических сверхтвердых материалов, которые, благодаря высокой остроте режущих кромок, высокой твердости и теплопроводности, позволяют существенно снизить силы и температуру резания, а также энергоемкость обработки и обеспечить в ряде случаев показатели точности и качества, не уступающие абразивной обработке, причем при более высокой производительности [2]. В связи с возрастающей конкуренцией шлифования и точения в окончательной обработке деталей машин оценивание потенциальных возможностей абразивной и лезвийной обработки в плане снижения силовой напряженности процесса резания и повышения производительности обработки представляется важным и актуальным. Для этого необходимо учитывать закономерности

формирования параметров силовой напряженности процесса резания и в первую очередь процесса шлифования, как наиболее сложного и менее изученного. Цель работы – теоретическое обоснование условий уменьшения силовой напряженности процесса шлифования и повышения производительности абразивной обработки.

Основное содержание работы. Сила резания при шлифовании определяется как сумма элементарных сил резания, возникающих в результате взаимодействия отдельных зерен круга с обрабатываемым материалом. Поэтому для определения силы резания при шлифовании необходимо знать количество одновременно работающих зерен круга n и распределение сил резания единичными зернами. Тангенциальная P_{z1} и радиальная P_{y1} составляющие силы резания единичным зерном (рисунок) связаны с условным напряжением резания [3] зависимостями: $P_{z1} = \sigma \cdot S$; $P_{y1} = \sigma \cdot S / K_u$, где σ – условное напряжение резания, Н/м²; S – площадь поперечного сечения среза, м²; $K_u = P_{z1} / P_{y1}$ – коэффициент шлифования. В общем случае формы режущей части зерна площадь поперечного среза можно определить как $S = K_\phi \cdot a_z^2$, где K_ϕ – коэффициент формы режущей части зерна, a_z – толщина среза, м. Тогда

$$P_{z1} = K_\phi \cdot \sigma \cdot a_z^2, \quad (1)$$

$$P_{y1} = \frac{K_\phi \cdot \sigma \cdot a_z^2}{K_u}. \quad (2)$$



1 – связка круга, 2 – режущее зерно
Рисунок – Расчетная схема

Предельное значение толщины среза a_z определяется прочностью режущего зерна на разрушение или прочностью его удержания в связке круга [4]. Как показывает практика шлифования, обычно прочность зерна выше прочности его удержания в связке, т.е. зерно в процессе шлифования не успевает в полной мере использовать свои прочностные свойства и преждевременно выпадает из связки круга. Увеличение твердости абразивного круга приводит к увеличению сопротивления вырыванию зерна из связки. В особой мере это проявляется в алмазных кругах на высокопрочных металлических связках, которые работают, как правило, в режиме затупления и за счет прочного удержания зерен в связке допускают их объемное разрушение. Оптимальным вариантом работы таких кругов является обеспечение условия равенства "трех сил" [5]: силы резания единичным зерном, силы, при достижении которой происходит объемное разрушение зерна, и силы, при которой зерно теряет устойчивость и выпадает из связки. При выполнении данного условия в максимальной степени используются потенциальные (прочностные) возможности алмазных зерен, что ведет к увеличению производительности шлифования. В связи с этим, проведем теоретический анализ возможностей реализации условия равенства "трех сил" и установим характер изменения толщины среза, определяющей силу резания и производительность обработки. Предположим, что разрушение режущего зерна и его выпадение из связки происходит в результате достижения предельного значения тангенциальной P_{z1} составляющей силы резания единичным зерном. Тогда можно полагать, что значение P_{z1} известно и в первом приближении равно предельной силе, при которой происходит разрушение зерна. Зная значения P_{z1} , а также условного напряжения резания σ , можно по зависимости (1) определить толщину среза, обусловленную прочностью зерна с известным значением K_ϕ . Исходя далее для определенности из конусообразной формы режущей части зерна, когда $K_\phi = \text{tg}\gamma$ (где γ – половина угла при вершине зерна) и площадь поперечного сечения среза не претерпевшим износ зерном равна $S = \text{tg}\gamma \cdot a_z^2$, в строгом рассмотрении указывая на $H = 0$ (рисунок), имеем:

$$a_z = \sqrt{\frac{P_{z1}}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma}}. \quad (3)$$

В более общем случае рассмотрения наиболее над уровнем связки круга выступающего и потому наиболее нагруженного зерна, претерпевшего некоторый износ H к моменту наибольшего выступления над связкой, в отягченном H случае $K_\phi = \text{tg}\gamma$ сталкиваемся с аналитической неопределенностью относительно a_z вида:

$$a_z = \sqrt{\frac{P_{z1} a_z}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma \cdot (a_z + 2H)}}. \quad (4)$$

Учитывая, что для относительно легко объемно разрушаемых зерен из обычных абразивов накопление линейного износа в процессе шлифования не является характерным, а зерна из сверхтвердых материалов отличаются повышенной износостойкостью, в интересах упрощения качественного анализа (анализа тенденций) полагаем $(a_z + 2H) \approx a_z$, т.е. исходим далее из безизносной схемы работы зерна, принимая ее и как приближенную в общем случае $H \neq 0$.

Как видно из (3), увеличить толщину среза a_z и тем самым повысить производительность обработки можно уменьшением угла γ и условного напряжения резания σ . С другой стороны, увеличение a_z требует обеспечения условия свободного размещения образующейся стружки в межзеренном пространстве круга, состоящего в том, чтобы толщина образующейся стружки была меньше высоты выступления зерна над уровнем связки круга $B = b - H$, где b – номинальная высота выступления зерна (без учета износа), м; H – износ зерна, м. Параметр B определим из условия устойчивости зерна в связке круга. Оценим равновесное состояние системы "зерно-связка", нагруженной со стороны обрабатываемого материала силой P_{z1} . Условием равновесия системы "зерно-связка" будет равенство моментов от силы P_{z1} и реакции заделки $m = f(h)$, рисунок. Представим момент от силы P_{z1} в виде $M = P_{z1} \cdot B$, а момент $m = f(h)$ в виде $m = a \cdot h$, где h – глубина заделки зерна в связке круга, м; a – экспериментальная характеристика, определяющая прочностные свойства связки круга, Н [5]. Если физический смысл характеристики a в приведенном выше описании $m = f(h)$ очевиден и в уравновешенной системе "зерно-связка" подчиняется зависимости $a = M/h$, то наша терпимость к использованию в также заимствованном здесь нами описании момента $M = f(B)$ геометрически максимального плеча $B = b - H$ (рисунок), требует пояснения. Приложение тангенциальной составляющей силы резания P_{z1} к вершине зерна практически безупречно при весьма тонких срезах, когда и толщина a_z , и площадь S поперечного сечения среза малы. В общем же случае нельзя не считаться с тем, что реакция на динамическую интервенцию зерна со стороны обрабатываемого материала является распределенной, на что, как нами уже приведено выше с использованием обращения

к условному напряжению резания σ , указывают классические источники – труды Е.Н. Маслова. Исходя из известного [3] описания составляющей силы резания $P_{z1} = \sigma \cdot S$, процесс производства единичного среза при абразивном микрорезании подобен смятию с напряжением σ , осуществляемому режущим зерном в отношении обрабатываемого материала в направлении движения (по линии действия силы P_{z1}), и притом избирательно (в пределах площади S поперечного сечения части зерна, контактирующей с обрабатываемым материалом). Следовательно, реакция обрабатываемого материала на зерно также является распределенной на него нагрузкой с приложением результирующей P_{z1} ниже вершины, и притом тем ниже при одной и той же величине a_z (наибольшего плеча действия распределенной нагрузки), чем большим является расширение поперечного сечения зерна в его рассмотрении от вершины (в соответствии с большей крутизной кривой эпюры момента в рассмотрении от вершины зерна и при постоянстве σ по линии такого рассмотрения). Нюансами такого рода вместе с автором [5] полагаем возможным пренебречь в рассмотрении задач выполняемого здесь качественного анализа в связи с выявлением тенденций формирования параметров силовой напряженности при абразивной обработке. Поскольку в общем случае теории и практики шлифования $a_z \leq B$, то на схеме по рисунку специальное (и неизбежно суживающее область существования) указание на a_z не приводится, тем более необязательное в контексте приводимых здесь суждений. В рассмотрении же финишных операций с весьма малыми a_z , много меньшими величины $B = b - H$, т.е. при работе кругами с принудительно хорошо развитым режущим рельефом, в особенности в обработке сверхтвердых объектов, когда внедрение в обрабатываемый материал практически отсутствует [6], расчетная схема с ориентированным по рисунку на вершину зерна приложением P_{z1} применима и для иллюстрации количественных оценок.

Выразим далее величину h зависимостью $h = \bar{X} - b$ (рисунок), где \bar{X} – размер зерна (зернистость круга), м. Тогда, оперируя в рамках принятых выше допущений и приближений, из условия равенства моментов M и m , получим

$$P_{z1} = a \cdot \left(\frac{\bar{X} - H}{B} - 1 \right). \quad (5)$$

Пренебрежем в (5) очевидной малостью H по отношению к \bar{X} и, с учетом этого, подставим зависимость (5) в (3), откуда

$$a_z = \sqrt{\frac{a}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{B} - 1 \right)}. \quad (6)$$

Максимальная толщина среза a_z увеличивается с увеличением параметров a , \bar{X} и уменьшением σ и B . Как следует из зависимости (6), между параметрами a_z и B существует вполне однозначная связь: чем больше заданное значение B , тем меньше a_z . Это связано с изменением (уменьшением) h и, соответственно, прочности заделки зерна с увеличением B в использовании зерен данной зернистости \bar{X} .

Рассмотрим далее предельный случай продуктивности единичного среза, когда $a_z = B$. После соответствующего преобразования зависимости (6) в вид

$$\frac{\text{tg}\gamma \cdot a_z^2 \cdot \sigma}{a} = \frac{\bar{X}}{a_z} - 1 \quad (7)$$

получаем трансцендентное относительно a_z уравнение

$$a_z^3 + \frac{a}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma} \cdot a_z - \frac{a}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma} \cdot \bar{X} = 0, \quad (8)$$

разрешаемое лишь численным методом.

Приближенное аналитическое выражение для предельного значения a_z из условия $a_z = B$ получим на основе равенства (7) после пренебрежения слагаемым (-1) в правой его части. Тогда имеем:

$$a_z = \sqrt[3]{\frac{a \cdot \bar{X}}{\text{tg}\gamma \cdot \sigma}}. \quad (9)$$

Как следует из зависимости (9), увеличить толщину среза a_z можно увеличением параметров a , \bar{X} и уменьшением σ . Заметим, что все три указанные параметры входят в зависимость (9) с одинаковой степенью, хотя степень влияния параметра \bar{X} с упрощением равенства (7) при этом и несколько преувеличена.

Рассмотрим теперь условие устойчивости зерна в связке круга до момента его выпадения от действия радиальной составляющей силы резания единичным зерном P_{y1} . Условием равновесия системы “зерно-связка” в этом рассмотрении будет равенство радиальной составляющей силы резания единичным зерном

P_{y_1} и реакции заделки зерна в связке. Следуя формальной аналогии [5] с рассмотренным выше описанием момента $m = f(h)$, полагаем и эту реакцию пропорциональной глубине h заделки зерна в связке круга, но уже со своим коэффициентом пропорциональности a_1 в описании этой реакции произведем $a_1 \cdot h$, где a_1 – соответствующая экспериментальная характеристика прочности зерноудержания связкой круга. С учетом $h = \bar{X} - b$ имеем:

$$P_{y_1} = a_1 \cdot (\bar{X} - b). \quad (10)$$

Из зависимости (10) вытекает, что критическое значение радиальной составляющей силы резания единичным зерном P_{y_1} из условия устойчивости зерна в связке круга под ее действием тем больше, чем меньше номинальная высота выступания зерна данной зернистости \bar{X} над уровнем связки круга b и больше параметр a_1 , т.е. чем прочнее зерноудержание связкой круга. Сравнивая значения P_{y_1} , определяемые зависимостями (2) и (10), с учетом известной зависимости [4] для определения условного напряжения резания $\sigma = 2 \cdot \sigma_{сж} / K_{ш}$ (где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м²), установим предельное значение толщины среза

$$a_z = K_{ш} \cdot \sqrt{\frac{a_1 \cdot (\bar{X} - b)}{2 \cdot K_{\phi} \cdot \sigma_{сж}}}. \quad (11)$$

Таким образом, из условия устойчивости зерна в связке круга от действия на него радиальной составляющей силы резания P_{y_1} , установлена предельная толщина среза a_z , которая определяет производительность обработки при шлифовании. Из зависимости (11) следует существенное влияние на a_z коэффициента шлифования $K_{ш}$: с его увеличением a_z пропорционально увеличивается. Увеличение коэффициента шлифования $K_{ш}$ обусловлено повышением режущей способности круга. Следовательно, чем выше режущая способность круга, тем больше предельное значение толщины среза a_z и, соответственно, производительность обработки. Увеличению a_z способствуют также использование в кругах шлифпорошков большей зернистости \bar{X} ; уменьшение высоты выступания зерна над уровнем связки b (с учетом соблюдения геометрического ограничения $a_z \leq B$, что по рисунку соответствует полуинтервальному множеству $a_z \in (0, b-H]$); про-

ведение превентивных или параллельных шлифованию мероприятий по снижению предела прочности обрабатываемого материала на сжатие $\sigma_{сж}$; применение зерен с более низкими K_{ϕ} , т.е. более острых или с рабочей ориентацией более острыми кромками (дополнительный эффект при этом обеспечивается с увеличением a_z благодаря понижению порога начала стружкообразования при внедрении абразивного зерна в обрабатываемый материал, происходящему вследствие уменьшения радиуса округления режущей кромки зерна, сопутствующего, как правило, повышению ее остроты [3]); эксплуатация шлифовальных кругов на связках с повышенной прочностью зерноудержания, находящей отражение в более высоких значениях параметра a_1 .

Выводы. Проведен теоретический анализ закономерностей формирования параметров силовой напряженности процесса шлифования на микроуровне и определены условия повышения производительности обработки на основе увеличения предельной толщины среза, обусловленной прочностными свойствами рабочей поверхности круга. Приведены условия обеспечения равенства "трех сил": силы резания единичным зерном, силы объемного разрушения зерна и силы, при которой зерно теряет устойчивость и выпадает из связки. Это позволяет в максимальной степени использовать прочностные свойства рабочей поверхности круга.

Список использованных источников: 1. Маслов Е.Н. Теория шлифования металлов. – М.: Машиностроение, 1974. – 319 с. 2. Робочі процеси високих технологій в машинобудуванні: навч. посібник / За ред. А.І. Грабченка. – Х.: ХДПУ, 1999. – 436 с. 3. Маслов Е.Н. Основные закономерности высокопроизводительного шлифования // Высокопроизводительное шлифование – М.: Изд-во АН СССР, 1962. – С. 3-17. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов". – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 5. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 – Процессы механической обработки, станки и инструменты. – Одесса, 1995. – 36 с. 6. Грабченко А.И. Научные основы алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллических материалов: дис. в форме науч. докл. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 – Процессы механической обработки, станки и инструменты. – Харьков, 1995. – 59 с.

Поступила в редколлегию 04.07.2011

Bibliography (transliterated): 1. Maslov E.N. Teorija shlifovanija metallov. – M.: Mashinostroenie, 1974. – 319 s. 2. Robochi procesi visokih tehnologij v mashinobuduvanni: navch. posibnik / Za red. A.I. Grabchenka. – H.: HDPY, 1999. – 436 s. 3. Maslov E.N. Osnovnye zakonomenosti vysokoproizvoditel'nogo shlifovanija // Vysokoproizvoditel'noe shlifovanie – M.: Izd-vo AN SSSR, 1962. – S. 3-17. 4. Fiziko-matematicheskaja teorija processov obrabotki materialov i tehnologii mashinostroenija / Pod obw. red. F.V. Novikova i A.V. Jakimova. V desjati tomah. – T. 1. "Mehanika rezanija materialov". – Odessa: ONPU, 2002. – 580 s. 5. Novikov F.V. Fizicheskie i kinematicheskie osnovy vysokoproizvoditel'nogo almaznogo shlifovanija: avtoref. dis. ... d-ra tehn. nauk: 05.03.01 – Processy mehanicheskoj obrabotki, stanki i instrumenty. – Odessa, 1995. – 36 s. 6. Grabchenko A.I. Nauchnye osnovy almaznogo shlifovanija sverhtverdyh polikristallicheskikh materialov: dis. v forme nauch. dokl. ... d-ra tehn. nauk: 05.03.01 – Processy mehanicheskoj obrabotki, stanki i instrumenty. – Har'kov, 1995. – 59 s.

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, В.В. Грибова, канд. физ.-мат. наук,
Е.Н. Марченко, Одесса, Украина

ПОДХОДЫ К ПОСТРОЕНИЮ МОДЕЛЕЙ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ ИНСТРУМЕНТА С УЧЕТОМ ЕЕ ФОРМОИЗМЕНЕНИЙ В ПРОЦЕССЕ ИЗНОСА

Викладений підхід до використання структурно - параметричних моделей різальної частини для відображення еволюції станів інструменту. Показана можливість побудови комбінованих 3D – моделей різальної частини, що формуються на основі початкової її геометрії і за наслідками періодичного контролю інструменту, що зношується, системою технічного зору.

Изложен подход к использованию структурно - параметрических моделей режущей части для отображения эволюции состояний инструмента. Показана возможность построения комбинированных 3D – моделей режущей части, формируемых на основе исходной ее геометрии и по результатам периодического контроля изнашиваемого инструмента системой технического зрения.

*A.G. DEREVLANCHENKO, V.V. GRIBOVA, E.N. MARCHENKO
AN APPROACH TO CUTTING PART OF CUTTING TOOL MODELS FORMING IN
ACCORDANCE WITH ITS FORMS CHANGING IN THE PROCESS OF WEAR*

An approach to structurally – parameter cutting part models using for the evolution reflection of the instruments states. Possibility of construction of combined 3D – models of cutting part, formed on the basis of its initial geometry and on results periodic control of the worn down instrument by the system of technical vision using, is discussed.

В условиях современного машиностроения гибкие производственные модули (ГПМ) работают при ограниченном участии операторов. Нормальное функционирование ГПМ и его основных узлов обеспечивают соответствующие автоматизированные или автоматические системы поддержания работоспособности. Режущие инструменты (РИ) в структуре ГПМ относятся к объектам повышенного контроля, так как вследствие интенсивного изнашивания они быстро теряют работоспособность и переходят в состояние отказа. При разработке методов диагностирования состояний режущей части (РЧ) инструмента, соответствующего математического и программного обеспечения важная роль принадлежит выбору моделей состояния РИ. Такие модели с учетом специфических особенностей изнашивания, многообразия путей эволюции состояний режущей части должны отображать текущую структуру РЧ, тип ее дефектов и соответствующие параметры, определяемые по результатам контроля РИ. Модели должны быть пригодны для распознавания и прогнозирования как постепенных, так и внезапных отказов; как устранимых отказов (радиальный износ – подналадка РИ), так и неустраняемых (скол РЧ).

Анализ предыдущих исследований [1] показал перспективность использования структурных (СМ) и структурно-параметрических (СПМ) моде-

лей режущей части РИ. Однако они применялись лишь для отображения отдельных состояний РЧ, вне рассмотрения эволюции РИ по мере износа. Кроме того, в СПМ отсутствовали параметры, характеризующие степень работоспособности изношенной режущей части РИ с позиций ее прочности. Известен ряд работ, посвященных созданию моделей напряженно – деформированного состояния РЧ с использованием метода конечных элементов - МКЭ ([2] и многие другие). Однако они в основном выполняются для моделей РЧ в исходном состоянии, без учета ее формоизменений с износом инструмента.

Целью настоящей статьи является изложение подходов к отображению изменений состояний РЧ с использованием СМ и СПМ, а также построения комбинированных 3D – моделей РЧ, формируемых с использованием результатов периодического контроля инструмента системой технического зрения (СТЗ).

Рассмотрим основные результаты исследований. Разработаны методы формирования моделей типа СМ и СПМ с использованием СТЗ, оснащенной одной или двумя телекамерами. В рамках данной работы приведены результаты, относящиеся к контролю, распознаванию состояния и построению моделей задних поверхностей резцов.

В результате периодического контроля РЧ формируются наборы цифровых изображений контактных поверхностей инструментов (здесь - резцов). Их обработка и распознавание позволяет выполнять качественную и количественную оценки формоизменений РЧ, что обеспечивает автоматическое формирование СМ (M^{L^1}) и СПМ (M^{L^2}). Количество распознанных элементов структуры РЧ определяет размерность матрицы, а распознанный класс каждого из элементов матрицы становится идентификатором одной из ее строк и соответствующего столбца. Матрица (таблица) структуры включает следующую информацию (Рис. 1): 1. набор распознанных элементов РЧ, т.е. совокупность идентификаторов столбцов и строк; 2. распознанные отношения между ними - отношения порядка следования, положения элементов РЧ (например – отношения соседства элементов) – остаточных исходных и вновь образованных (дефектов).

Приняты следующие обозначения элементов системы режущей части РИ: A_2^1, A_2^2 – изношенные участки задней поверхности; L_{21}^2, L_{22}^2 – неизношенные участки задней поверхностей; $Pr_{21}^1; Pr_{21}^2, Pr_{22}^2$ – проточки на главной, главной и вспомогательной задних поверхностях; Kn_{31}^2, Kn_{32}^2 – соответствующие канавки на режущих кромках; $L_{31}^2, L_{32}^2; A_{31}^2, A_{32}^2$ – неизношенные (остаточные) и активные участки РК; M^{L^1}, M^{L^2} – модели структур РЧ резца на моменты обработки t_1, t_2 ; M^{L^2} – простейший вариант структурно – параметрической модели (матрицы, в ячейках которых указываются параметры

соответствующего элемента структуры (дефекта) РЧ; X – пространство состояний РЧ размерности n , в котором выделены 2 класса – Ω_1^L, Ω_2^L .

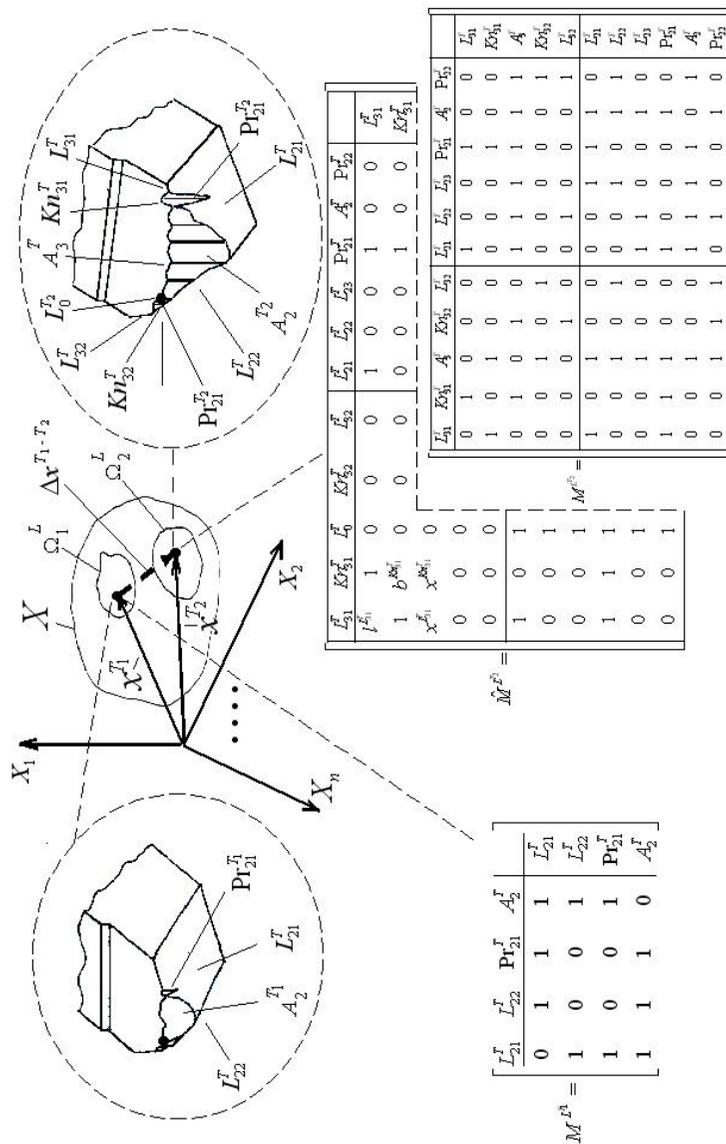


Рисунок 1 – Схематическое представление изменений состояний РЧ и ее отображения в пространстве состояний ИС, в структурных и структурно-параметрических моделях (матрицах)

По результатам контроля РЧ последовательно формируются вектора состояний x^{T1}, x^{T2} , принадлежность которых к одному из классов определяется с использованием статистического или нейросетевого нечеткого классификаторов. Δx^{T1-T2} – вектор изменения состояния РЧ за соответствующий период времени.

СПМ для второго состояния резца (на момент обработки t_2) включает четыре зоны: левая верхняя отображает отношения соседства между элементами РК- L_3^T (1- элементы граничат, 0 - элементы не граничат); правая нижняя отображает аналогичные отношения между элементами задней поверхности (L_2^L); соответственно правая верхняя и левая нижняя отображают отношения между L_2^T и L_3^L .

Модели класса СМ и СПМ (здесь показаны лишь простые их варианты) компактны и удобны для хранения в базах данных разрабатываемой в настоящее время экспертной системы интеллектуального комплекса диагностирования и многопараметрического прогнозирования состояний РЧ инструментов.

По мере эксплуатации РИ постепенное увеличение площади изношенных поверхностей (площадок износа, контактных поверхностей) приводит к росту параметров напряженно-деформированного состояния, температур отдельных участков РЧ. Особенно ярко это проявляется в условиях неравномерного нагружения различных участков активной зоны РЧ (например – в условиях чистового и тонкого точения резцами с переходной криволинейной РК, где толщина среза переменна). Результатом этого количественного роста является накопление микродефектов и дефектов, рост макродефектов, что приводит к качественному скачку – изменению структуры РЧ вследствие микровыкрашиваний РК, выкрашиваний околоромочных зон. Развитие элементов $Pr_{21}^{T2}, Pr_{22}^{T2}$ приводит к ослаблению режущей части и иногда – к ее выкрашиванию. Изменение структуры РЧ вследствие накопления дефектов различного уровня сопровождается, как правило, существенными изменениями геометрии и микрогеометрии РК и околоромочных зон, что сопровождается локальным повышением интенсивности изнашивания.

Для прогнозирования вероятности разрушения РЧ очевидна необходимость периодической оценки напряженно – деформированного состояния. В большинстве публикаций, известных авторам, модели строятся для РИ черновой обработки, находящихся в исходном состоянии. Представляет интерес выполнение оценки прочности РЧ с использованием 2D и 3D моделей, в структуре которых отображены основные дефектные элементы структуры

реальных РИ. Для реализации этого предлагается создание комбинированных моделей, которые формируются с использованием параметров исходной формы и геометрии РЧ, а также образов РЧ, которые формируются с применением СТЗ.

Формирование 3D – моделей РЧ изношенного РИ (например, резца) по результатам его контроля одной или несколькими СТЗ может производиться с использованием двух схем.

Схема 1. Выполняется регистрация проекции (цифрового изображения) зоны износа передней поверхности РИ (A_1^T) на основную плоскость (R_V) с использованием одной телекамеры СТЗ (формируется проекция - $P_{R_V}^{A_1^T}$).

Далее производится выделение активного участка режущей кромки - $P_{R_V}^{A_3^T}$ ($P_{R_V}^{A_3^T} \in P_{R_V}^{A_1^T}$), формирование поверхности $Q^{A_3^T}$, направляющей которой служит $P_{R_V}^{A_3^T}$, образующей – линия, параллельная вектору скорости резания.

Затем следует определение B_2^T – линии пересечения поверхностей $Q^{A_3^T}$ и L_2^0 ($L_2^0 = (L_{21}^0 \cup L_{22}^0 \cup L_{23}^0)$); выделение зоны износа задней поверхности A_2^T ($A_2^T \subset Q^{A_3^T}$), ограниченной линиями A_3^T и B_2^T (принято допущение о равенстве нулю значения заднего угла вдоль всего участка A_3^T).

По данной схеме (рис. 2) износом по передней поверхности пренебрегаем, что правомочно для условий чистовой и прецизионной обработки.

Схема 2. Выполняется регистрация проекций (цифровых изображений) зон износа передней (A_1^T) и обобщенной задней (A_2^T) поверхностей с использованием двух телекамер СТЗ, т.е. формирование $P_{R_V}^{A_1^T}$ и $P_{R_S}^{A_2^T}$.

Затем производится формирование модели зоны A_2^T по изложенной выше схеме, формирование модели зоны A_1^T по специальной схеме, сопоставление моделей зон и их прототипов (контуров, выделенных на цифровых изображениях), оценка точности моделей.

Реализация указанных схем возможна с использованием геометрического моделирования зон износа РЧ в пакете Autodesk Inventor, в котором строятся модели исходного и текущих состояний РЧ (рис. 2.а - д) и выполняются предварительные расчеты напряженно – деформированного состояния РЧ.

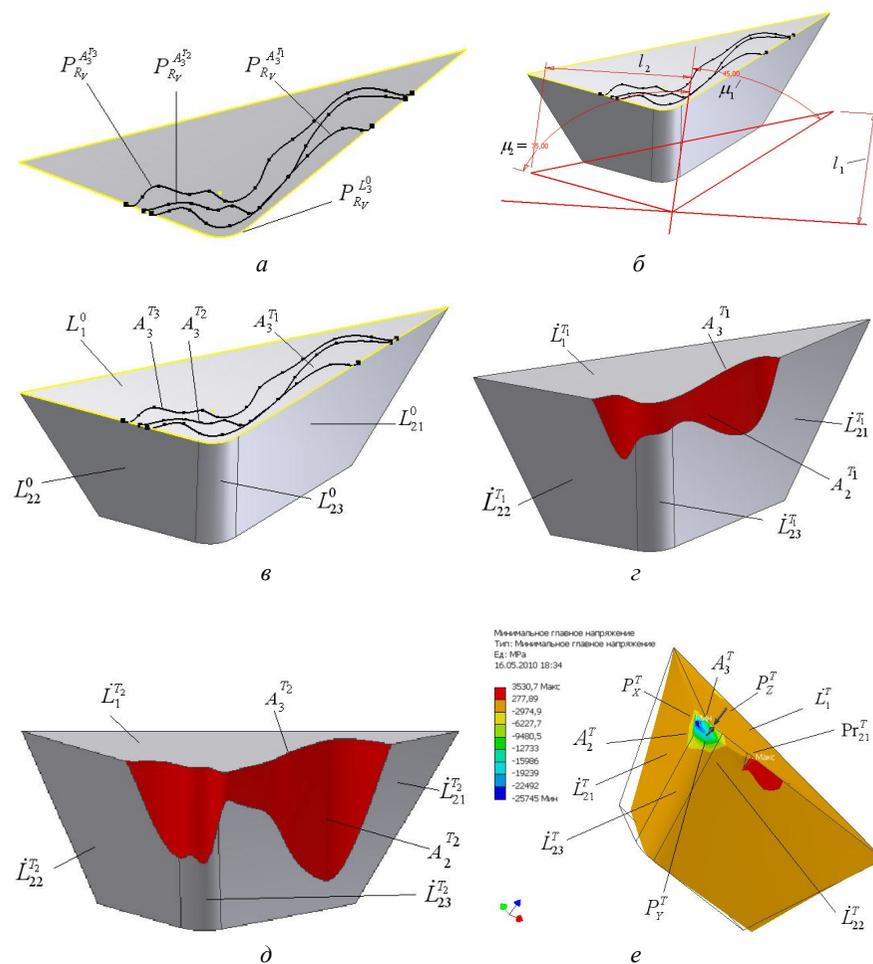


Рисунок 2 – Примеры отображения изменений формы и пространственного положения режущих кромок резца по мере его износа на 2D (а) и 3D(в) моделях РЧ резца для тонкого точения; схема к построению 3D - модели (б), результаты моделирования двух текущих состояний РЧ с использованием контуров смещения РК (г, д) и пример предварительных результатов расчета напряженного состояния РЧ (е)

По цифровым изображениям изношенной РЧ выделяем контуры смещения РК (рис. 2.а - $K_1^{A_3^T}$, $K_2^{A_3^T}$, $K_3^{A_3^T}$, где: $K_1^{A_3^T} = P_{R_V}^{A_3^T} \cup P_{R_V}^{L_2^0}$, $K_2^{A_3^T} = P_{R_V}^{A_3^T} \cup P_{R_V}^{L_2^0}$, $K_3^{A_3^T} = P_{R_V}^{A_3^T} \cup P_{R_V}^{L_2^0}$, $K_1^{A_3^T} \in K_2^{A_3^T}$, $K_2^{A_3^T} \in K_3^{A_3^T}$, $K_1^{A_3^T} \in K_3^{A_3^T}$).

Цифровые контуры, распознанные в структуре цифрового изображения зоны A_1^T и определенные в его системе координат, трансформируются и воспроизводятся в системе координат 2D (рис. 1.а) и 3D (рис. 1. б - д) моделей РЧ. Примеры предварительных оценок прочности РЧ резца, в структуре которого распознаны зона A_2^T и проточина на главной РК (Pr_{21}^T), с использованием МКЭ приведены на рис.2.е. В настоящее время авторами производится дальнейшая обработка 2D - и 3D - моделей РЧ изношенных РИ, уточнение условий закрепления и нагружения РИ, комплекса параметров материалов РЧ и других граничных условий выполнения расчетов.

Выводы.

1. Изложен подход к использованию структурно - параметрических моделей режущей части для отображения эволюции состояний инструмента. Показана возможность построения комбинированных 3D – моделей РЧ, формируемых на основе исходной ее геометрии и по результатам периодического контроля изнашиваемого инструмента системой технического зрения. Модели класса СМ и СПМ (здесь показаны лишь простые их варианты) компактны и удобны для хранения в базах данных разрабатываемой в настоящее время экспертной системы интеллектуального комплекса диагностирования и многопараметрического прогнозирования состояний РЧ инструментов.

2. Изложен подход к формированию моделей для периодической оценки прочности РЧ по результатам автоматического контроля состояний инструментов. Планируется дальнейшая обработка 2D и 3D моделей РЧ изношенных РИ, уточнение условий закрепления и нагружения РИ, комплекса параметров материалов РЧ и других условий. Полученные предварительные результаты показали хорошее совпадение построенных моделей РЧ с образцами режущей части, регистрируемыми двумя телекамерами СТЗ. Это свидетельствует, по мнению авторов, о перспективности изложенного подхода.

Список использованных источников: 1. Дерев'янченко О.Г. Диагностивання станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андреев. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с. 2. Криворучко Д.В., Сторчак М.Г., Залого В.А. Моделирование процессов обработки материалов резанием / Оборудование и инструмент для профессионалов. -2009. № 4 (115), С. 46 – 48.

Статья представлена в редакцию 25.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Derev'janchenko O.G. Diagnostuvannja staniv rizal'nih instrumentiv pri precizijnij obrobci/ O.G. Derev'janchenko, V.D. Pavlenko, A.V. Andreev. – Odesa: Astroprint, 1999. – 184 s. 2. Krivoruchko D.V., Storchak M.G., Zaloga V.A. Modelirovanie processov obrabotki materialov rezaniem / Oborudovanie i instrument dlja professionalov. -2009. № 4 (115), S. 46 – 48.

УДК 621.923

Ш.К. Джха, канд. техн. наук, Нью Дели, Индия, Р. М. Стрельчук, М. Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ НАНОСТРУКТУРНЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ

Представлені результати досліджень шорсткості поверхні при алмазно-іскровому шліфуванні наноструктурних твердих сплавів. Показано, що нанорозмірна структура твердих сплавів сприяє отриманню менших значень шорсткостей поверхонь, забезпечуючи кращу працездатність ріжучих інструментів.

Представлены результаты исследований шероховатости поверхности при алмазно-искровом шлифовании наноструктурных твердых сплавов. Показано, что наноразмерная структура твердых сплавов способствует получению меньших значений шероховатостей поверхностей, обеспечивая лучшую работоспособность режущих инструментов.

SH. K. DJHA, R. M. STREL'CHUK, M. D. UZUNJAN
RESEARCH AND THE ANALYSIS OF THE SURFACE ROUGHNESS AT GRINDING OF NANOSTRUCTURED FIRM ALLOYS

The results of studies of surface roughness during the grinding of nanostructured hard alloys. Shown that the nanoscale structure helps to ensure a hard alloy of smaller values of surface roughness, thereby providing better performance cutting tools.

Прогресс современного машиностроения, связан с необходимостью высокопроизводительной механической обработки резанием новых конструкционных материалов, и поэтому предъявляют повышенные требования к работоспособности инструментов. С одной стороны это вызывает необходимость создания и совершенствования инструментальных материалов, в частности твердых сплавов, с другой – определение условий качественной их обработки. Разработанный новый наноструктурный твердый сплав на основе монокарбида вольфрама (WC) «ВолКар» отвечает отмеченным тенденциям [1]. В связи с этим изучение и анализ шероховатости поверхности из этого сплава при шлифовании представляет интерес, поскольку до настоящего времени не проводились. Поэтому в рассматриваемой статье рассмотрены результаты исследований шероховатости поверхности приведенного материала после шлифования.

Для эксплуатационной надежности и работоспособности режущих инструментов большое значение имеет оптимальная микрогеометрия поверхностей режущей части инструментов. Особо важное значение имеет шероховатость поверхности для режущих инструментов, работающих, как известно, в условиях контактного нагружения рабочих поверхностей. Поэтому к качественной обработке режущих инструментов предъявляются повышенные требования.

Шлифование является одним из наиболее распространенных процессов окончательной обработки режущих инструментов, при этом достаточно много работ посвящено изучению шероховатости поверхности, обработанной алмазными кругами [2, 3, 4]. Для определения шероховатости поверхности в настоящее время существует много приборов и методов. Наибольшее распространение получили контактные (профилометры-профилографы) и бесконтактные (оптические приборы) методы измерения.

Шероховатость поверхности измерялась на профилометре-профилографе SURTRONIC 3+ фирмы TAYLOR – HOBSON и изучалась с применением методики многофакторного планирования экспериментов, позволяющей описать процесс в виде уравнений регрессии, т. е. получить математические модели параметра шероховатости поверхности. При этом необходимо знать область изменения независимых переменных, соответствующую наилучшему значению изучаемого параметра шероховатости поверхности, что дает возможность правильно выбрать интервалы варьирования факторов, т.е. определить наиболее рациональный диапазон условий практического применения режимов резания и характеристик алмазных кругов. Коэффициенты полинома (уравнения регрессии) рассчитывались по стандартной программе MS Excel «Многофакторный регрессионный анализ».

В процессе шлифования использовались наноструктурные твердосплавные пластины «ВолКар», представляющие собой геометрическую фигуру типа диска диаметром 20 мм и толщиной 5 мм. Для проведения экспериментальных исследований пластинам придавалась форма квадрата с размером 14×14 мм.

Исследовалось влияние режимов резания – нормального давления (P_n), скорости резания (V) и характеристик алмазного круга – зернистости (Z), концентрации (K).

После проведения канонических преобразований анализ поверхностей отклика осуществляли с помощью двумерного сечения. Для анализа влияния отдельных факторов на показатель шероховатости поверхности строились однофакторные зависимости.

На рис. 1 показано двумерное сечение поверхности отклика $Ra - f(P_n, V)$; увеличение нормального давления вызывает интенсивный рост шероховатости поверхности, а увеличение скорости резания приводит к ее снижению. Интенсивный рост шероховатости поверхности с увеличением нормального давления для всех значений скорости резания вызван, прежде всего, значительным ростом сечения среза, приходящегося на каждое алмазное зерно. Однофакторные зависимости позволяют удобно проиллюстрировать влияние рассматриваемых факторов (рис. 2).

При изменении скорости резания в диапазоне от 15 до 35 м/с качество поверхности улучшается. Уменьшение шероховатости поверхности при увеличении скорости резания для всех значений нормального давления происхо-

дит за счет уменьшения сечения среза, приходящегося на каждое зерно, т. е. в данном случае влияние скорости резания проявляется как действие чисто геометрического фактора. С увеличением скорости растет температура в зоне шлифования, образующееся тепло в первую очередь локализуется в гребешках, размягчая их, тем самым облегчается процесс выравнивания микронеровностей шлифуемой поверхности. Помимо этого на снижение интенсивности роста шероховатости поверхности сказывается дробление алмазных зерен, выкрашивание и образование добавочных режущих кромок на рабочей поверхности круга.

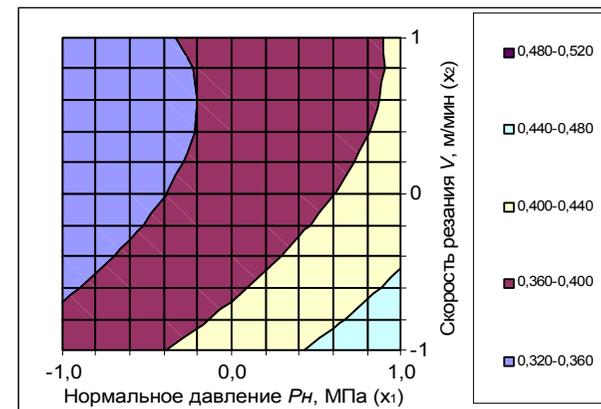


Рисунок 1 – Двумерные сечения поверхности отклика $Ra - f(P_n, V)$: $Z 100/80$; $K = 4$

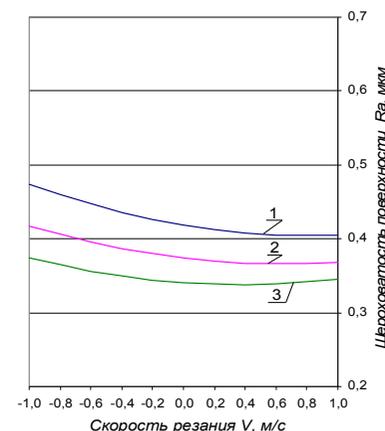


Рисунок 2 – Влияние V на Ra : $Z 100/80$, $K = 4$;
1 – $P_n = 2,0$ МПа, 2 – $P_n = 1,6$ МПа, 3 – $P_n = 1,2$ МПа

Взаимосвязь скорости резания и зернистости и их влияние на формирование микронеровностей показана на двумерных сечениях поверхности отклика $Ra - f(V, Z)$ рис. 3, как видно их влияние проявляется по-разному.

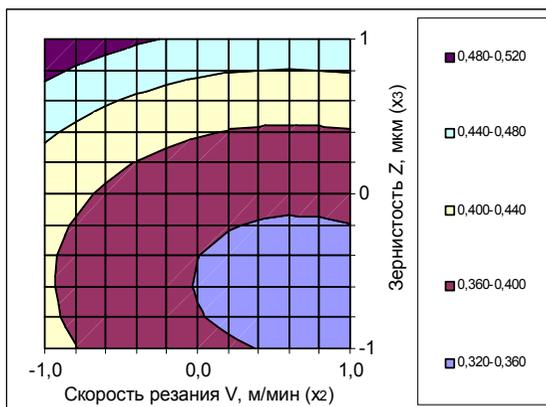


Рисунок 3 – Двумерные сечения поверхности отклика $Ra - f(V, Z)$: $P_n = 1,6$ МПа; $K = 4$.

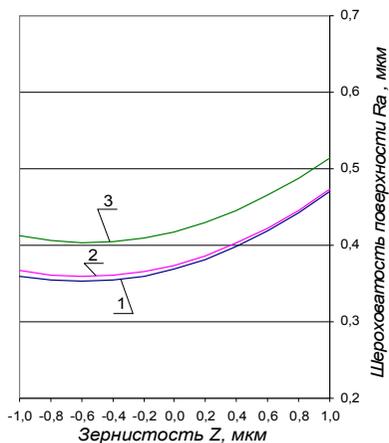


Рисунок 4 – Влияние Z на Ra : $P_n = 1,6$ МПа, $K = 4$;
1 – $V = 35$ м/с, 2 – $V = 25$ м/с, 3 – $V = 15$ м/с

Однофакторные зависимости приведены на рис. 4. С увеличением зернистости кругов в диапазоне от 50/40 до 160/125 мкм шероховатость поверхности возрастает, т. к. уменьшается количество алмазных зерен на его рабочей поверхности, вследствие чего при шлифовании увеличивается расстояние между рисками от отдельных зерен и сечение единичных срезов. Последнее приводит к увеличению высоты микронеровностей и ухудшению качества

поверхности. Изменение высоты микронеровностей при увеличении зернистости круга до 100/80 мкм остается практически постоянной и повышается при ее дальнейшем увеличении.

Зерна синтетических алмазов марки АС6 приобретают весьма развитую режущую поверхность при обработке наноструктурного твердого сплава за счет введения дополнительной энергии в зону резания. На развитость режущей поверхности зерен оказывают влияние особенно физико-механические свойства обрабатываемого материала. В связи с тем, что наноструктурный твердый сплав обладает повышенной по сравнению с традиционными твердыми сплавами твердостью (HRA 94-97), поэтому режущая поверхность зерен при обработке наноструктурного твердого сплава более развита. Совместное влияние характеристик кругов на шероховатость обработанной поверхности $Ra - f(V, Z)$ приведено на рис. 5.

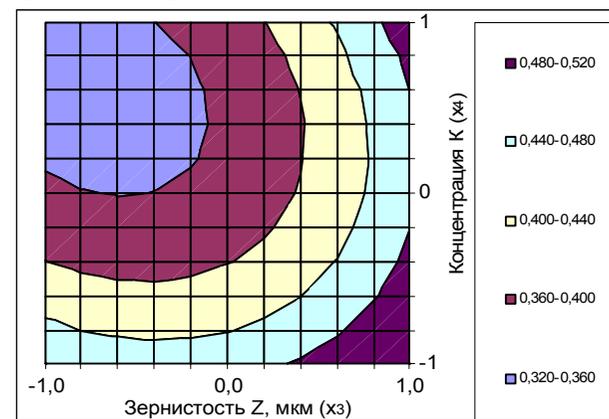


Рисунок 5 – Двумерные сечения поверхности отклика $Ra - f(V, Z)$: $P_n = 1,6$ МПа; $V = 25$ м/с

С увеличением концентрации круга от 2 до 6 для различных зернистостей шероховатость обработанной поверхности уменьшается; однофакторные зависимости показаны на рис. 6. Однако с увеличением зернистости характер зависимостей шероховатости поверхности от концентрации несколько изменяется. Это объясняется влиянием размера алмазных зерен на механизм резания и особенностями взаимодействия их с микронеровностями на обработанной поверхности. С увеличением концентрации круга от 2 до 4 для различных зернистостей уменьшается поперечное сечение единичных срезов, что приводит к сглаживанию больших микровыступов и выравниванию глубоких остаточных рисок на шлифуемой поверхности. Дальнейший рост концентрации круга от 4 до 6 для различных зернистостей незначительно влияет на изменение высоты микронеровностей.

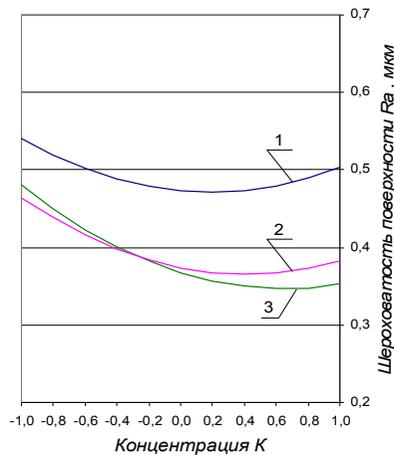


Рисунок 6 – Влияние K на Ra : $P_n = 1,6$ МПа, $V = 25$ м/с;
1 – $Z=160/125$, 2 – $Z=100/80$, 3 – $Z=50/40$

Сравнение шероховатости поверхностей сплава «ВолКар» с традиционными твердыми сплавами после алмазно-искрового шлифования показывает преимущество первого. Например, при шлифовании наноструктурного сплава «ВолКар» $Ra=0,32$ мкм ($P_n=1,2$ МПа, $V=25$ м/с; круг 12A2-45° AC6 100/80 M1-01-4), а у сплава ВК6 при таких же условиях $Ra=0,47$ мкм.

Таким образом, можно отметить, что наноразмерная структура материала в значительной степени приводит к снижению шероховатости обработанной поверхности, обеспечивая лучшую работоспособность режущих инструментов.

Список использованных источников: 1. United States Patent № 6,617,271 B1 МКИ C04 B35/36. Tungsten carbide cutting tool materials / *Gevorkian E., Kramer M., Kodash V.* – Заявл.08.09.2003;Опубл.17.03.2005 – 14р. 2. Дьяченко П. Е. Острота лезвия инструмента и качество поверхности. – // Станки и инструмент. – 1950. – № 2. – с. 19–20. 3. Электроалмазное шлифование инструментальных материалов. Киев, «Вища школа», 1974. 118 с. Авт.: М. Ф. Семко, А. И. Грабченко, Н. В. Левченко, А. Ф. Раб. 4. Якобсон М. О. Шероховатость, наклеп и остаточные напряжения при механической обработке. М., Машгиз, 1956. 292с., с ил.

Поступила в редколлегию 26.04.2011

References: 1. United States Patent № 6,617,271 B1 МКИ S04 V35/36. Tungsten carbide cutting tool materials / *Gevorkian E., Kramer M., Kodash V.* – *Zajavl.08.09.2003;Opubl.17.03.2005 – 14p.* 2. *D'jachenko P. E. Ostrota lezviya instrumenta i kachestvo poverhnosti.* – // *Stanki i instrument.* – 1950. – № 2. – s. 19–20. 3. *Jelektroalmaznoe shlifovanie instrumental'nyh materialov.* Kiev, «Viwa shkola», 1974. 118 s. Avt.: M. F. Semko, A. I. Grabchenko, N. V. Levchenko, A. F. Rab. 4. *Jakobson M. O. Sherohovatosť, naklep i ostatocnyje naprjazhenija pri mehanicheskoj obrabotke.* M., Mashgiz, 1956. 292s., s il.

УДК 621.7

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, В.А. Фадеев, д-р техн. наук,
Я.Н. Гаращенко, канд. техн. наук,
С.И. Чернышов, канд. техн. наук, Харьков, Украина

МОРФОЛОГИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ ТРИАНГУЛЯЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ ПРОМЫШЛЕННЫХ ИЗДЕЛИЙ

У статті запропоновано на базі морфологічного аналізу моделей промислових виробів, що містить топологічний і морфометричний аналізи, розробити методологію автоматизованого вибору стратегії матеріалізації виробів по їх 3D моделі. Представлено структуру й можливості розроблюваної системи морфологічного аналізу триангуляційних 3D моделей.

В статье предложено на базе морфологического анализа моделей промышленных изделий включающего топологический и морфометрический анализы разработать методологию автоматизированного выбора стратегии материализации изделий по их 3D модели. Представлена структура и основные возможности разрабатываемой системы морфологического анализа триангуляционных 3D моделей.

V.L. DOBROSKOK, V.A. FADEEV, JA.N. GARAWENKO, S.I. CHERNYSHOV
THE MORPHOLOGICAL ANALYSIS OF TRIANGULATED MODELS OF INDUSTRIAL PRODUCTS

In article it is offered on the basis of a morphological analysis of models of industrial products including a topological and a morphometrical analyses to develop methodology of a automated choice of strategy a materialization of 3D models. The structure and possibilities of developing system of the morphological analysis triangulated 3D models is presented.

Введение

Современное машиностроение характеризуется высокими требованиями к гибкости ресурсосберегающего производства [1]. Однако до настоящего времени отсутствует научно обоснованная методология выбора стратегии материализации изделий на базе анализа их 3D моделей.

Выбор стратегии материализации 3D модели промышленного изделия существенно определяет трудоемкость, материалоемкость, энергоемкость и себестоимость изготовления с использованием как традиционных, так и генеративных технологий послойного выращивания (Rapid Prototyping) [2, 3]. Такой выбор в основном предопределяется конструкционными особенностями изделия [2, 4].

Для автоматизации выбора стратегии материализации по компьютерной триангуляционной 3D модели промышленного изделия предложено использовать топологический и морфометрический анализ на базе системы безразмерных критериев. Применительно к предметной области машиностроения морфологический анализ можно определить как структурно-количественный анализ строения твердотельного изделия представленного в виде системы элементарных поверхностных объектов, которые ограничивают пространство тела. Морфологический анализ базируется на предыдущей триангуляции, которая унифицирует поверхности изделия и последующем комплексном

анализе полученной системы составляющих треугольников. Анализ 3D модели изделия должен представлять собой определение комплекса статистических показателей позволяющих оценивать ее топологию и прогнозировать технологичность создания интегрированными ресурсосберегающими технологиями.

Для реализации этих подходов на кафедре "Интегрированные технологии машиностроения" им. М.Ф. Семко НТУ "Харьковский политехнический институт" разрабатывается система морфологического анализа триангуляционных 3D моделей. Система включает следующие основные подсистемы: топологического и морфометрического анализов, корреляционного и функционально-регрессионного анализа взаимосвязи характеристик, анализа разнообразия элементов триангуляционных моделей.

Система морфологического анализа триангуляционных 3D моделей промышленных изделий

Система разработана в среде управления базами данных Visual FoxPro.

При разработке системы морфологического анализа решались следующие основные задачи:

- создание базовых элементов поверхностей (плоских и объемных геометрических фигур) для отработки методологических подходов по формированию триангуляционных элементов и созданию сложных математически заданных поверхностей;
- преобразование STL-файлов моделей промышленных изделий в DBF-образы;
- топологический анализ моделей;
- морфометрический анализ моделей;
- регрессионный и корреляционный анализ взаимосвязи исследуемых признаков;
- анализ разнообразия элементов триангуляционных моделей;
- экспорт данных (DBF-образов моделей) в форматы: STL [5, 6] (для материализации с использованием традиционных технологий или Rapid Prototyping) и PLY/OBJ [7] (для визуализации многоцветной модели).

Главная форма системы морфологического анализа представлена на рис. 1. На экранной форме представляется список моделей (расчетов) с возможностью перехода к работе со следующими подсистемами:

- преобразование STL-файла в DBF-образ с заданной точностью округления координат вершин;
- топологический анализ (определение характеристики Эйлера, рода поверхности и анализ смежности граней и ребер), экранная форма представлена на рис. 2;
- интегральные характеристики (определение координатных характеристик, направляющих косинусов нормалей, площадей проекций

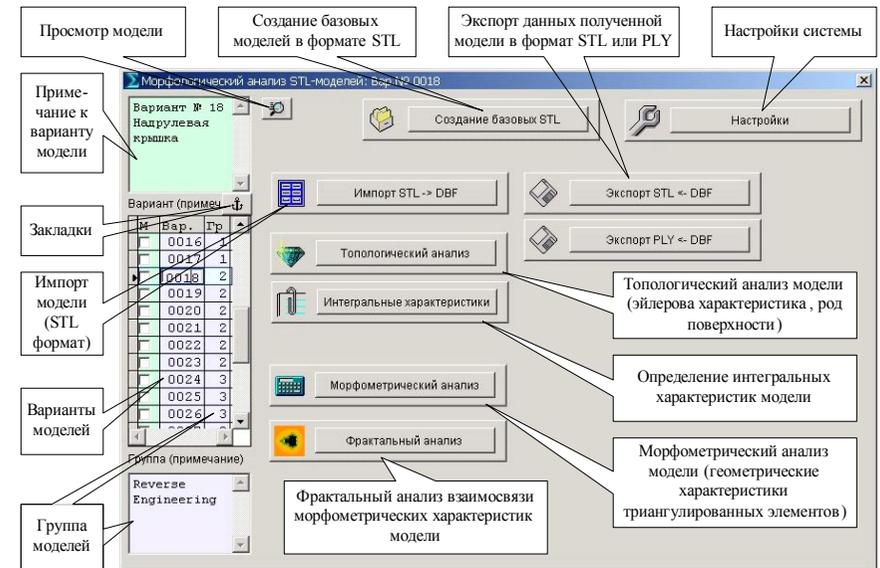


Рисунок 1 - Главная экранная форма системы морфологического анализа триангуляционных моделей

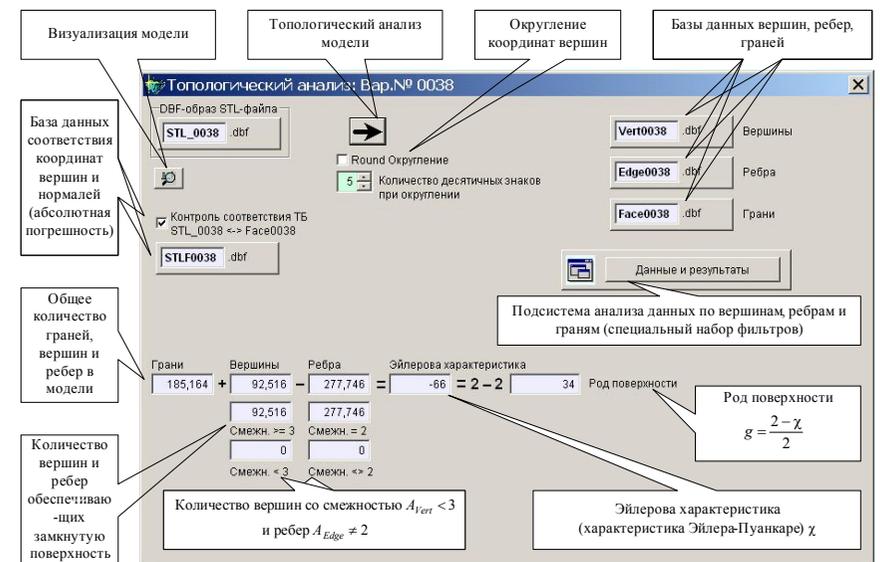


Рисунок 2 – Подсистема топологического анализа триангуляционных моделей

модели и описывающего параллелепипеда, объемов модели и описывающего параллелепипеда);

- морфометрический анализ модели (определение характеристик для вершин, ребер, граней составляющих треугольников и их статистический анализ), экранная форма представлена на рис. 3;

- корреляционный и функционально-регрессионный анализ взаимосвязи исследуемых признаков с использованием заданного набора уравнений регрессии (рис. 4);

- анализ разнообразия составляющих элементов модели;
- экспорт данных (DBF образа) модели в формат STL или PLY/OBJ;
- создание базовых элементов в формате STL для наиболее распространенных модельных поверхностей (рис. 5);
- настройки системы.

Система морфологического анализа предоставляет пользователю следующие основные возможности для работы:

- создавать модели промышленных изделий (до 9999);
- редактировать описания моделей;
- просматривать модели с использованием внешних программ (NotePad, Alteros 3D, MeshLab, Capvidia 3D, STL Viewer, Geomagic Studio, GLC Player, Deep Exploration CAD, TurboCAD Pro, Magics RP, SolidWorks и др.) и встроенного специального редактора;

- использовать примечания и закладки к моделям и вариантам расчетной модели;
- редактировать программный код процедуры описания триангуляционной модели;

- автоматически выполнять корреляционный и регрессионный анализ для заданных исследуемых признаков;
- задавать количество интервалов гистограмм исследуемых признаков (с возможностью использования рекомендаций по его выбору);

- выполнять просмотр результатов статистического анализа с визуализацией гистограмм относительных частот исследуемых признаков;

- выводить комплекс статистических характеристик (используемых в прикладной статистике) для заданного исследуемого признака с возможностью получения справочной информации по определению каждой из них;

- одновременно представлять гистограммы набора выбранных исследуемых признаков;

- получать интерактивную справку по каждому элементу экранных форм.

Подсистема топологического анализа ориентирована на задачи подготовки модели к материализации (обнаружение и устранение дефектов триангуляционной модели). Система морфометрического анализа - на предварительную оценку конструктивных особенностей изделия на основе

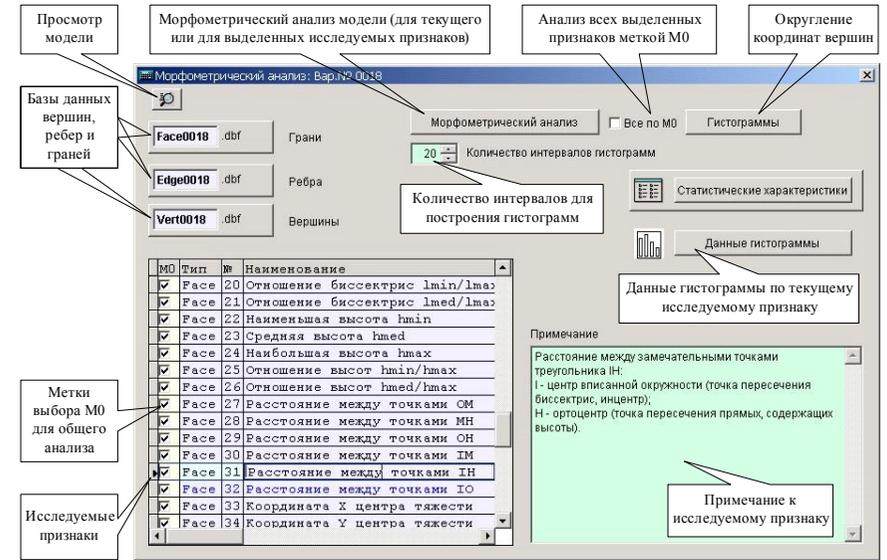


Рисунок 3 - Подсистема морфометрического анализа триангуляционных моделей

Подсистема корреляционного и функционально-регрессионного анализа взаимосвязи исследуемых признаков

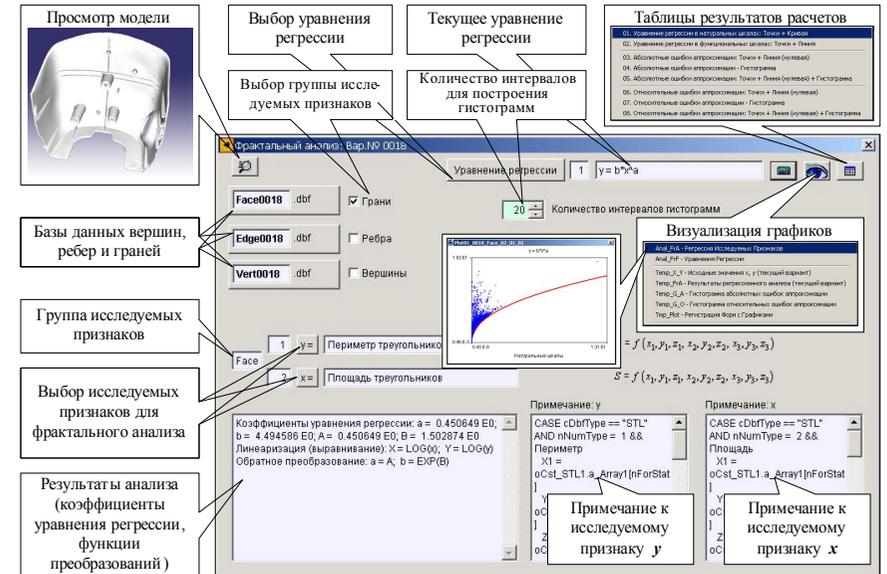


Рисунок 4 – Подсистема корреляционного и функционально-регрессионного анализа взаимосвязи исследуемых признаков

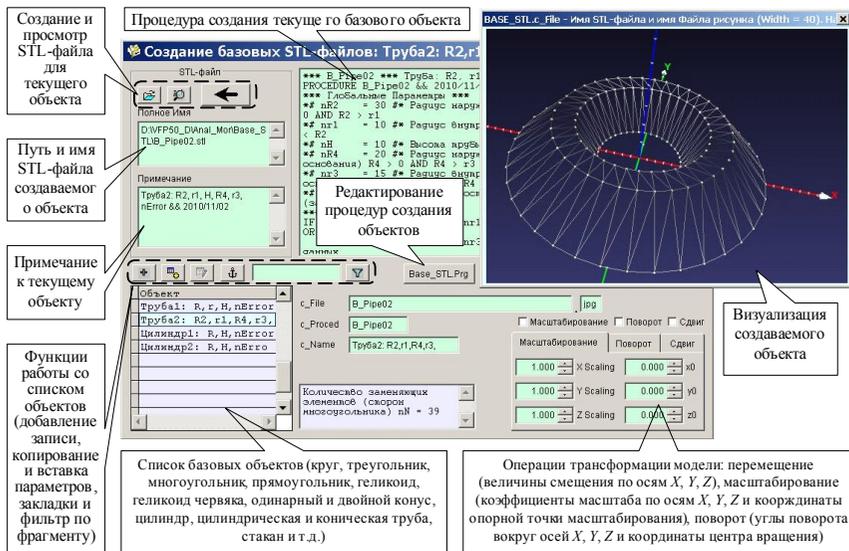


Рисунок 5 – Подсистема создания базовых элементов в формате STL

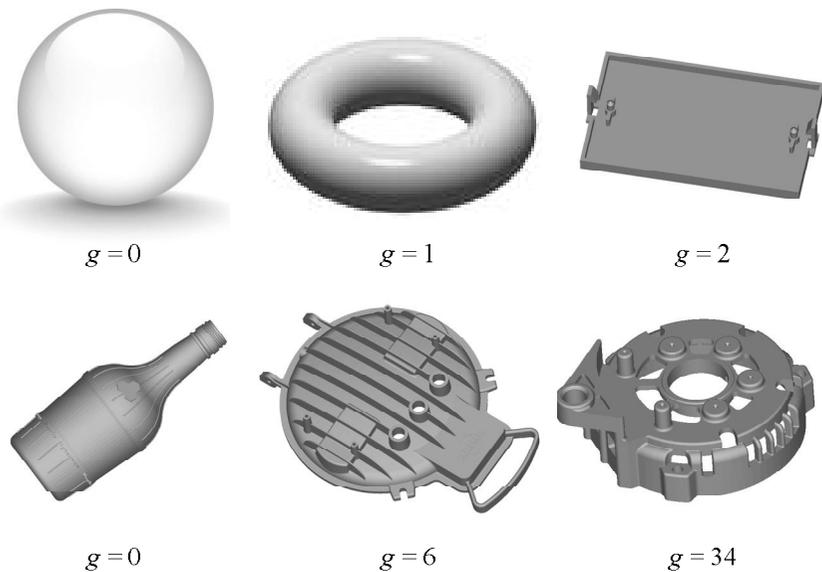


Рисунок 6 – Род поверхности модели

статистических характеристик геометрических свойств составляющих элементов модели.

Подсистема топологического анализа триангуляционных моделей

Экранная форма подсистемы представлена на рис. 2. При топологическом анализе выполняются:

- оценка триангуляционной модели на отсутствие дефектов (необходимым условием является смежность ребер $A_{Edge} = 2$ и смежность вершин $A_{Vert} \geq 3$);

- предварительная оценка сложности модели по характеристике Эйлера и роду поверхности (определение топологического типа оболочки).

Топологический анализ триангуляционных моделей позволяет определять дифференциальные и интегральные характеристики [8, 9]: смежность ребер A_{Edge} и вершин A_{Vert} ; количество вершин со смежностью $A_{Vert} \geq 3$ и ребер $A_{Edge} = 2$; количество вершин со смежностью $A_{Vert} < 3$; количество ребер со смежностью $A_{Edge} \neq 2$; общее количество вершин N_{Vert} , ребер N_{Edge} и граней N_{Face} ; эйлерову характеристику χ ; род поверхности g .

Рассмотрим основные топологические характеристики. Топологические свойства поверхности триангуляционной 3D модели выражаются с помощью ее эйлеровой характеристики χ :

$$\chi = N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} \tag{1}$$

где N_{Face} , N_{Edge} и N_{Vert} – соответственно количество граней, ребер и вершин.

Формула Эйлера для моделей изделий, не имеющих сквозных отверстий, определяется равенством:

$$N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} = 2 \tag{2}$$

Для моделей изделий, содержащие сквозные отверстия, эйлерова характеристика определяется зависимостью:

$$\chi = N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert} = 2 - 2g \tag{3}$$

где g – число, называемое родом поверхности.

Проверка в системе морфологического анализа на ряде моделей подтвердила применимость формул (1) - (3).

В топологии родом замкнутой и связной поверхности называется число равное количеству сквозных отверстий в теле. Для замкнутых полигональных поверхностей значения рода поверхности g лежат в интервале $[0, N]$, где N – количество всех натуральных чисел.

Род поверхности g триангуляционной модели может быть вычислен на основании эйлеровой характеристики χ [9]:

$$g = \frac{2 - (N_{Face} - N_{Edge} + N_{Vert})}{2} = 1 - \frac{\chi}{2} \tag{4}$$

На основании зависимости (4) можно сделать вывод о том, что эйлерова характеристика поверхности должна быть целым числом $\chi \leq 2$ и кратным двум. Иначе род поверхности будет дробным, т. е. модель незамкнутая.

Как видно из рис. 6 и зависимостей (1) - (4) эйлерова характеристика и род поверхности представляют интерес для использования при оценке сложности модели.

В триангуляционных моделях промышленных изделий (STL-файлах) возможны дефекты, даже при условии корректной исходной трехмерной модели, созданной в CAD системе [10]. Такие характеристики как смежность ребер и смежность вершин позволяют обнаруживать и количественно оценивать дефекты поверхности по количеству составляющих треугольников у которых не обеспечиваются условия смежности ребер $A_{Edge} = 2$ и смежности вершин $A_{Vert} \geq 3$. Поэтому данные характеристики следует также рассматривать при подготовке моделей к их материализации.

Подсистема морфометрического анализа триангуляционных моделей

Выполнение морфометрического анализа триангуляционной модели выполняется в соответствующей подсистеме (экранная форма представлена на рис. 3) по трем комплексам характеристик для вершин, ребер и граней.

Предусмотрен анализ по следующим комплексам характеристик:

- вершин (координаты по осям X, Y, Z ; расстояние от начала координат; смежность вершин);
- ребер (длина ребер; смежность ребер);
- граней (периметр; площадь; радиусы описанной, вписанной окружностей и их отношения; направляющие косинусы нормали по осям X, Y, Z ; площади ортогональных проекций на плоскости XY, XZ, YZ ; наименьшие, средние и наибольшие значения длин ребер, медиан, биссектрис и высот и их отношения; координаты замечательных точек - центров вписанной и описанной окружностей, центроида, ортоцентра и расстояния между ними).

В подсистеме предусмотрено построение гистограмм и определение статистических характеристик распределения выбранного исследуемого признака (рис. 7). На рис. 8 приведен пример вывода набора гистограмм для выбранных исследуемых признаков, полученный при анализе модели цилиндра (точность триангуляции 0,001 мм, количество составляющих треугольников 10 480 шт.) повернутого на 30 град. вокруг оси Y .

Проведенный анализ для набора базовых поверхностей позволил выявить некоторые особенности распределения исследуемых признаков для площади ортогональных проекций треугольников и направляющих косинусов нормалей базовых поверхностей: координаты вершин и центры тяжести треугольников,

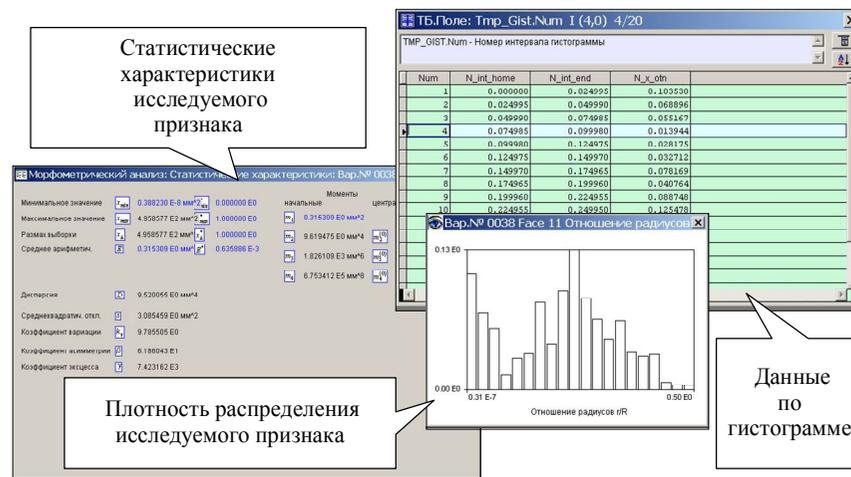


Рисунок 7 – Результаты статистического анализа для выбранного исследуемого признака

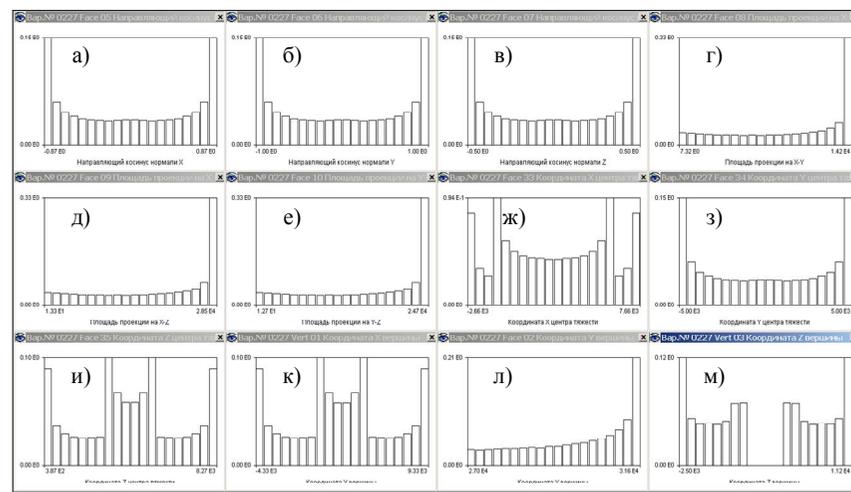


Рисунок 8 – Гистограммы распределения выбранных исследуемых признаков для модели цилиндра повернутого на 30 град. вокруг оси Y :
а, б, в - направляющие косинусы нормали по осям X, Y, Z соответственно;
г, д, е - площади ортогональных проекций на плоскости XY, XZ, YZ соответственно;
ж, з, и - координат центров тяжести треугольников по осям X, Y, Z соответственно;
к, л, м - координат вершин треугольников по осям X, Y, Z соответственно.

Возможности морфометрического анализа 3D моделей:

- предварительная оценка сложности модели для решения задач выбора базовых поверхностей и рациональной ориентации на основе характеристик распределения координат вершин составляющих треугольников по осям X, Y, Z ; координат центров тяжести треугольников по осям X, Y, Z , площадей ортогональных проекций треугольников на координатные плоскости XY, XZ, YZ и направляющих косинусов нормалей по осям X, Y, Z ;

- обнаружение вырожденных треугольников, которые не имеют площади и соответственно, не имеют нормали на основе условий их длины одной из ребер $L = 0$ или площади $S = 0$ или радиуса вписанной окружности $r = 0$);

- оценка особенностей триангуляции по абсолютным и относительным геометрическим характеристикам составляющих треугольников.

Для полной реализации возможностей морфометрического анализа необходима разработка методик выделения поверхностей и определения формы поверхности с учетом известных классификаций применяемых в машиностроении [11, 12, 13].

Для оценки технологичности изготовления с использованием генеративных технологий послойного выращивания Rapid Prototyping необходимо добавление комплекса исследуемых признаков "характеристики слоев". В эту группу необходимо включить характеристики позволяющие выполнять оценку рациональной ориентации модели и возможности использования принципа обратимой декомпозиции [1, 4] при послойном выращивании на основе количества наращиваемых слоев, плотности распределения их площадей и габаритных размеров; определение рациональной толщины наращиваемых слоев по высоте модели на основе плотности распределения наименьшего, среднего и наибольшего значения углов между векторами построения и нормалей к поверхности модели.

Подсистема создания базовых объектов в формате STL

Экранная форма подсистемы создания базовых объектов представлена на рис. 5. Данная подсистема разработана для формирования триангуляционных моделей состоящих из сложных математически заданных поверхностей.

Данная подсистема обеспечивает создание триангуляционных моделей базовых геометрических поверхностей и 3D объектов: треугольник, прямоугольник, многоугольник, круг, конус, цилиндр, труба, стакан, геликоид и т. д. (рис. 9). Модели генерируются по заданным геометрическим параметрам с учетом допустимой погрешности триангуляции. Предусмотрена возможность применения операций трансформации модели: перемещение (величины смещения по осям X, Y, Z), масштабирование (коэффициенты масштаба по осям X, Y, Z и опорная точка масштабирования), поворот (углы поворота вокруг осей X, Y, Z и координаты центра вращения).

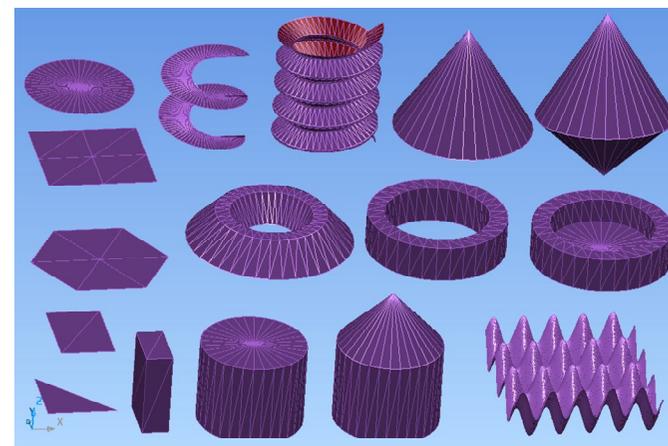


Рисунок 9 – Триангуляционные модели базовых геометрических поверхностей

Для создания триангуляционных криволинейных поверхностей (например, для цилиндрических и сферических) используется двухступенчатая процедура, по аналогии с выполняемой в известных CAD системах: на 1-м этапе – формирование четырехугольных полигонов, на 2-м этапе – триангуляция.

Разработанную подсистему планируется расширить на все основные виды поверхностей используемых в промышленных изделиях.

Заключение

Разработанная система морфологического анализа триангуляционных 3D моделей позволяет оценивать геометрические особенности моделей промышленных изделий на основе топологического и морфометрического анализа составляющих элементов. Такие возможности позволят разработать методологию оценки технологичности моделей для обеспечения автоматизации выбора стратегии их материализации.

В перспективе планируется расширить возможности системы для решения задач подготовки моделей к материализации с использованием технологий Rapid Prototyping. При подготовке моделей необходимо решение следующих задач: оценка рациональной их ориентации и возможности использования обратимой декомпозиции при их послойном выращивании, определение рациональной толщины наращиваемых слоев по высоте модели.

Необходима разработка системы относительных показателей технологичности триангуляционных моделей промышленных изделий учитывающих особенности интегрированных технологий для определения комплексного показателя, который позволит выполнять сравнительный анализ эффективности реализации различных проектов материализации.

Список литературы: 1. Интегрированные технологии ускоренного прототипирования и изготовления / Л.Л. Товажнянский, А.И. Грабченко, С.И. Чернышов и др. Под ред. Л.Л. Товажнянского и А.И. Грабченко. – Харьков: ОАО «Модель Вселенной», 2005. – 224 с. 2. Технологичность конструкции изделия: Справочник / Ю.Д. Амиров, Т.К. Алферова, П.Н. Волков и др.; Под общ. ред. Ю.Д. Амирова. – М.: Машиностроение, 1990. – 768 с. 3. Технологичность конструкций изделий: Справочник / Т.К. Алферова, Ю.Д. Амиров, П.Н. Волков и др.; Под ред. Ю.Д. Амирова. – М.: Машиностроение, 1985. – 368 с. 4. Вітязев Ю.Б. Розширення технологічних можливостей прискореного формоутворення способом стереолітографії: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / Ю.Б. Вітязев. – Харків, 2004. – 20 с. 5. Bohn H. File Format Requirements for the Rapid Prototyping Technologies of Tomorrow // International Conference on Manufacturing Automation Proceedings. – Hong Kong. – 1997. 6. STL - формат для быстрого прототипирования // Информационно-аналитический PLM-журнал: CAD/CAM/CAE Observer. – №5 (23) / 2005. – WEB: <http://www.cadcamcae.lv>. 7. PLY (file format) [Электронный ресурс] // Wikipedia, the free encyclopedia. – 2011. 8. Энциклопедия элементарной математики. В 5 т. / АПН РСФСР. – Т.4: Геометрия / Под ред. В.Г. Болтянского, И.М. Яглома. – М.: Физматлит, 1963. – 567 с. 9. Энциклопедия элементарной математики. В 5 т. / АПН РСФСР. – Т.5: Геометрия / Под ред. В.Г. Болтянского, И.М. Яглома. – М.: Физматлит, 1966. – 624 с. 10. Ли К. Основы САПР (CAD/CAM/CAE). – СПб.: Питер, 2004. – 560 с. 11. Дружинский И.А. Сложные поверхности: Математическое описание и технологическое обеспечение: Справочник. – Л.: Машиностроение, 1985. – 263 с. 12. Махаринский Е.И., Горохов В.А. Основы технологии машиностроения: Учебник. – Мн.: Выш. шк., 1997. – 424 с. 13. Кривошапко С.Н., Иванов В.Н., Халаби С.М. Аналитические поверхности: материалы по геометрии 500 поверхностей и информация к расчету на прочность тонких оболочек. – М.: Наука, 2006. – 544 с.

Поступила в редколлегию 30.06.2011

Bibliography (transliterated): 1. Integrirovannye tehnologii uskorennoogo prototipirovaniya i izgotovleniya / L.L. Tovazhnjanskij, A.I. Grabchenko, S.I. Chernyshov i dr. Pod red. L.L. Tovazhnjanskogo i A.I. Grabchenko. – Har'kov: OAO «Model' Vselennoj», 2005. – 224 s. 2. Tehnologichnost' konstrukcij izdelija: Spravochnik / Ju.D. Amirov, T.K. Alferova, P.N. Volkov i dr.; Pod obw. red. Ju.D. Amirova. – M.: Mashinostroenie, 1990. – 768 s. 3. Tehnologichnost' konstrukcij izdelij: Spravochnik / T.K. Alferova, Ju.D. Amirov, P.N. Volkov i dr.; Pod red. Ju.D. Amirova. – M.: Mashinostroenie, 1985. – 368 s. 4. Vitjazev Ju.B. Rozshirennya tehnologichnih mozhlivostej priskorenogo formoutvorennya sposobom stereolitografii: avtoref. dis. na zdobuttja nauk. stupenja kand. stupenja kand. tehn. nauk: spec. 05.02.08 «Tehnologija mashinobuduvannja» / Ju.B. Vitjazev. – Harkiv, 2004. – 20 s. 5. Bohn H. File Format Requirements for the Rapid Prototyping Technologies of Tomorrow // International Conference on Manufacturing Automation Proceedings. – Hong Kong. – 1997. 6. STL - format dlja bystrogo prototipirovaniya // Informacionno-analiticheskij PLM-zhurnal: CAD/CAM/CAE Observer. – №5 (23) / 2005. – WEB: <http://www.cadcamcae.lv>. 7. PLY (file format) [Elektronnyj resurs] // Wikipedia, the free encyclopedia. – 2011. 8. Jenciklopedija jelementarnoj matematiki. V 5 t. / APN RSFSR. – T.4: Geometrija / Pod red. V.G. Boltjanskogo, I.M. Jagloma. – M.: Fizmatlit, 1963. – 567 s. 9. Jenciklopedija jelementarnoj matematiki. V 5 t. / APN RSFSR. – T.5: Geometrija / Pod red. V.G. Boltjanskogo, I.M. Jagloma. – M.: Fizmatlit, 1966. – 624 s. 10. Li K. Osnovy SAPR (CAD/CAM/CAE). – SPb.: Piter, 2004. – 560 s. 11. Druzhinskij I.A. Slozhnye poverhnosti: Matematicheskoe opisanie i tehnologicheskoe obespechenie: Spravochnik. – L.: Mashinostroenie, 1985. – 263 s. 12. Maharinskij E.I., Gorohov V.A. Osnovy tehnologii mashinostroenija: Uchebnik. – Mn.: Vysh. shk., 1997. – 424 s. 13. Krivoschapko S.N., Ivanov V.N., Halabi S.M. Analiticheskie poverhnosti: materialy po geometrii 500 poverhnostej i informacija k raschetu na prochnost' tonkih obolochek. – M.: Nauka, 2006. – 544 s.

UDK 621.9

G. Szabo, Janos Kundrak, Miskolc, Hungary

THE EFFECT OF TOOL WEAR ON CHIP FORMATION IN HARD TURNING

Д. ЗАБО, Я. КУНДРАК
ВПЛИВ ЕФЕКТУ ЗНОШУВАННЯ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ НА СТРУЖКОУТВОРЕННЯ ПРИ ТОЧІННІ ЗАГАРТОВАНИХ СТАЛЕЙ

У статті представлено порівняння особливостей процесу різання залежно від ступеня зношування інструмента по задній поверхні. Дослідження було виконано з використанням методу кінцевих елементів. Досліджувався процес токарської обробки деталей високої твердості, коли використалася зміцнена сталь 16MnCr5, 62±2 HRC із включеннями кубічного нітриду бора (CBN). Досліджувалися головна сила різання, температура різання й морфологія стружкоутворення.

Ключові слова: точіння загартованих деталей, зношування інструмента, стружкоутворення

В статье представлено сравнение особенностей процесса резания в зависимости от степени износа инструмента по задней поверхности. Исследование было выполнено с использованием метода конечных элементов. Исследовался процесс токарной обработки деталей высокой твердости, когда использовалась упрочненная сталь 16MnCr5, 62±2 HRC с включениями кубического нитрида бора (CBN). Исследовались главная сила резания, температура резания и морфология стружкообразования.

Ключевые слова: точение закаленных деталей, износ инструмента, стружкообразование

This paper compares the cutting process characteristics depending on the extent of the tool flank wear. The research was executed with Finite Element Method analysis. The researched cutting process was hard turning, when case hardened steel 16MnCr5, 62±2 HRC was cut by a cubic boron nitride tool insert (CBN). The examined data were the main cutting force, the passive force, the cutting temperature and the chip segmentation morphology.

Keywords: hard turning, tool wear, chip formation

1. INTRODUCTION

When creating machines and equipment, one of, if not the most important aspect is that they should operate the longest possible time according to the expected requirements.

Therefore the accuracy and the life of the parts from which these pieces of equipment are assembled are extremely important. An essential condition for providing a long lifetime of the machine parts is their high wear resistance. One fulfilment method of this requirement is to increase the number of hardened surfaces (>45 HRC) and to machine them with high surface quality and accuracy. Among the finish metal cutting processes which have high productivity and provide the required geometrical accuracy is hard turning. In case of cutting hardened steels with geometrically defined cutting edges is superhard or superhard coated tool inserts (ceramics, PCBN) are applied with special tool geometry. In chip removal with geometrically defined cutting tool in case of hardened materi-

als, the removed chip has a special morphology. The mechanism of the chip removal mechanism develops under the influence of the following conditions: the mechanical, thermal, thermomechanical properties of the material; the cutting conditions; the divergence of shearing in the primary zone; the tribological relationship between the tool face and the rear of the chip; the possible interactions between primary and secondary zones; the dynamic response of the machine-tool structure and its interaction with the cutting process [1].

From our investigations the effect of the tool flank wear changes is presented in this paper. The fact that the tool flank wear directly or indirectly may affect the change of the cutting process characteristics as well as the accuracy of the machined parts underlines the importance of its research [1, 2].

2. EXPERIMENTAL WORK

The experiment was executed with the application of Finite Element Method (FEM). For investigation of effect of the tool flank wear on the cutting force, the passive force and the cutting temperature was carried out by means of the 2D version of Third Wave Advant Edge™ 5.5 program package the modelling of optimised for cutting processes, therefore several researchers [4, 5, 6, 7] use this software to simulate metal cutting.

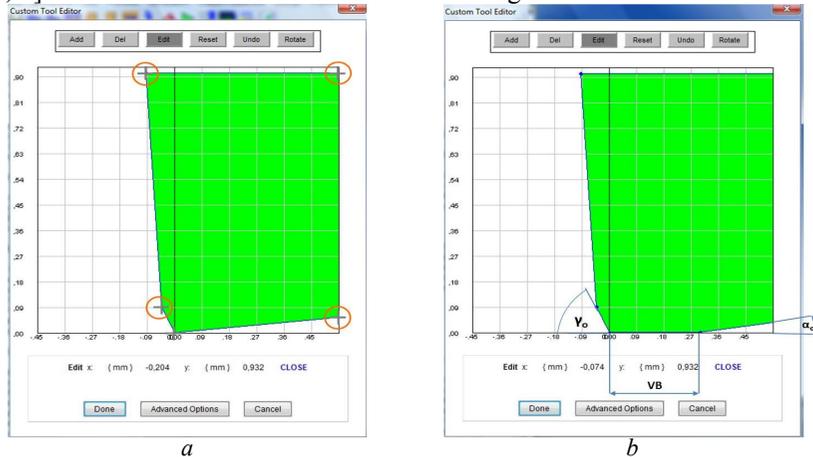


Figure 1 – The cutting tool applied by us in the Custom Tool model editor, in case VB=0mm and b) in case VB=0.3mm

In this program a special material flow stress model used to describe the workpiece material quality used by us (16MnCr5), on the basis of the special literature [3, 5, 6, 7, 8, 9, 10,11, 12]. The process parameters of the experiment are listed in Table 1.

In the FEM simulation 6 different values of flank wear (VB) were examined. The modelling of the orthogonal cutting tool in the Third Wave Advant Edge™ 5.5 system is created with the Custom Tool Editor [12]. An instance of tool configuration in displayed in Figure 2. The cursor appears as a "+" on the editor surfaces.

Table 1 – Software input parameters

<i>Workpiece</i>		<i>Process</i>	
Workpiece length	5 mm	Depth of cut	0.2 mm
Workpiece height	3 mm	Length of cut	3 mm
Workpiece material	16MnCr5	Feed	0.15 mm/rev
<i>Tool</i>		<i>Simulation</i>	
Rake angle	-26°	Cutting speed	180 m/min
Rake face length	1.2 mm	Friction coefficient	0.35
Relief angle	6°	Coolant	Not used
Relief face length	2 mm	Max. nodes	24000
Cut. edge radius	0,01 mm	Max. element size	0.1 mm
Material	CBN	Min. element size	0.01 mm
Flank wear	0-0.5mm	Mode	Standard

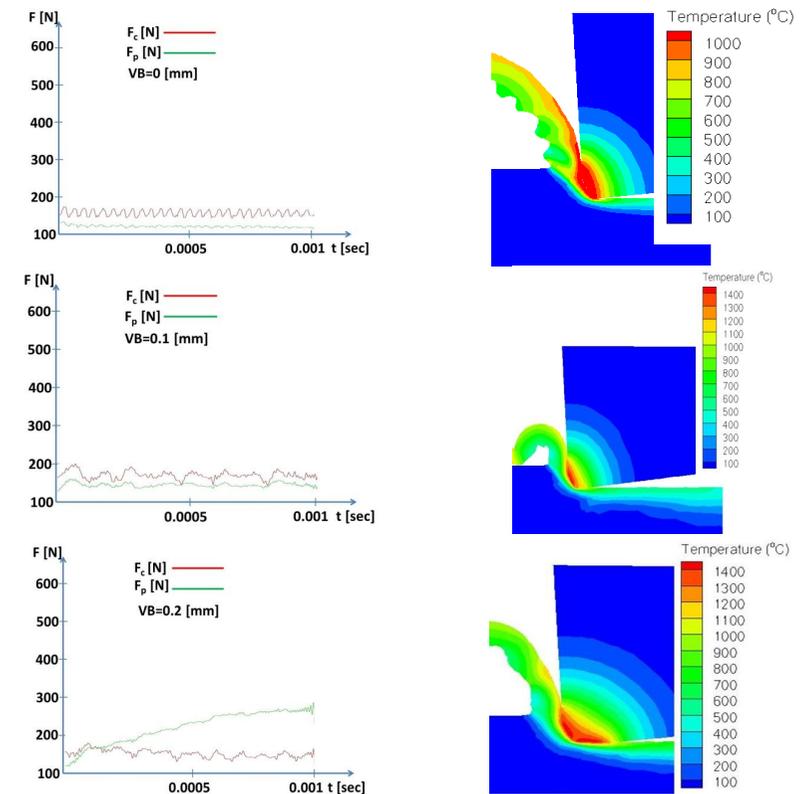


Figure 2 – Connection between the cutting temperatures and cutting force components depending on the tool wear extent in the case of $v_c=180$ m/min, $a_p=0.2$ mm, $f=0.15$ mm/rev, VB=0-0.2 mm

3. EXPERIMENTAL RESULTS

The results of the experiments are listed in Figure 3 and Figure 4. The showed data are the results of the main cutting force, the passive force, the segmentation and the cutting temperature of the removed chip.

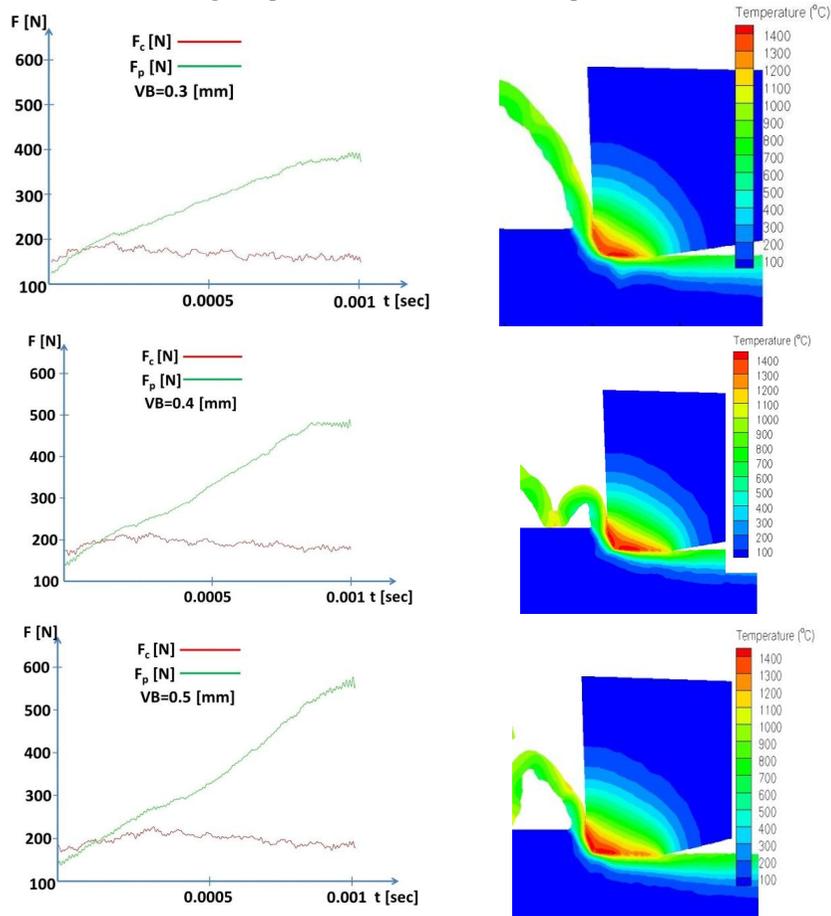


Figure 3 – Connection between the cutting temperatures and cutting force components depending on the tool wear extent in the case of $v_c=180$ m/min, $a_p=0.2$ mm, $f=0.15$ mm/rev, $VB=0.3-0.5$ mm

If the extent of flank wear increases, the passive force and the cutting temperature will be higher and higher too. The highest cutting temperature $VB=0.5$ mm (≈ 1400 °C) approaches the melting point of the workpiece material, and the passive force approaches 600 N. This is approximately a five time increase of the

value of $VB=0$. This increase can be extremely harmful to the geometrical accuracy of the manufactured parts, because the in radial flexible splay out will be too high.

The formation of the main cutting force and passive force depending on flank wear is presented in Figure 5. The maximal values of plastic strain and cutting temperature are shown in Figure 6.

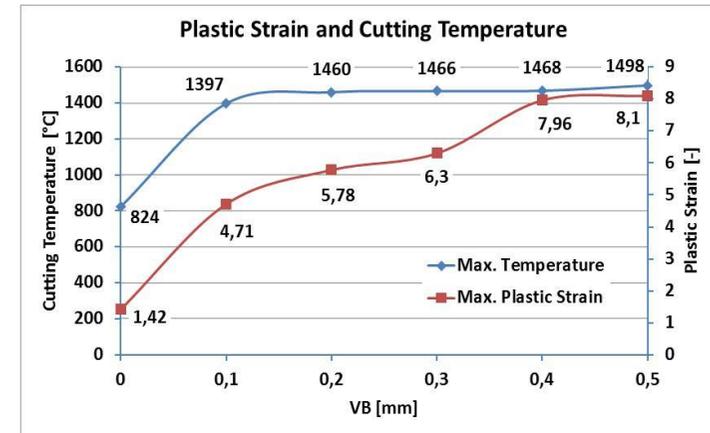


Figure 4 – The cutting temperature and plastic strain depending on flank wear

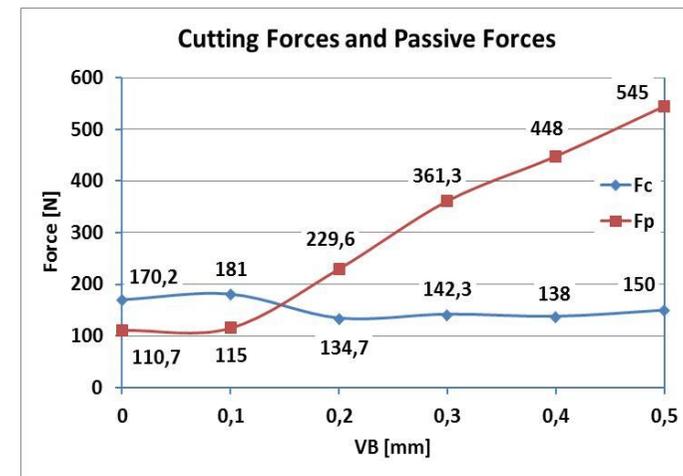


Figure 5 – The values of the main cutting force and passive force depending on flank wear

CONCLUSION

In this paper the main cutting force, the passive force, the plastic strain, the cutting temperature and the chip segmentation were researched depending on the

tool flank wear. The experimental results showed that, when the flank wear of cutting tool is on the increase, the values of the passive force and the cutting temperature are significantly higher. The main cutting force did not change significantly. The chip segmentation disappeared from flank wear $VB=0.2$ mm. The highest difference of values measured between $VB=0$ and $VB=0.5$ mm values of flank wear is 181.8 % in the case of cutting temperature, 492.3 % in the case of passive force is, 135.5 % in the case of the main cutting force, 570.4 % in plastic strain. It was found that, if the flank wear is higher than $VB=0.3$ mm, it is express by harmful to the geometrical accuracy and the surface quality of the machined parts.

ACKNOWLEDGEMENT

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

References: 1. Poulachon G., Moisan A.L.: Hard turning: Chip formation mechanisms and metallurgical aspects. Transactions of ASME, Vol. 122, 2000, pp. 406-412. 2. Remadna M, Rigal J. F.: Evolution during time of tool wear and cutting forces in the case of hard turning with CBN inserts. Journal of Materials Processing Technology Vol. 178, 2006, pp.67-75. 3. Zhang Y. C., Mabrouki T., Nelias D., Gong Y. D.: Chip formation in orthogonal cutting considering interface limiting shear stress and damage evolution based on fracture energy approach. Finite Elements in Analysis and Design Vol. 47, 2011, pp.850-863. 4. Zhen B. H., Komanduri R.: Modelling of Thermomechanical Shear Instability in Machining. International Journal of Mechanical Science Vol. 39, No. 11, 1997, pp.1273-1314. 5. Davim J. P., Maramhao C.: A Study of Plastic Strain and Plastic Strain Rate in Machining of Steel AISI 1045 Using FEM Analysis. Materials and Design, Vol. 30, 2009, pp.160-165. 6. Davim J. P., Maramhao C.: Finite element modelling of machining of AISI 316 steel: Numerical simulation and experimental validation. Simulation Modelling Practice and Theory, Vol. 18, 2010, pp.139-156. 7. Umbrello D., Rizzuti S., Outeiro J. C., Shivpuri R., M'Saoubi R.: Hardness-based flow stress for numerical simulation of hard machining AISI H13 tool steel. Journal of Materials Processing Technology Vol. 199, 2008, pp.64-73. 8. Beňo J., Maňková I.: Experimental and Modelling Procedures for Cutting Zone Phenomena. XXV. microCAD International Scientific Conference (Production engineering and Manufacturing Systems), 31 March-1 April 2011, pp.11-16 ISBN 978-963-661-965-7. 9. Al-Zkeri I.: Finite Element Modeling of Hard Turning. VDM Verlag Dr. Müller. Saarbrücken, 2008. ISBN: 978-3-639-110340. 10. ČSN 41 4220/ISO 683/11-70. 11. Third Wave Advant Edge™ User's Manual, Version 5.3. 12. Poulachon G., Moisan A., Jawahir I. S.: On modelling the influence of thermo-mechanical behaviour in chip formation during hard turning of 100Cr6 bearing steel. Annals of the CIRP Vol. 50/1, 2001, pp.31-36.

Поступила в редколлегию 15.04.2011

UDK 621.9

O. Szabo, Miskolc, Hungary

SURFACE INTEGRITY OF HONING

О. ЗАБО

ЩОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ ПРИ ХОНІНГУВАННІ

Складові поверхневої якості значно впливають на експлуатаційні властивості. Тип механічної обробки, використовуваних інструментів і технологічні особливості впливають на шорсткість і мікротопографію поверхні після механічної обробки й на її трибологічні властивості. У статті запропоновані важливі трибологічні й поверхневі характеристики точності оброблених поверхонь при хонінгуванні, а також методи для їхнього визначення.

Составляющие поверхностного качества значительно влияют на эксплуатационные свойства. Тип механической обработки, используемых инструментов и технологические особенности оказывают влияние шероховатость и микротопографию поверхности после механической обработки и на ее трибологические свойства. В статье предложены важные трибологические и поверхностные характеристики точности обработанных поверхностей при хонинговании, а также методы для их определения.

Component surface quality greatly influences the working properties. Type of machining, the applied tools and technological characteristics have an effect on the roughness and microtopography of the machined surface and on their tribological properties. The article introduces important tribological and surface roughness characteristics of honed or microfinished surfaces and suggests methods for their determination respectively.

1. SURFACE QUALITY OR INTEGRITY

Deterioration of machine elements in most cases is the consequence of various abrasion, fatigue and corrosion stresses, which have a very close relationship with the surface quality of the components.

Surface quality of the components is determined by surface microgeometry (2D and 3D) and properties of the layers close to the surface (texture, remaining stress and microhardness) [1, 4]. Surface quality improvement microfinishing procedures (grinding, honing, superfinishing, lapping, microfinishing) are mainly designed and applied for cylindrical, and polygon, plane surfaces [2].

Surface quality improvement and decreasing the roughness of the surface generally have a positive influence on the tribological characteristics of the components. Attention will be paid to the relationship between surface microtopography and tribology.

2. TRAJECTORIES AND SURFACE MICROTOPOGRAPHY

Arithmetical mean deviation R_a from the mean line of the profile or maximum height of irregularities R_{max} or height of irregularities R_z given on the drawings of the components give insufficient requirements for the microgeometrical picture of the component.

The values R_a , R_{max} , R_z and similar surface roughness index-numbers characterize the surface microgeometry of the component in one direction - in the direc-

tion of depth. From the aspects of load capacity, lubrication, etc. formation of the surface microtopography is also decisive.

More information is contained in supplementary specifications which also determine the finishing method of the component, e.g. the specification „honed” (Hungarian standard) on the blueprint.

Table 1 – Component of motion, compound motion

Figure		A	b	c	d
Motions	N	$v_{th} \rightarrow$; $v_{ah} \updownarrow$			
	O	- -	$v_{trh} \leftarrow$ -	- $v_{tra} \updownarrow$	$v_{trh} \leftarrow$ $v_{tra} \updownarrow$
Operation		Honing (normal)	honing + tangential oscillation	honing + axial oscillation	honing + axial and tangential honing
Figure		E	f	g	h
Motions	N	$v_{th} \rightarrow$ -	- $v_{ah} \updownarrow$	- $v_{ah} \updownarrow$	$v_{th} \rightarrow$ -
	O	- $v_{tra} \updownarrow$	$v_{trh} \leftarrow$ -	- -	- -
Operation		Tangential profiling + axial oscillation	axial profiling + tangential oscillation	axial profiling	tangential profiling

Note: N = normal motions; O= oscillation motions

1. Example machine b): SzFS 63x315B typ. Naumburg – Honmaschine, etc.
2. Example machining: [2] Quasi honing

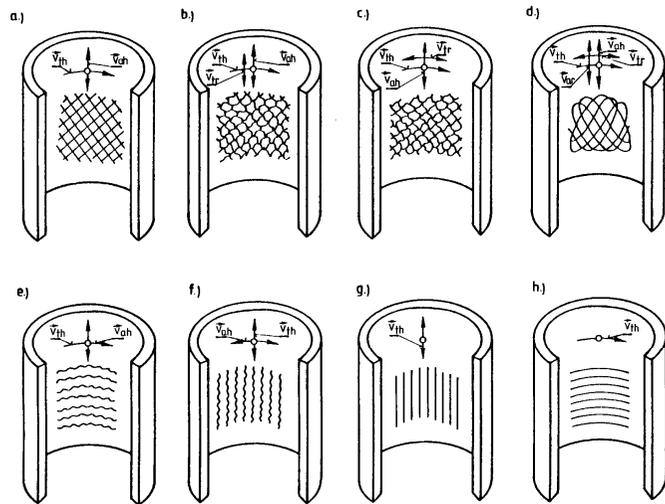


Figure 1

In finishing jobs, superposition of basic motions and further motions is possible. For example, short-stroke oscillatory motion is added to long-stroke motions, which are achieved in some honing machines.

Figure shows trajectories that can be formed by the honing of bores. Resultant velocity of the motions (in an upright coordinate system fixed to workpiece) are as follows:

$$\vec{v} = \vec{v}_{th} + \vec{v}_{ah} + \vec{v}_{tr} + \vec{v}_{ar} \quad (1)$$

where: \vec{v}_{th} and \vec{v}_{ah} are tangential and axial velocity components of long-stroke honing; \vec{v}_{tr} and \vec{v}_{ar} tangential and axial velocity components of short-stroke honing. Several motions can be superposed on each other, which is described by the initial vector equation. The interconnection of the motions or their absence can be seen in Fig 1.

Signs and abbreviations used in figure 1.: \vec{v}_{th} and \vec{v}_{ah} are the tangential and axial components of the long-stroke motion, resp., \vec{v}_{tr} and \vec{v}_{ar} are the short-stroke relatively higher frequency tangential and axial motion components superposed on the previous vector components.

For example, Fig. 1/g. can be considered to be honing by linear cutting motion or "quasi-honing" in the authors terminology [2].

3. MICROGEOMETRICAL CHARACTERISTICS, MATHEMATICAL DESCRIPTION

In order to assess the conditions of contact between the coupling surfaces, the microgeometrical mapping of the surfaces - the measurement of the microtopography - is the first step. Surface roughness profile curves taken at various places and in various directions of the surface contain masses of information. The surface roughness profilogram of surfaces machined by multigrain abrasive tools - as honing - shows a large number of random irregularities (characteristic of tool, material tear-offs, etc.) and periodical regularities originating from the type of the procedure (depending on the kinematics of the procedure).

Surface roughness profile of the components $H(x)$ can be described by a normalized, stationary stochastic function. Correlation function $K(t)$ can be formed by transformation from surface roughness curve $H(x)$, which consists of aperiodic and periodic parts:

$$K(t) = \sigma^2 \left[\sum_{I=0}^m A_i \exp(-a_i|t|) + \sum_{i=0}^n A_j \exp(-a_j|t| \cos \omega_j t) \right] \quad (2)$$

where σ - square mean deviation of the heights of irregularities of the profile from mean line of the surface roughness profile "M" ("M"-system); A_i , A_j , a_i , a_j , and ω_j parameters of the correlation function; t - abscissa axis of the correlation curve. Exact computation with relationship (2) is very complicated. For routine computations, approximation with the first two terms gives a result of sufficient accuracy.

Three characteristic types of the function K(t) can be separated. These curves are aperiodically decreasing, oscillating damping and periodically oscillating respectively. The last one is not characteristic of surfaces of irregular roughness. For surface roughness profile defined in the system "M" (see: Hungarian standard MSZ 4721) the expected value $M_0 = M(\xi)$ becomes $M_0[H(x)] = 0$. After abrasive machining the density function of the surface roughness peaks can be given by a Gaussian normal distribution function [3]:

$$f[H(x)] = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\Pi}} \exp\left[-\frac{H^2(x)}{2\sigma^2}\right] \quad (3)$$

Expected value of the arithmetical mean deviation from the mean line of the profile R_a , if $|h(x)| = H_x$ and L the base-or traversing length is as follows

$$M_o(R_a) = \frac{1}{L} \int_0^L M_o[|H_x(x)|] dx = \frac{1}{L} \int_0^L \int_0^\infty H_x f(H_x) dH_x dx \quad (4)$$

After derivation we get

$$M_o(R_a) = \sigma \left[\frac{2}{\Pi}\right]^{0,5} = h_q \left[\frac{2}{\Pi}\right]^{0,5} \cong 0,8 \cdot h_q \quad (5)$$

where h_q - quadratic mean deviation of the irregularities. Examining a plane surface or surface rectified in plane, protrusion of the surface roughness peaks is characterized by probability field $H(x; y)$, the correlation function of which is $K(t_1; t_2)$ and in the system "M" $M_0[H(x; y)] = 0$ (here: M is the mean plane).

The mean surface roughness

$$R_a(x; y) = \frac{1}{A} \iint |H(x; y)| dx dy \quad (6)$$

where A - the surface of the examined region of the surface roughness. Its expected value is

$$M_o[R_a(x; y)] = \sigma \left[\frac{2}{\Pi}\right]^{0,8} \cong 0,8 \cdot h_q \quad (7)$$

For example the expected values of the protruding of the roughness peaks $M_0(H_{max})$ and their distance $M_0(s)$ can be examined by a similar way. In addition, relative reference length ratio of the profile of a given microgeometry is

$$t_p = L^{-1} \cdot \sum_{i=1}^n b_i \quad (8)$$

The index-number t_p provides a great of information for the judgement of wear resistance and contact rigidity of the surface. In relationship (8) $\sum b_i$ - is the

sum of line lengths cut by the line parallel to the mean line from the profile within the base length L.

The variable c_x by the bearing length curve $t_p = t_p(c_x)$ is called the height of the profile section. From the highest protruding peak in to the direction of the material (perpendicular to mean line M) a value $c_{x0} = \text{const.}$ (e.g. $c_{x0} = 0.1R_{max}$) has a bearing section t_{p0} , according to which the bearing capability of different surfaces can be compared. The bearing ratio is often given in percentage values. The bearing curve of the profile curve $H(x)$ with mean line M is

$$t_p = \frac{1}{L} \int_0^L \xi [H(x), c_{x0}] dx \quad (9)$$

where $\xi=1$, if $H(x) > c_{x0}$ and $\xi=0$, if $H(x) \leq 0$. The expected value of t_p at level c_{x0} and for $H(x) > c_{x0}$ is.

$$M_o[t_p(c_{x0})] = \frac{1}{L} \int_0^L M_o[\xi(H; c_{x0})] dx = \frac{1}{L} \int_0^L \int_0^\infty f(H) dH dx = 1 - \phi\left[\frac{c_{x0}}{\sigma}\right] \quad (10)$$

where ϕ - distribution function of probability variable of standardized normal distribution. For plane surface analogously with the computation of the $R_a(x; y)$ the expected value of the relative bearing surface for c_{x0} level is obtained, which is identical with relationship (10).

4. EXPERIMENTAL FINDINGS

The microgeometrical bearing ratios t_p for various values of c_x measured on a surface roughness testing instrument, Perthometer Type S10D and S8P and FOCODYN unit operating with laser-beam are shown in Figure 2. The conditions of plotting the diagrams in Figure 2 are as follows.

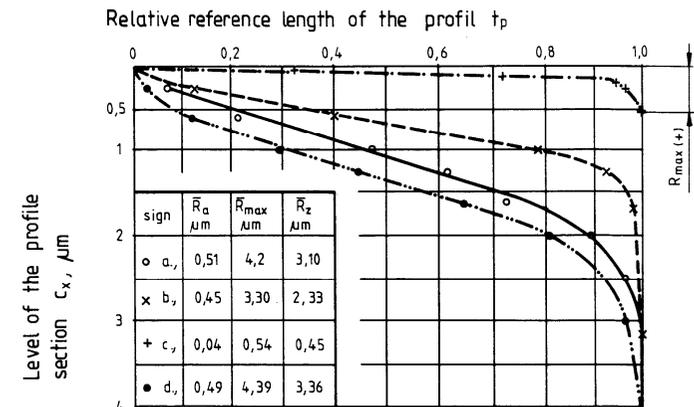


Figure 2/a – Bearing curves, surface roughness characteristics of honed (a-c) and grinded (d) surface

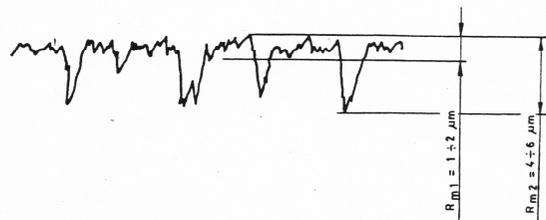
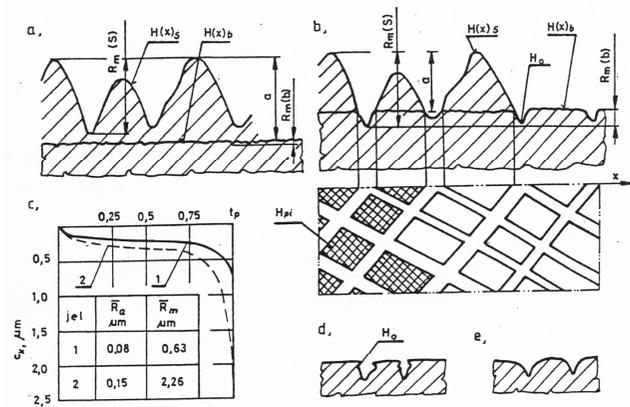


Figure 2/b – Bearing curves (c), surface roughness characteristic of grindig (a), of plateau-honing (b,d,e and profilogram)

a, - finishing honing with synthetic diamond tool: ACM 28/20-M1-100%; b, - smoothing honing (ACB 160/125-M1-100%); c, - roughing honing (ACB 250/200-M1-100%) and d, - smoothing grinding. Development of the bearing ratio is very clear. Material of workpiece: G03 hardened ball bearing steel; HRC 60 ± 2 . The new instruments draw the bearing curve and calculate the surface roughness characteristics. It is shown in Figure 3. Type of applied instrument: „Perthometer”.

A great deal of information on the surface is offered by the surface roughness diagrams, but more information is available from scanning microscope shots. Type of applied scanning microscope is: JOEL-JEM 100 B. The microtopography, bearing surface, oil-bearing capability of the surface etc. can be judged visually to an adequate extent [3]. Figure 4. is a scanning microscopic picture (magnifying 400x) of a surface machined by smoothing grinding (Fig.2.d.), Figure 5. is that of a honed surface of smoothing type (Fig.2.b.). The characteristic scratch-system, the depths, number and direction of scratches on surface unit also support the favouring tribological properties of honed surfaces.

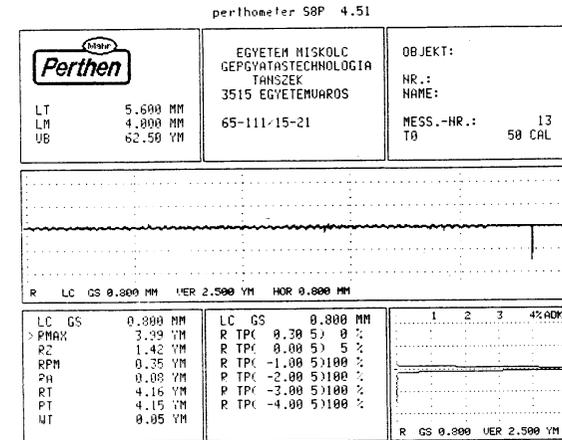


Figure 3 – Measured surface roughness characteristics of honed surface

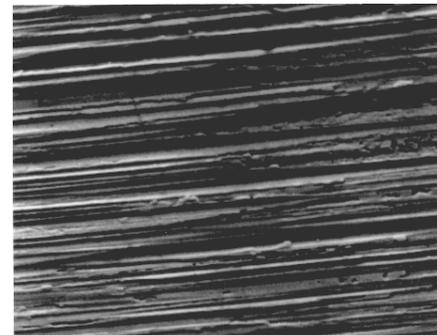


Figure 4 – Scanning-microscope picture of grinded surface

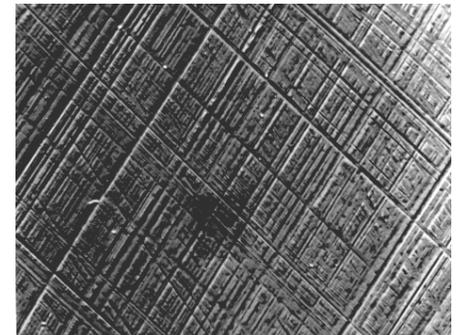


Figure 5 – Scanning-microscope picture of honed surface (finishing honing)

5. QUALITY SURFACE AS A FUNCTION OF THE WORKING AND MACHINING CHARACTERISTICS

Given working conditions (load, friction, lubrication, speed, etc.) determine the optimum surface quality of the pairs of components joining with or moving on each other and the finishing procedure to be selected together with its characteristics. It is evident that e.g. the optimum surface roughness of the races of ball bearings is $R_a = 0.06 \mu m$, and it is advisable to achieve it by superfinishing (Figure 6.) [3]. For differing surface roughnesses $t_{b1} = 16$ hours in running is needed. In case of initial surface roughness less than optimum too, surface roughness of the ball path in running increases. Thus, it is useless to produce surfaces finer than optimum, what's more, it causes operational cost increment.

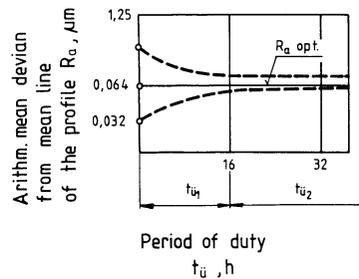


Figure 6 – Variation of the surface roughness at the wearing-in of ball bearing

Observations in the vehicle industry showed the same results (honed cylinder sleeves, superfinished cylinder pins, etc.). Under other working conditions the initial surface roughness of the pairs of components can be essentially larger. Finishing improving surface quality is mostly preceded by grinding. The cutting zone temperature in grinding reaches 500-2000°C, which causes metallographic transformations in the surface layers of the component. The cutting forces acting here deform the surface layer. It is shown by means of electron diffraction tests that the surface layer that gets physically and chemically deformed is minimum 0.005 mm thick even after finishing grinding [2].

It is unfavourable for the durability of the component. Honing, superfinishing and lapping separates these transformed layers by microcutting, in which there will occur no further unfavourable deformations, or only to a negligible extent. For example in finishing machining, (honing) heating of the component may be maximum 60-120°C.

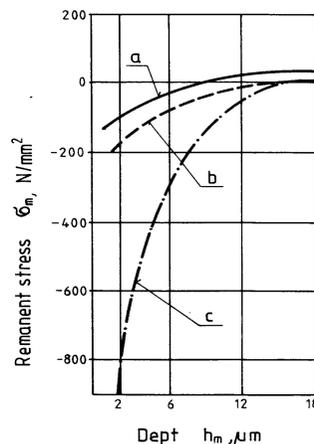


Figure 7 – Remaining stress of the surface layer after honing

By means of adequate technology compressive remaining stress condition and hardened surface layers can be developed that increase the endurance limit and

wear resistance of the component of running low value compressive remaining stress will be obtained for expedient for technological data (Figure 7, curves a,b). Circumferential velocity and pressure of the tool can be adjusted so that the lapping and ironing effect of the cutting prisms will dominate. It causes slight plastic deformation of the surface layer, and relatively large compressive stresses will remain in the surface layer. The compressive remaining stress increases the endurance limit of the component.

6. CONCLUSIONS

The surface quality of surfaces honed, superfinished and lapped by means of adequate technology is favourable from the aspect of wear resistance, endurance limit, and lubrication. Friction losses of the pairs of components in motion and the stick-slip effects (e.g. positioning and fine adjustment mechanisms) decrease. With synthetic diamond tools, these advantages increase, and in addition, procedures become more productive and components of heat and corrosion resistant steel difficult to machine (KO38, KO13, etc.) can be made with favourable tribological parameters. Complex surface quality tests and evaluation must be carried out for finishing jobs. Data calculated and measured correlate reasonably well.

For the examination of polygon bores machined by means of "quasi-honing" and shafts made on an ultraprecision lathe, the procedures have been applied [2] with success.

Therefore surfaces with favourable tribological properties can be produced.

ACKNOWLEDGEMENT

The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: OTKA T48760, Budapest), which the authors greatly appreciate.

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

References: 1 Whitehaus, D.: **Surfaces and their Measurement**. Hermes Penton Ltd, London, 2002. 395. 2 Szaby, Ottó: **Optimisation of Technology and Qusi-Honing of Polygon-Bores**. Journal of Materials Processing Technology, V.119: 1-3. December 2001. pp.117-121. 3 O. Szaby: **Tribological Characteristics of Honing**. AUSTRIB '94 4th International Tribology Conference. December 5-8. 1994. Perth, Western Australia. Book of Conferenc, pp.631-696. 4 Kundrač J., Gyöni K., Bana V.: **Rougness of ground and hard-turned surfaces on he basis of 3D parameters**. International Journal of Advansed Manufacturing Technology. V.38. 2008. 1-2. pp.110-119.

Поступила в редакцию 07.05.2011

В.А. Залога, д-р техн. наук, К.А. Дядюра, канд. техн. наук, Сумы, Украина

МОДЕЛЬ ПРИНЯТИЯ РЕШЕНИЙ НА ЭТАПАХ ЖИЗНЕННОГО ЦИКЛА МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОЙ ПРОДУКЦИИ ПРОИЗВОДСТВЕННО-ТЕХНИЧЕСКОГО НАЗНАЧЕНИЯ НА ОСНОВЕ ОБРАТНЫХ ВЫЧИСЛЕНИЙ

В рамках инструментальных средств, поддерживающих принятие оптимальных решений на основе обратных вычислений исследованы и апробированы на практике механизмы представления конечного результата деятельности сложных организационных систем на этапах жизненного цикла машиностроительной продукции. При формировании характеристик продукции с учетом ограничений на все виды ресурсов использован принцип динамического программирования. Ключевые слова: жизненный цикл машиностроительной продукции, конкурентоспособность, качество, стоимость жизненного цикла изделия

У рамках інструментальних засобів, що підтримують прийняття оптимальних рішень на основі зворотних обчислень досліджені і апробовані на практиці механізми представлення кінцевого результату діяльності складних організаційних систем на етапах життєвого циклу машинобудівної продукції. При формуванні характеристик продукції з урахуванням обмежень на всі види ресурсів використаний принцип динамічного програмування. Ключові слова: життєвий цикл машинобудівної продукції, конкурентоспроможність, якість, вартість життєвого циклу виробу

V.A. ZALOGA, K.A. DJADJURA
MODEL OF DECISION-MAKING ON THE STAGES OF LIFE CYCLE ENGINEERING PRODUCTION OF INDUSTRIAL AND TECHNICAL COMPUTING BASED ON FEEDBACK

Within the framework of tools which underprop acceptance of optimum decisions on the basis of reverse calculations probed and approved in practice mechanisms of presentation of eventual result of activity of the complex organizational systems on the stages of life cycle of machine-building products. At forming of descriptions of products taking into account limits on all of types of resources the utilized principle of the dynamic programming. Keywords: life cycle of machine-building products, competitiveness, quality, cost of life cycle of good

Введение. Основой современного промышленного производства являются сложные технические системы (СТС), которые создаются и непрерывно совершенствуются для удовлетворения тех или иных потребностей общества. В состав таких систем в общем случае могут входить три разнородных компонента [1]: комплекс технических средств (КТС), программное обеспечение (ПО) и оперативный персонал (ОП). Совокупность их характеристик определяется типом, составом и качеством большого количества элементов и подсистем, объединенных для достижения требуемого результата - повышения технико-экономических показателей производства и обеспечения конкурентоспособности продукции. Машиностроительная продукция производственно-технического назначения представляет собой самостоятельно функционирующее изделие, которое является, как правило, СТС. Любая СТС имеет ряд этапов существования: проектирование [2], изготовление [3] и использование

(эксплуатация) [4], которые являются главными составляющими жизненного цикла (ЖЦ) системы. Развитие СТС от первоначальной идеи и до вывода ее из эксплуатации (утилизации или модернизации) определяет межотраслевое взаимодействие многих сложных организационных систем (СОС) [5, 6], как правило, объединенных в единую интегрированную информационную среду [7]. Большая размерность таких систем, разнородность и сложность входящих в них объектов различной природы предопределяет многоаспектный иерархический характер формирования характеристик СТС. Необходимым условием конкурентоспособности СТС на рынке является эффективная организация процессов управления СОС. Принятие как стратегических, так и тактических решений, обеспечивающих с целью обеспечения конкурентоспособности изделия оптимальные условия использования материальных, энергетических и информационных ограниченных ресурсов на всех этапах ЖЦ СТС, вызывает необходимость применения специальных методов и пакетов прикладных программ. Для этой цели разрабатываются интегрированные информационные системы поддержки принятия решений (ИИСППР). В связи с развитием и широким использованием формализованных методов для анализа совершенствования процессов в управлении производством возникают новые актуальные задачи по обоснованному выбору и применению математического и программного инструментария. В данной работе рассматривается возможность применения научных принципов, методов и средств обратных вычислений [8] при формировании решений СОС на этапах ЖЦ СТС.

Постановка задачи. Выбор критериев, которые используются для оптимального управления СОС на этапах ЖЦ, достаточно сложен. Поставленные при проектировании, изготовлении и функционировании СТС цели, как правило, противоречивы относительно большинства требований заказчика и необходимых ресурсов и затрат (например, обеспечение минимальной стоимости и максимальной надежности, минимальных потерь и затрат и т.п.). Структура формирования управляющих воздействий включает совокупность итоговых и частных показателей и реализуется на разных иерархических уровнях СОС и стадиях управления. Процесс принятия правильных решений при создании СТС – это итеративный процесс, который должен при необходимости, в случае неудовлетворенного результата, многократно повторяться. На каждом последующем шаге уточняются и детализируются решения предыдущих стадий, рассматриваются и сравниваются разные варианты реализации отдельных подсистем, а также контролируются происходящие процессы. При принятии решения оптимизируется один из показателей или технико-экономических параметров производственной деятельности при ограничениях на остальные с помощью процедуры максимизации или минимизации соответствующего критерия.

Распространенные в настоящее время системы формирования решений известны как системы поддержки принятия решений, ориентированные на

прямые расчеты. Вид формул, обеспечивающих прямые вычисления технико-экономических параметров производственной деятельности, может быть сколь угодно разнообразным. При этом отсутствие в надлежащем виде математической зависимости хотя бы для одного из них делает решение задачи невозможным, поскольку в процессе вычислений требуется одновременный учет ограничений на все параметры. Кроме того, большинство методов, базирующихся на прямых вычислениях, предлагают, как правило, односторонние решения, что ведет к неустойчивому функционированию систем любого характера. Для положительного решения указанных проблем предлагается использовать методику обратных точечных вычислений.

Методика обратных точечных вычислений предполагает их приведение к стандартному виду [8]. Для этого прямые функции дополняют следующей информацией о целевых установках лица, принимающего решение (ЛПР):

- направления изменений аргументов;
- приоритетность в изменении аргументов (веса важности целей).

Результаты вычислений одновременно отражаются как в аналитической, так и в графической форме. Направление изменения показателей указывается с помощью знаков увеличения (плюс (+)) или уменьшения (минус (-)), а приоритетность целей - с помощью коэффициентов их относительной важности (КОВ).

Если формулы, элементы которых указывают на уровень достижений той или иной цели, известны, то необходимо выработать принципы, согласно которым будут определяться приросты аргументов имеющих функций.

Одним из таких принципов может служить пропорциональное изменение прироста аргументов прямой функции согласно долям, указанных ЛПР.

Если функция содержит более двух аргументов, то используют два решения задачи:

- создают систему уравнений, число которых соответствует числу аргументов;
- сводят многоаргументную функцию к двум аргументам.

Так, например, для функции с тремя аргументами

$$y = f(x, z, p) \quad (1)$$

изменение (прирост) функции возможен за счет изменения (положительного или отрицательного) всех трех аргументов, т.е.

$$\pm \Delta y = \pm \Delta y_1 \pm \Delta y_2 \pm \Delta y_3, \quad (2)$$

где $\pm \Delta y$ – общий прирост функции; $\pm \Delta y_1, \pm \Delta y_2, \pm \Delta y_3$ – приросты функции, полученные за счет приростов первого, второго и третьего аргументов.

Задачу обратных вычислений для функции с тремя аргументами можно решить с помощью следующей системы уравнений

$$\begin{cases} y \pm \Delta y = f(x \pm \Delta x(\alpha)), \\ z \pm \Delta z(\beta), p \pm \Delta p(\gamma), \\ \frac{\Delta x}{\Delta z + \Delta p} = \frac{\alpha}{\beta + \gamma}, \\ \frac{\Delta z}{\Delta x + \Delta p} = \frac{\beta}{\alpha + \gamma}. \end{cases} \quad (3)$$

В качестве ограничений используются неравенства вида: $\Delta x \leq \bar{\Delta x}$, $\Delta z \leq \bar{\Delta z}$, $\Delta p \leq \bar{\Delta p}$. Здесь $\Delta x(\alpha), \Delta z(\beta), \Delta p(\gamma)$ выражения, которые указывают на функциональную зависимость соответствующих приростов от коэффициентов относительной важности α, β, γ ($\alpha + \beta + \gamma = 1$).

Для расчета приростов аргументов можно воспользоваться индивидуальными коэффициентами

$$\begin{cases} x + \Delta x = k_1 x, \\ z + \Delta z = k_2 z, \\ p - \Delta p = \frac{p}{k_3}. \end{cases} \quad (4)$$

Задача обратных вычислений запишется в виде:

$$\begin{cases} y + \Delta y = f\left(k_1 x, k_2 z, \frac{p}{k_3}\right), \\ \frac{k_1 x - x}{k_2 z - z + p - \frac{p}{k_3}} = \frac{\alpha}{\beta + \gamma}, \\ \frac{k_2 z - z}{k_1 x - x + p - \frac{p}{k_3}} = \frac{\beta}{\alpha + \gamma}. \end{cases} \quad (5)$$

Ограничения на значения исходных данных устанавливаются из семантики индивидуальных коэффициентов:

$$\begin{cases} k_1 \geq 1, \\ k_2 \geq 1, \\ k_3 \geq 1. \end{cases} \quad (6)$$

Вычисления являются точечными, так как позволяют найти некоторые точки в диапазоне возможных изменений аргументов функции. Такие инструментальные средства позволяют без программирования изменять как процесс расчета, так и форму представления результата. Для обратных вычислений характерны следующие формы представления данных: дерево целей, дерево вероятностей, дерево вывода и нечеткие множества.

Целью данной работы является практическое применение обратных точечных вычислений при формировании решений СОС на этапах ЖЦ СТС.

Результаты исследований. В связи с тем, что СТС являются многофункциональными и выполняемые ими функции могут существенно отличаться, при рассмотрении многих вопросов используется функциональный подход: из состава СТС выделяют группы технических, программных и эргатических (оперативный персонал) элементов, участвующих в выполнении некоторой (j -й) функции.

Эта группа элементов образует j -ю функциональную подсистему (j -я ФПС или ФПС $_j$), рассматриваемой СТС. Именно эта ФПС $_j$ подлежит анализу при рассмотрении характеристик системы в отношении реализуемой ею j -й функции.

В состав ФПС $_j$ (как и в состав системы в целом) в общем случае входят три компонента [1]:

- группа участвующих в реализации j -й функции технических средств (j -я функциональная подсистема КТС – ФП $_{КТСj}$);
- группа участвующих в реализации j -й функции программных средств (j -я функциональная подсистема ПО – ФП $_{ПОj}$);
- группа участвующих в реализации j -й функции эргатических средств (j -я функциональная подсистема ОП – ФП $_{ОПj}$).

Множество элементарных функций Φ^N по связям Θ^N определяет множество групп ФПС $_{iN}^N$ и элементарных средств (ФП $_{КТСiN}$, ФП $_{ПОiN}$, ФП $_{ОПiN}$). Внутри множества ФПС N по связям Θ^N формируется множество характеристик $X_{ФПС}^N$ ($X_{ФПСi}^N \in X_{ФПС}^N$), которые обеспечивают эффективность выполнения функций в условиях ограничений на параметры.

Для выполнения требований к СТС при их использовании (например, обеспечение характеристик конечной продукции $X_{П}$, обеспечивающих ее конкурентоспособность) необходима реализация соответствующих преобразований на различных этапах ЖЦ СТС.

Модель формирования характеристик $X_{П}$ можно представить в виде следующих преобразований (отображений):

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 : X_{П} &\rightarrow TP_{СТС} \\ \varphi_2 : TP_{СТС} &\rightarrow X_{СТС} \\ \varphi_3 : X_{СТС} &\rightarrow TP_{ФПС_{iN}} \\ \varphi_4 : TP_{ФПС_{iN}} &\rightarrow X_{ФПС_{iN}} \\ \varphi_5 : X_{ФПС_{iN}} &\rightarrow X_{ФПС_{СТС}} \\ \varphi_6 : X_{ФПС_{СТС}} &\rightarrow X_{П} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

где φ_1 – преобразование (отображение) характеристик качества конечной продукции $X_{П}$ в множество требований к СТС (продукции производственно-технического назначения) $TP_{СТС}$;

φ_2 – преобразование требований $TP_{СТС}$ в конструктивное описание СТС;

φ_3 – преобразование характеристик СТС $X_{СТС}$ в требования к функциональным подсистемам их изготовления $TP_{ФПС_{iN}}$;

φ_4 – преобразование $TP_{ФПС_{iN}}$ в характеристики реально готовых к использованию функциональных подсистем изготовления $X_{ФПС_{iN}}$;

φ_5 – преобразование $X_{ФПС_{iN}}$ в характеристики изготовленной СТС $X_{ФПС_{СТС}}$;

φ_6 – преобразование $X_{ФПС_{СТС}}$ в характеристики конечной продукции $X_{П}$.

Модель системы преобразований состоит из объектов СОС (элементов, функциональных подсистем) определенного иерархического уровня: технических (ФП $_{КТСj}$), программных средств (ФП $_{ПОj}$) и оперативного персонала (ФП $_{ОПj}$).

Всякая общность объектов (комплекс технических средств (КТС), программное обеспечение (ПО) и оперативный персонал (ОП)), процессов и явлений, связанных с проектированием, изготовлением и эксплуатацией СТС характеризуется структурой и может быть представлена соответствующим графом $G = \{A, B\}$, в котором A – множество вершин, $B: A \rightarrow A$ – множество ребер (дуг) [9]. Граф многоуровневого ЖЦ СТС показан на рис. 1.

Модель ЖЦ представляет собой вложенный или многоуровневый граф. Связи (дуги графа) рассматриваемой общности объектов ЖЦ характеризуются направлением (прямым или обратным), кинематикой (статической или динамической, детерминированной или стохастической) и определением (минимальное число $N-1$ связей задается различными способами, а остальные $(N-2)^2$ связей рассчитываются на основе метода, универсального для всего графа).

Существуют различные модели ЖЦ систем. Модель ЖЦ СТС включает следующие этапы: проектирование, подготовка производств, изготовление, эксплуатация, модернизация, утилизация и т.п. Дальнейшая декомпозиция процессов на каждом этапе приводит к понятиям уровней этапа и элементов деятельности на этих уровнях. Общая модель процессов ЖЦ, на основе методологии функционального моделирования IDEF0 [10] состоит из информационных, материальных и энергетических объектов определенного иерархического уровня, являющихся одновременно входами (ресурсами), выходами (продукцией) и средствами соответствующих преобразований. С теоретической точки зрения такая схема облегчает применение различных средств и методов.

Ориентированный граф ЖЦ СТС можно задать матрицей смежности (рис. 2) вершин $A = \|a_{ij}\|$, в которой $a_{ij}=1$, если граф содержит ребро (i, j), и

$a_{ij}=0$ – в противном случае.

- S1 – научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы;
- S2 – конструкторская подготовка производства;
- S3 – технологическая подготовка производства;
- S4 – материально-техническое обеспечение производства;
- S5 – изготовления материала;
- S6 – изготовление заготовки;
- S7 – изготовление детали;
- S8 – сборка узловая;
- S9 – общая сборка;
- S10 – контроль и испытание изделия;
- S11 – монтаж и пусконаладочные работы;
- S12 – использование изделия за функциональным назначением;
- S13 – техническое обслуживание и ремонт;
- S14 – утилизация или модернизация.

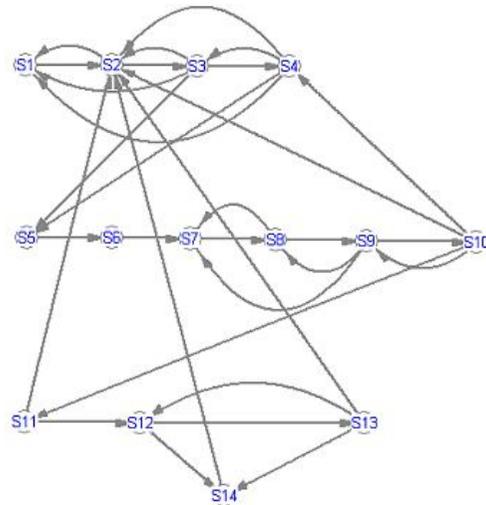


Рисунок 1 – Граф модели ЖЦ СТС, включающий этапы проектирования, изготовления и эксплуатации

Процесс принятия решений может быть представлен в виде иерархической, древовидной структуры с характеристиками звеньев (ветвей), отражающих стоимость (СЖЦ), время (Т) и характеристики СТС ($X_{флс}$), удовлетворяющие заказчика, а также связи с предыдущими и последующими решениями. Декомпозиция вариантов решений осуществляется по набору признаков, которые выбирают СОС. Вершины дерева обозначают варианты решений или альтернатив.

Задачей управления является выполнение следующих условий в каждой вершине графа:

$$\begin{cases} X_{флс_{стсj}} \Rightarrow \max \\ СЖЦ \Rightarrow \min \\ T \Rightarrow \min \end{cases}, \quad (5)$$

где $X_{флс_{стсj}}$ - характеристики СТС; $СЖЦ$ – стоимость СТС, т.е. величина всех затрат, производимых в процессах ЖЦ; T – фактор времени, учитывающий длительность выполнения процессов на соответствующих стадиях ЖЦ.

Критерий эффективности (функция цели) на каждом этапе может иметь следующий вид:

$$\bar{X} = \frac{\bar{X}_{флс_{стсj}}}{СЖЦ \cdot T}, \quad (6)$$

где \bar{X} – характеристика выполняемых работ на каждом этапе (характеристика проектов на каждом этапе) в безразмерном виде; $\bar{X}_{флс_j}$, $\bar{СЖЦ}$, \bar{T} - величины $X_{флс_{стсj}}$, $СЖЦ$, T в безразмерном виде.

Согласно методике обратных точечных вычислений приведем функцию (6) к виду

$$\bar{X}^+ = \frac{\bar{X}_{флс_{стсj}}^+(\alpha)}{СЖЦ^-(\beta) \cdot T^-(\gamma)}; \alpha > \beta + \gamma; \beta > \gamma \quad (7)$$

Свернем эту функцию следующим образом:

$$\bar{X}^+ = \frac{\bar{X}_{флс_j}^+(\alpha)}{P^-(\sigma)}, \quad (8)$$

где $P^- = \bar{СЖЦ}^-(\beta) \cdot \bar{T}^-(\gamma)$; $\sigma = \beta + \gamma$.

Приросты для $\bar{X}_{флс_j}$ и P равны

$$\bar{X}_{флс_j} + \Delta \bar{X}_{флс_j} = k_1 \bar{X}_{флс_j}; P - \Delta P = \frac{P}{k_2}; k_2 = \frac{\bar{X} + \Delta \bar{X}}{k_1 \cdot \bar{X}}; k_1 = \frac{\alpha + \sigma \bar{X}}{\sigma \cdot \bar{X} + \frac{\alpha \bar{X}}{\bar{X} + \Delta \bar{X}}} \quad (9)$$

Для определения приростов аргументов $\bar{СЖЦ}$ и \bar{T} , необходимо нормализовать их веса

$$\beta' = \frac{\beta}{\beta + \gamma}, \gamma' = \frac{\gamma}{\beta + \gamma}. \quad (10)$$

В связи с тем, что приросты аргументов $\overline{СЖЦ}$ и \overline{T} определяются умножением, задача решается на основе функции

$$P - \Delta P = \overline{СЖЦ} (\beta') \cdot \overline{T} (\gamma'). \quad (11)$$

Тогда приросты $\overline{СЖЦ} - \Delta \overline{СЖЦ} = \frac{\overline{СЖЦ}}{k_3}$, $\overline{T} - \Delta \overline{T} = \frac{\overline{T}}{k_4}$ можно найти на основе решения системы уравнений:

$$\begin{cases} P - \Delta P = \frac{\overline{СЖЦ}}{k_3} \cdot \frac{\overline{T}}{k_4}, \\ \frac{\overline{СЖЦ} - \overline{СЖЦ}}{k_3} = \beta', \\ \frac{\overline{T} - \overline{T}}{k_4} = \gamma'. \end{cases} \quad (12)$$

$$\text{Отсюда получим } k_3 = \frac{P}{k_4 \cdot (P - \Delta P)},$$

$$\text{где } k_4 = \frac{-P \cdot (\beta' \cdot \overline{СЖЦ} - \alpha' \cdot \overline{T}) \pm \sqrt{(-P \cdot (\beta' \cdot \overline{СЖЦ} - \alpha' \cdot \overline{T}))^2 + 4 \cdot \beta' \cdot \alpha' \cdot \overline{СЖЦ} \cdot \overline{T} \cdot P \cdot (P - \Delta P)}}{2 \cdot \beta' \cdot \overline{СЖЦ} \cdot (P - \Delta P)}. \quad (13)$$

Функции (6) и (8) с тремя аргументами могут быть представлены графически (рис. 3), где показано, что приросты для $\overline{X}_{\text{флс}}$, $\overline{СЖЦ}$ и \overline{T} зависят не только от прироста $\Delta \overline{X}$, но и от коэффициентов a , β и γ .

Матрица смежности:														
	S1	S2	S3	S4	S5	S6	S7	S8	S9	S10	S11	S12	S13	S14
S1		0	1	1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
S2	1		1	1	0	0	0	0	0	1	1	0	1	1
S3	0	1		1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
S4	0	0	1		0	0	0	0	0	1	0	0	0	0
S5	0	0	1	1		0	0	0	0	0	0	0	0	0
S6	0	0	0	0	1		0	0	0	0	0	0	0	0
S7	0	0	0	0	0	1		1	1	0	0	0	0	0
S8	0	0	0	0	0	0	1		1	0	0	0	0	0
S9	0	0	0	0	0	0	0	1		1	0	0	0	0
S10	0	0	0	0	0	0	0	0	1		0	0	0	0
S11	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1		0	0	0
S12	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1		1	0
S13	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1		0
S14	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	1	

Рисунок 2 – Матрица смежности для графа модели ЖЦ СТС

Результаты расчетов представлены в таблице 1.

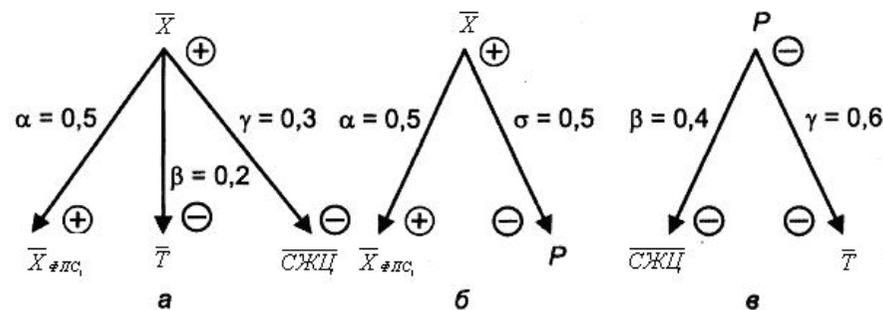


Рисунок 3 – Целевые установки, формирующие решение на каждом этапе ЖЦ: а - исходный вид, б - свернутый вид, в - развернутый вид.

Принятие решений с помощью обратных вычислений на этапах ЖЦ СТС осуществляется в следующей последовательности:

- на первом этапе, на основании необходимой величины $\Delta \overline{X}$ увеличения значения характеристики работы \overline{X} , коэффициентов α_1 , β_1 , γ_1 , а также информации о направлениях в изменении показателях $\overline{X}_{\text{флс},1}$, $\overline{СЖЦ}_1$, \overline{T}_1 определяются их новые значения: $\overline{X}_{\text{флс},1} + \Delta \overline{X}_{\text{флс},1}$, $\overline{СЖЦ}_1 - \Delta \overline{СЖЦ}_1$, $\overline{T}_1 - \Delta \overline{T}_1$;

- на втором этапе, на основании новых значений показателей первого уровня, а также коэффициентов α_2 , β_2 , γ_2 , характеризующих приоритетность целей уже второго уровня, а также информации о направлениях изменения показателей $\overline{X}_{\text{флс},2}$, $\overline{СЖЦ}_2$, \overline{T}_2 , определяются новые значения показателей второго уровня заданной величины $\overline{X}_{\text{флс},2} + \Delta \overline{X}_{\text{флс},2}$, $\overline{СЖЦ}_2 - \Delta \overline{СЖЦ}_2$, $\overline{T}_2 - \Delta \overline{T}_2$;

Процесс повторяется для всех уровней ЖЦ. Принцип оптимальности Р. Беллмана [11], может быть использован для поиска решения (оптимального управления) на этапах ЖЦИ машиностроительной продукции производственно-технического назначения (рис. 4). Точки пересечения линий на графе изображены кружками, в них записано условное значение характеристики работы \overline{X} , которое является одновременно максимальным при выполнении определенного процесса. Числа, которые находятся, справа от вертикальной линии определяют условное время, необходимое для перевода изделия на следующий этап при постоянных расходах ресурсов на ФПС на данном. Числа, которые находятся над горизонтальными линиями – условное время при увеличении или уменьшении расходов ресурсов на ФПС на данном этапе.

Таблица 1 – Результаты расчетов по методу обратных вычислений

	$\bar{X}_{отк}$	$\overline{СЖЦ}$	\bar{T}	\bar{X}	k_1	k_2	P	$P \cdot P$	$\bar{X}_{отк} + \Delta X_{отк}$	$\bar{X} - \Delta X$	k_4	k_3	$\bar{T} - \Delta T$	$\overline{СЖЦ} - \Delta СЖЦ$
0,5	0,5	2,00	2,00	0,50	1,13	1,07	4,0	3,75	2,25	0,60	1,56	9,62	1,28	0,21
0,5	0,5	2,00	2,00	0,13	2,21	1,18	4,0	3,40	1,10	0,33	1,66	8,20	1,21	0,24
0,5	0,5	2,00	2,00	2,00	1,04	1,10	1,0	0,91	2,09	2,30	6,51	0,14	0,31	3,58
0,5	0,5	0,50	2,00	0,50	1,42	1,27	1,0	0,79	0,71	0,90	7,37	0,11	0,27	4,66
0,5	0,5	2,00	0,50	2,00	1,07	1,17	1,0	0,86	2,14	2,50	0,39	2,19	1,28	0,91
0,5	0,5	0,50	0,50	0,50	1,57	1,40	1,0	0,72	0,79	1,10	0,41	1,75	1,22	1,14
0,5	0,5	0,50	0,50	8,00	1,01	1,08	0,25	0,24	2,02	8,70	1,57	0,04	0,32	13,53
0,5	0,5	0,50	0,50	2,00	1,11	1,27	0,25	0,20	0,55	2,80	1,73	0,03	0,29	17,54
0,5	0,5	2,50	1,00	2,50	1,07	1,23	1,0	0,82	2,69	3,30	1,70	0,48	0,59	2,09
0,5	0,5	0,60	1,00	0,60	1,56	1,50	1,0	0,67	0,93	1,40	1,92	0,35	0,52	2,88
0,5	0,5	2,50	1,00	0,40	1,91	1,58	2,5	1,60	1,90	1,20	0,71	5,63	1,42	0,44
0,5	0,5	0,60	1,00	1,67	1,14	1,30	0,6	0,46	1,14	2,47	3,02	0,09	0,33	6,55
0,5	0,5	1,00	2,50	0,40	1,91	1,56	2,5	1,59	1,90	1,20	5,41	0,74	0,46	1,36
0,5	0,5	1,00	0,60	1,67	1,14	1,30	0,6	0,46	1,14	2,47	1,02	0,27	0,59	3,68
0,5	0,5	1,00	1,00	1,00	1,29	1,40	1,	0,71	1,29	1,80	1,84	0,39	0,54	2,57

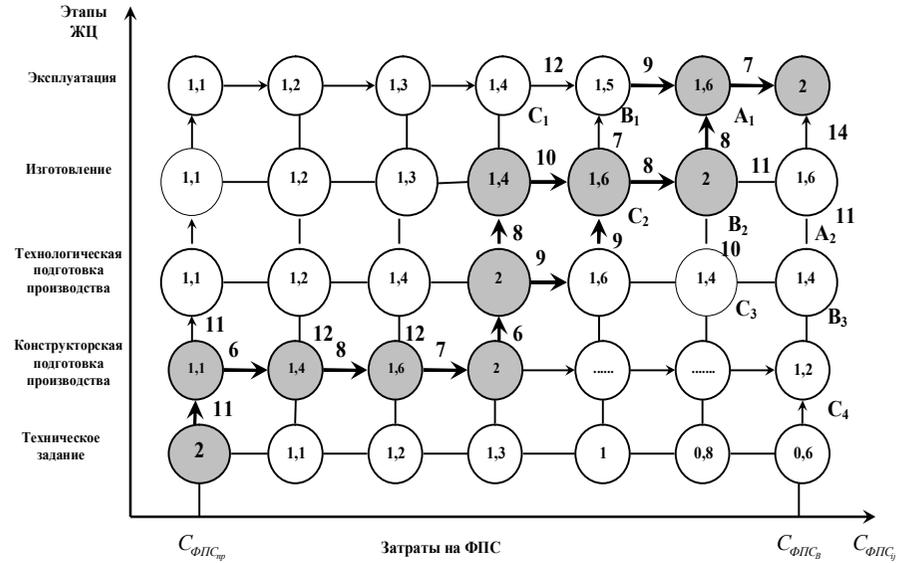


Рисунок 4 – Схема оптимального управления характеристикой процессов \bar{X} на этапах ЖЦ машиностроительного изделия производственно-технического назначения.

Применение этого принципа для построения системы формирования решений на основе обратных точечных вычислений ориентирует на обработку знаний в последовательности «сверху – вниз – слева - направо». В этом контексте процесс принятия решений выглядит как многоступенчатый процесс формирования оптимальных характеристик изделия, который начинается с последнего этапа с учетом ограничений на все виды ресурсов: материальные, финансовые, трудовые, энергетические, информационные, временные и др. Как правило, лицо, формирующее решение, может также изменять и граничные значения ресурсов, пытаясь получить вариант решения, наиболее выгодный в настоящее время.

Таким образом, для повышения эффективности выполняемых работ на величину $\Delta \bar{X}$ необходимо увеличить качество на $\Delta \bar{X}_{ФПС}$ и уменьшить СЖЦ на $\Delta \overline{СЖЦ}$ и время на выполнение процессов на $\Delta \bar{T}$. При этом надо учитывать ограничения на изменения показателей, находящихся на самом нижнем уровне ЖЦ. В результате выполнения вычислений может оказаться, что сни-

жение $\overline{СЖЦ}$ на требуемую величину $\Delta\overline{СЖЦ}$ невозможно – ресурсов на предприятии недостаточно. Тогда задача может быть решена за счет изменения других величин ($\Delta\overline{X}_{флс}$, $\Delta\overline{T}$). Перерасчет показателей происходит либо в пределах заранее указанных ресурсов, либо в режиме изменяемости ресурсов, задаваемых пользователем в процессе решения задачи. Если перерасчет происходит в пределах указанных ресурсов, т.е. существует некоторый предел прироста показателей, то при достижении такого предела должно происходить динамическое перераспределение КОВ. При этом используется ресурс, предназначенный для прироста вершины, находящейся справа от текущей. Если и этого не достаточно, то происходит обращение к следующей вершине, находящейся справа, и так до конца дерева целей. Получить результат можно, лишь определив разумное множество альтернатив, путем табулирования коэффициентов относительной важности целей в указанных заранее границах.

Выводы. В рамках инструментальных средств, поддерживающих формирование решений на основе обратных вычислений исследованы и апробированы на практике механизмы представления конечного результата деятельности СОС на этапах ЖЦ СТС иерархического типа, которые характеризуется структурой и взаимосвязью компонентов и могут быть представлены в виде графа. Объективно обратные вычисления можно рассматривать в качестве вторичных, так как они зависят от целей воздействия на те или иные объекты, процессы и явления.

Критерием оптимального управления процессами ЖЦП в этом случае, как правило, выступает набор технико-экономических показателей производства, а ограничением – внутренняя среда предприятия и стратегические цели и задачи его развития. В такой ситуации управление ЖЦП превращается в задачу, требующую применения специальных средств анализа, планирования и управления.

Список использованных источников: 1. ДСТУ 3524-97 Надійність техніки. Проектна оцінка надійності складних систем з урахуванням технічного і програмного забезпечення та оперативного персоналу. Основні положення. 2. Залого В.А., Дядюра К.А. Функціональний підхід к проектуванню машиностроительного изделия / В.А. Залого, К.А. Дядюра // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків: НТУ „ХПІ”, 2010. – вип.5. – С. 18-31. 3. Залого В.А., Дядюра К.А. Функціональний підхід к процесам изготовления машиностроительного изделия / В.А. Залого, К.А. Дядюра // Резание и инструмент в технологических системах:

Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2010. – вып. 78 – С. 46 – 58. 4. Залого В.А., Дядюра К.А., Прокопенко А.В. Методология повышения эффективности взаимозависимых процессов проектирования, изготовления и эксплуатации в проектах машиностроения / В.А. Залого, К.А. Дядюра, А.В. Прокопенко А.В. // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Харків: НТУ „ХПІ”, 2010. – вип.4. – С. 192 – 204. 5. Новиков А.М., Новиков Д.А. Методология / А.М. Новиков, Д.А. Новиков - М.: Синтег, 2007. - 668с. 6. Бурков В.Н., Коргин Н.А., Новиков Д.А. Введение в теорию управления организационными системами / Под ред. чл.-корр. РАН Д.А. Новикова. – М.: Либроком, 2009. – 264 с. 7. Дядюра К.А. К вопросу об автоматизированной системе управления производством / Дядюра К.А. // Компрессорное и энергетическое машиностроение. – Сумы, 2007. - №3(9). - С. 42-45. 8. Одинцов Б.Е. Обратные вычисления в формировании экономических решений / Б.Е. Одинцов. – М.: Изд-во "Финансы и статистика", 2004. – 192 с. 9. Харари Ф. Теория графов / Ф. Харари - М.: мир, 1973. -300 с. 10. Р50.1.028-2001. Методология функционального моделирования. М.: Госстандарт России, 2000. 11. Боровик О.В., Боровик Л.В. Дослідження операцій в економіці: Навчальний посібник / О.В. Боровик, Л.В. Боровик – Чернівці: Видавничий дім «Букрек», 2006. – 420 с.

Поступила в редколлегию 11.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. DSTU 3524-97 Nadijnist' tehniki. Proektna ocinka nadijnosti skladnih sistem z urahuvannjam tehničnogo i programnogo zabezpečennja ta operativnogo personalu. Osnovni položennja. 2. Zaloga V.A., Djadjura K.A. Funkcional'nyj podhod k proektirovaniju mashinostroitel'nogo izdelija / V.A. Zaloga, K.A. Djadjura // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: zb. nauk. prac'. – Harkiv: NTU „HPI”, 2010. – vip.5. – S. 18-31. 3. Zaloga V.A., Djadjura K.A. Funkcional'nyj podhod k processam izgotovlenija mashinostroi-tel'nogo izdelija / V.A. Zaloga, K.A. Djadjura // Rezanie i instrument v tehnologičeskikh sistemah: Mezhdunar. nauch.-tehn. sb. – Har'kov: NTU «HPI», 2010. – vyp. 78 – S. 46 – 58. 4. Zaloga V.A., Djadjura K.A., Prokopenko A.V. Metodologija povyšennja jeffektivnosti vzaimozavisimyh pro-cessov proektirovanija, izgotovlenija i jekspluatacii v proektah mashinostroenija / V.A. Zaloga, K.A. Djadjura, A.V. Prokopenko A.V. // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: zb. nauk. prac'. – Harkiv: NTU „HPI”, 2010. – vip.4. – S. 192 – 204. 5. Novikov A.M., Novikov D.A. Metodologija / A.M. Novikov, D.A. Novikov - M.: Sinteg, 2007. - 668s. 6. Burkov V.N., Korgin N.A., Novikov D.A. Vvedenie v teoriju upravlenija organizacionnymi sistemami / Pod red. chl.-korr. RAN D.A. Novikova. – M.: Librokom, 2009. – 264 s. 7. Djadjura K.A. K voprosu ob avtomatizirovannoj sis-teme upravlenija proizvodstvom / Djadjura K.A. // Kompessornoe i jenergetičeskoe mashinostroe-nie. – Sumy, 2007. - №3(9). - S. 42-45. 8. Odincov B.E. Obratnye vychislenija v formirovanii jekonomičeskikh reshenij / B.E. Odincov. – M.: Izd-vo "Finansy i statistika", 2004. – 192 s. 9. Harari F. Teorija grafov / F. Harari - M.: mir, 1973. -300 s. 10. R50.1.028-2001. Metodologija funkcional'nogo modelirovanija. M.: Gosstandart Rossii, 2000. 11. Borovik O.V., Borovik L.V. Doslidzhennja operacij v ekonomici: Navchal'nij posibnik / O.V. Borovik, L.V. Borovik – Chernivci: Vidavničij dim «Bukrek», 2006. – 420 s.

С.А. Клименко, д-р техн. наук, И.А. Петруша, д-р техн. наук,
М.Ю. Копейкина, канд. техн. наук, Ю.А. Мельничук, канд. техн. наук,
В.С. Муковоз, Киев, Украина

РАЗРАБОТКА ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ ДЛЯ ОСНАЩЕНИЯ ВЫСОКОЭФФЕКТИВНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Наведено результати досліджень по створенню полікристалічного надтвердого матеріалу (ПНТМ) на основі кубічного нітриду бору (КНБ) та використанню різального інструменту, оснащеного ПНТМ, при обробці важкооброблюваних сплавів на основі Ni і Fe.

Представлены результаты исследований по разработке поликристаллического сверхтвердого материала (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) и применению режущего инструмента, оснащенного ПСТМ, при обработке труднообрабатываемых сплавов на основе Ni и Fe.

S.A. KLIMENKO, I.A. PETRUSHA, M.YU. KOPEJKINA, MEL'NIJCHUK JU.A, MUKOVOZ V.S. POLYCRYSTALLINE ULTRA-HARD MATERIAL DEVELOPMENT BASED ON CBN FOR WITH HIGH-PERFORMANCE EQUIPMENT CUTTING TOOLS

The results of researches are presented on development of polycrystalline ultra-hard material (PUHM) on the basis of cube нитрида бора of the coniferous forest (cBN) and application of toolpiece, equipped PSHM, at treatment of hard-processing alloys on the basis of Ni and Fe.

Введение. Анализ научно-технической литературы показывает, что наиболее эффективными материалами для оснастки режущего инструмента, предназначенного для обработки труднообрабатываемых сплавов высокой твердости, является ПСТМ на основе КНБ [1]. Интенсивное расширение использования в промышленности труднообрабатываемых сплавов обуславливает актуальность расширения исследований по повышению износостойкости инструмента с ПСТМ. При этом, нужно учитывать, что одной из наиболее важных мировых тенденций совершенствования процесса обработки является применение высоких скоростей резания [2], которые для труднообрабатываемых сплавов с коэффициентом обрабатываемости $K < 0,3$ составляют 80–250 м/мин.

Исследования, выполненные в ИСМ НАН Украины [3–5], показали, что перспективным путем повышения износостойкости режущего инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, является снижение интенсивности физико-химического взаимодействия между инструментальным и обрабатываемым материалами с учетом влияния окружающей среды. За счет управляемого изменения механизма изнашивания инструмента, оснащенного сверхтвердыми композитами на основе КНБ, состав и свойства которых оптимизированы, исходя из условий контактного взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов в зоне резания, можно существенным образом повысить эффективность обработки изделий из труднообрабатываемых сплавов.

В состав инструментального композита могут вводиться компоненты, которые, диссоциируя или вступая во взаимодействие с обрабатываемым материалом при термобарических условиях процесса резания, обеспечивают формирование в зоне резания среды, снижающей взаимодействие между контактирующими материалами. С учетом правила Ле Шателье, такой средой может быть азот. При этом, взаимодействие добавки в составе ПСТМ с элементами обрабатываемого материала должно происходить при температурах более низких, чем температуры, характерные для взаимодействия добавки с основой инструментального композита – КНБ.

При выборе добавок в ПСТМ нужно иметь в виду, что их введение не должно снижать физико-механических свойств инструментального композита.

Логично предположить, что в качестве соединений, вступающих в реакцию с элементами обрабатываемых материалов с выделением азота, могут выступать различные нитриды [6]. Анализ гаммы нитридов показал, что такой добавкой может быть нитрид кремния Si_3N_4 .

Методика исследований. В настоящей работе для спекания ПСТМ использовали: – порошки КНБ (марка КМ) различной зернистости от 2/1 до 14/10; – порошок нитрида кремния (производство фирмы «Штарк»: $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$, 4 масс. % $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$, 1 масс. % Si). Нитрид кремния вводился в микропорошок КНБ в количествах от 1,5 до 20 масс. %.

Процесс уплотнения и спекания ПСТМ исследовался для давления 7,7 ГПа, как в зависимости от температуры при фиксированном времени спекания (60 с), так и содержания исходного $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$ при фиксированных времени (60 с) и температуре (1987 °С).

Продукты спекания и взаимодействия инструментального материала с обрабатываемым исследовались методом дифференциального термического (ДТА), рентгеновским, спектральным анализом, электронной микроскопией.

Для моделирования химического взаимодействия в зоне обработки применялись порошки cBN (7/5), Si_3N_4 («Шарк»), Nb, Fe (карбонильное, мелкая фракция), Ni (электролитический), Cr (электролитический), которые смешивались в разных смесях и пропорциях. Исходные смеси компонентов КНБ, Si_3N_4 с металлами нагревались в печи электросопротивления в атмосфере аргона до температур 1375 ± 25 °С. Дифференциальный термический анализ выполнен в установке ВДТА в атмосфере аргона, нагрев проводился в тиглях HfO_2 . Скорость нагрева составляла 70 град/мин. Предельная температура нагрева превышала температуру ликвидуса каждого образца, которую регистрировали во время отсутствия термических эффектов. Нагрев прекращался при 1450 ± 50 °С.

Работоспособность режущего инструмента оценивалась по результатам стойкостных экспериментов на токарно-винторезном станке ФТ-11.

В качестве обрабатываемых материалов использовались труднообрабатываемые сплавы: закаленная сталь ХВГ (50–55 HRC), отбеленный чугу́н (72 HS), никелевые литейные ХН77ТЮР (HV 3,8 ГПа), ВЖЛ-2 (260 HB) и напыленное

покрытие на основе никеля ПГ-10Н-01 (55–58 HRC), твердый сплав группы ВК с $Co > 15\%$.

Для исследования процесса течения использовались проходные резцы CRDPR25×25 с механическим креплением режущих пластин RNMN 070300T, 120300T.

Исследование спекания ПСТМ. Зависимость размера областей когерентного рассеяния (ОКР) КНБ от времени спекания имеет широкий минимум в области 20–50 с, при котором ОКР уменьшаются до 8–10 нм, очевидно, в результате интенсивной пластической деформации, протекающей в структуре в условиях высоких давлений. При более высоких временах спекания наблюдается увеличение размеров ОКР, обусловленное развитием процессов первичной рекристаллизации в сильнодеформированной структуре. Моменту времени процесса 20 с соответствует также и момент достижения максимально плотного состояния керамики, которое остается неизменным при дальнейшем высокотемпературном воздействии. Сопоставление параметров напряженного состояния показывает, что основным фактором, который может привести к упрочнению структуры материала в результате термобарического воздействия при спекании керамики, является барьерный фактор, связанный с упрочняющей ролью границ зерен, как мощных препятствий для движущихся дислокаций.

Установлено также, что процесс спекания КНБ при высоком давлении в присутствии нитрида кремния сопровождается полиморфным превращением $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4 \rightarrow \beta\text{-Si}_3\text{N}_4$. Данное обстоятельство, очевидно, является дополнительным фактором не только способствующим активации процесса спекания, но и свидетельствующим о появлении армирующей компоненты в самой связующей фазе.

Зависимость твердости керамики, полученной спеканием при 7,7 ГПа и 1987 °С шихты состава КМ7/5 + 10 масс. % $\alpha\text{-Si}_3\text{N}_4$, от времени спекания (рис. 1, а) имеет вид кривой с максимумом при 30–50 с процесса. Очевидно, этот максимум соответствует минимуму зависимости размера ОКР КНБ от времени t спекания и, следовательно, обусловлен высоким уровнем дисперсности структурных составляющих керамики, полученной при указанных параметрах термобарического воздействия. Отметим, что измерения твердости проводили на расстоянии 3 мм от их центра на плоской поверхности, т.к. наличие радиального градиента температур в ячейке высокого давления при спекании приводит к существенному изменению свойств полученного образца в зависимости от координаты точки индентирования (рис. 1, б).

Исследование влияния исходного размера зерна КНБ на твердость получаемого ПСТМ не выявило каких-либо существенных корреляций (рис. 1, в), что свидетельствует о преобладающем влиянии тонкой структуры КНБ в полученных образцах на формирование их физико-механических свойств. Вместе с тем, на твердость получаемого композита значительное влияние оказы-

вает содержание активирующей спекание добавки (рис. 1, г), локализованной в структуре в области межзеренных границ в качестве связующей фазы на основе $\beta\text{-Si}_3\text{N}_4$.

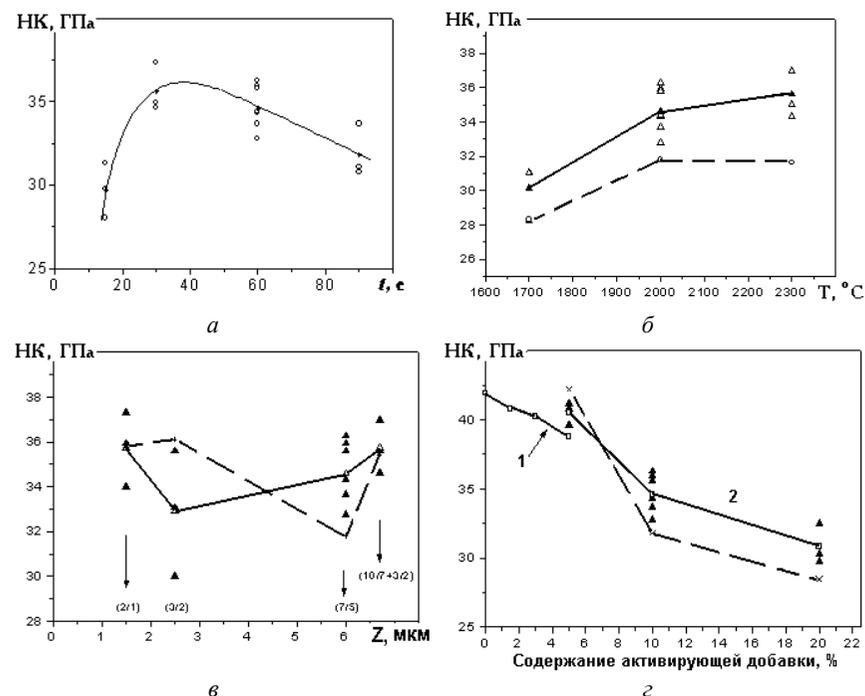


Рисунок 1 – Зависимость твердости по Кнупу ПСТМ: а – от времени спекания шихты состава КМ7/5 + 10 масс. % Si_3N_4 (черные точки соответствуют средним значениям твердости для однотипных образцов); б – от температуры спекания; в – от размера зерна спекаемого микропорошка КНБ; г – от содержания добавки (измерения проведены в центре образца и на удалении 3 мм от него; --- край; - - - центр)

Анализ результатов исследования влияние добавки нитрида кремния и условий спекания микропорошков КНБ на свойства образцов позволил разработать оптимальный технологический вариант получения ПСТМ в системе КНБ- Si_3N_4 , для применения в тяжелых условиях механической обработки. Основные свойства полученного композита приведены в таблице.

Нитрид кремния, локализуясь в структуре композита в области межзеренных границ как соединительная фаза, оказывает влияние на формирование в композите высоких механических свойств.

Таблица – Физико-механические свойства ПСТМ

Характеристика	Величина
Размер спекаемых частиц cBN, мкм	5–10
Плотность, г/см ³	3,45–3,46
Твердость по Виккерсу при нагрузке на индентор 150 Н, ГПа	41,3 ± 2,8
Трещиностойкость (инд. Виккерса, нагрузка 150 Н), МН·м ^{-3/2}	10,2 ± 0,2
Модуль сдвига, ГПа	381
Модуль Юнга, ГПа	859
Модуль всестороннего сжатия, ГПа	384
Коэффициент Пуассона, отн. ед.	0,127

Моделирование химического взаимодействия в зоне обработки. Результаты ДТА-исследования взаимодействия в системах КНБ-металл, Si₃N₄-металл представлены на рис. 2.

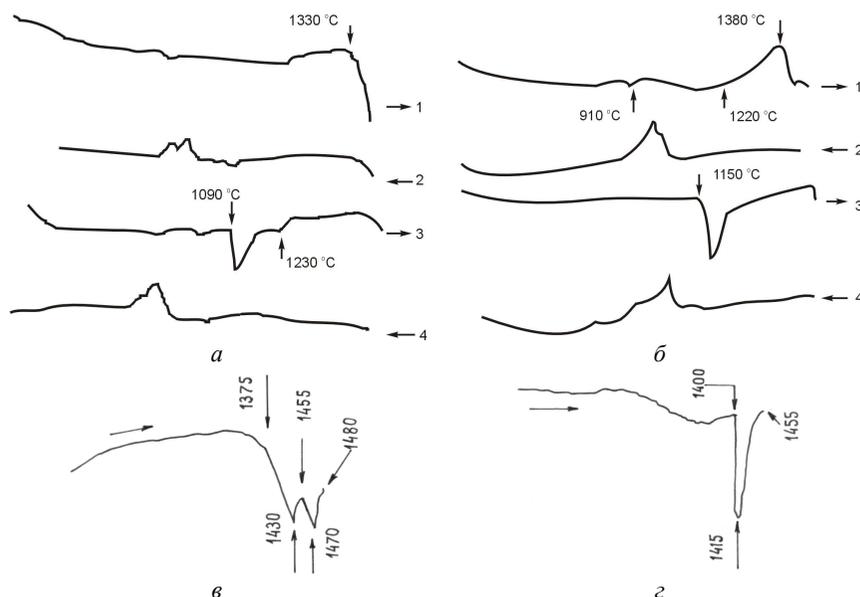


Рисунок 2 – Кривые ДТА смесей Ni-КНБ (а), Fe-КНБ (б), Ni-Si₃N₄ (с), Ni-Cr-Fe-Si₃N₄ (г): 1, 3 – нагрев; 2, 4 – охлаждение; 1, 2 – первый цикл нагрев–охлаждение; 3, 4 – второй цикл нагрев–охлаждение

Контактное плавление при реакциях с никелем и железом на воздухе отмечается при 1090 °С и 1150 °С соответственно. Плавление происходит при втором нагреве. При первом нагреве образуются бориды.

Взаимодействие в двухкомпонентных системах (КНБ-Ni) и (КНБ-Fe) с образованием боридов происходит при 1330 °С и 1380 °С соответственно.

При взаимодействии оксидов Fe₂O₃ и B₂O₃ температура контактного плавления снижается до 835 °С. При наличии в контакте оксидов никеля такой эффект не наблюдается.

Контактное плавление в системах Si₃N₄-Ni, Si₃N₄-Cr наблюдается при температурах 1375–1400 °С и 1630 °С соответственно. В системе Si₃N₄-Fe контактного плавления не выявлено до температуры плавления железа. Взаимодействие в двух- и трехкомпонентных системах Ni-Fe-Si₃N₄ и Ni-Cr-Fe-Si₃N₄ в твердом состоянии связано с образованием двойных низших силицидов, нитридных фаз и тройных соединений. Выделение газа происходит активно при твердофазных реакциях начиная с 1000 °С и интенсифицируется с повышением температуры до 1200 °С. Контактное плавление начинается при 1400 °С.

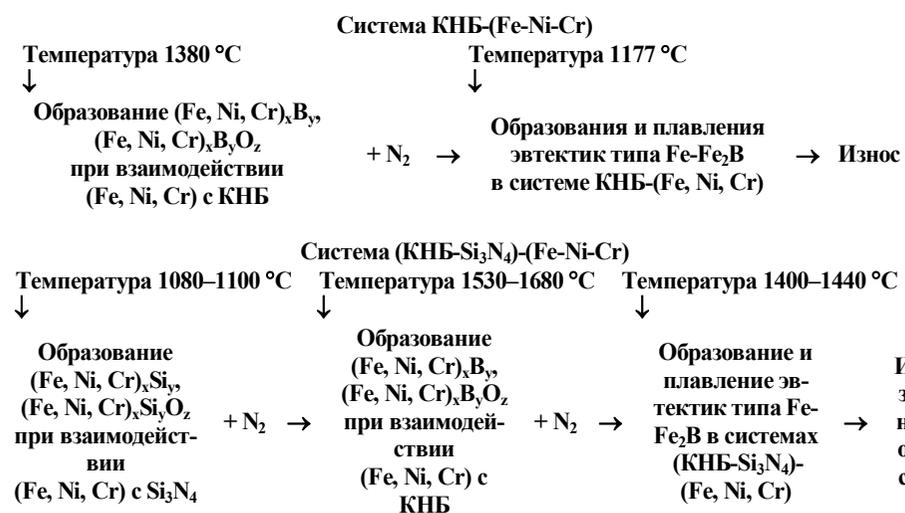


Рисунок 3– Модельная схема влияния химического взаимодействия в зоне резания на износ инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ

Темодинамический анализ химического взаимодействия КНБ с Ni и Fe [7], выполненный с учетом наличия давления в контакте между инструментальным и обрабатываемым материалами 5 ГПа, показал, что введение в контактную зону газообразного продукта взаимодействия (азота) с парциальным давлением 100 Па, повышает температуру взаимодействия на 150–300 °С.

На основании полученных результатов исследований разработана модельная схема влияния химического взаимодействия в зоне резания на износ инструмента, оснащенного ПСТМ КНБ-Si₃N₄, при точении сплавов с Fe, Ni и Cr (рис. 3) [8].

Исследование работоспособности инструмента. Изнашивание инструмента имеет интегральный характер, который обусловлен механическими,

адгезионными, химическими и др. явлениями на контактных поверхностях инструмента. При этом, для изнашивания инструмента с ПСТМ на основе КНБ, повышение температуры образования в зоне резания боридов (оксидов) металлов, которое реализуется за счет введения в систему нитрида Si_3N_4 , и формирование на основе боридов (оксидов) легкоплавких эвтектик, их контактное плавление, имеет принципиальное значение, обеспечивая повышение износостойкости инструмента.

Эксперименты на стойкость показали, что при обработке Ni-сплавов наибольшую износостойкость имеют инструменты, оснащенные ПСТМ с содержанием добавки в количества 2–5 % (рис. 4). Указанному количеству Si_3N_4 отвечает скорость изнашивания режущего инструмента при точении без применения смазочно-охлаждающей жидкости покрытия ПГ-10Н-01 6,7–7,0 мкм/мин, а при точении жаропрочного сплава ХН77ТЮР – 54–68 мкм/мин со скоростями резания 180 м/мин и 270 м/мин соответственно. Близкие результаты получены при точении закаленной стали ХВГ (60–63 HRC) со скоростями резания 150–180 м/мин.

Сравнение показателей точения с охлаждением никелевых сплавов типа ВЖЛ-2 инструментами, оснащенными ПСТМ КНБ- Si_3N_4 и ПСТМ КНБ-(AlN , AlB_{12}), для которого при скоростях резания свыше 120 м/мин характерно интенсивное химическое взаимодействие в зоне резания, показывает, что обработка выполняется со скоростями резания 215–275 м/мин и 120–155 м/мин соответственно, а стойкость инструмента увеличивается в 3 раза.

Внешний вид изношенных резцов с ПСТМ КНБ- Si_3N_4 после точения (рис. 5) свидетельствует о том, что изнашивание инструмента в большинстве случаев обусловлено механическим разрушением материала инструментального композита, за счет усталостно-механического и адгезионного механизмов, а химическое взаимодействие на контактных поверхностях инструмента минимизировано: на неконтактных поверхностях инструмента вблизи изношенных участков нет следов жидкого продукта химического взаимодействия в зоне резания.

При обработке бочки валков из отбеленного чугуна стойкость резцов, оснащенных твердым сплавом ВК60М, керамикой ВОК60, ПСТМ композит 10Д и ПСТМ КНБ- Si_3N_4 , составляет 5, 30, 60, 120 мин соответственно. Инструмент, оснащенный композитом КНБ- Si_3N_4 , позволяет обрабатывать 2–3 валка по бочке и ручьям. Скорость резания – черновая обработка 72 м/мин, чистовая – 86 м/мин. Стойкость резца – 125 мин. В сравнении с керамическим инструментом SN 100 (Германия), который используется для обработки отбеленных чугунов, скорость резания инструментом, оснащенным композитом КНБ- Si_3N_4 , выше в 2,9–3,4 раза.

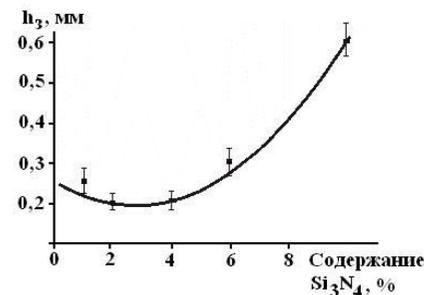


Рисунок 4 – Зависимость износа инструмента от содержания Si_3N_4 в ПСТМ при точении сплава ХН77ТЮР ($v = 250$ м/мин; $S = 0,12$ мм/об; $t = 0,2$ мм)



Рисунок 5 – Вид контактного участка инструмента после точения никелевого сплава типа ВЖЛ-2

Учитывая, что Fe, Ni и Co относятся к одной группе Периодической системы Менделеева, была проведена проверка возможностей инструментов при точении сплавов, которые содержат Co – твердых сплавов группы ВК ($\text{Co} > 15\%$). Инструмент, оснащенный композитом КНБ- Si_3N_4 , позволяет обработать 3 валка из твердого сплава по бочке и по 5 ручьям на каждом валке. Стойкость инструмента до 3-х раз превышает стойкость резцов из композиту 10. Скорость резания – 12–18 м/мин.

Соответственно конфигурационной модели вещества [9] высокие значения статистических весов атомных стабильных конфигураций (СВАСК) sp^3 -конфигурации Si_3N_4 и d^6 -конфигурации Fe обеспечивают низкую адгезионную активность на контактных поверхностях инструмента в процессе резания. Аналогичная картина имеет место для случая обработки сплавов с повышенным содержанием Cr (СВАСК d^5 -конфигурации 73 %), что актуально для инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, для которого хром является адгезионно активным металлом.

Таким образом, использование нитрида кремния в ПСТМ на основе КНБ способствует повышению эффективности режущих инструментов при обработке сталей и сплавов на основе Fe и сплавов с высоким содержанием Cr, за счет уменьшения интенсивности их изнашивания, что связано со снижением интенсивности химического и адгезионного взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов в зоне резания.

Обработка сплавов на основе Ni сопровождается более высоким уровнем адгезионного взаимодействия, что обусловлено низким значением СВАСК d^5 -конфигурации (12 %) никеля. В этом случае повышение эффективности обработки связано с минимизацией интенсивности химического взаимодействия в зоне резания и ростом твердости материала режущего инструмента за счет оптимизации его химического состава и технологии получения.

Заключення. Эффективным направлением повышения работоспособности режущего инструмента с ПСТМ на основе КНБ является изменение состава его рабочего композита за счет введения в него составляющих, которые, без снижения механических свойств материала, минимизируют химическое взаимодействие инструментального и обрабатываемого материалов в зоне резания.

Для оснащения режущего инструмента разработан ПСТМ на основе КНБ, содержащий нитрид кремния. Материал имеет высокие механические свойства, а также обеспечивает формирование в зоне резания азотсодержащей среды, что позволяет обрабатывать детали из труднообрабатываемых сплавов на основе Ni и Fe с высокой скоростью резания.

Список использованной литературы: 1. Инструменты из сверхтвердых материалов / Под ред. Н. В. Новикова. – М.: Машиностроение, 2005. – 555 с.; 2. Высокоскоростная обработка. High Speed Machining (HSM): Справ. – М.: Изд-во «ИТО», 2002. – 32 с.; 3. On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools / S. A. Klimenko, Yu. A. Mukovoz, V. A. Lyashko et al. // Wear. – 1992. – vol. 157. – P. 1–7.; 4. Chapter 1. Cutting Tools of Superhard Materials / S. A. Klimenko, Yu. A. Mukovoz, L. G. Polonsky // Advanced Ceramics Tool for Machining Application-2 / Edit by I. M. Low, X. S. Li. – Switzerland: Trans Tech Publications, 1996. – P. 1–66. 5. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н. В. Новикова. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С. А. Клименко. – 2006. – 316 с. 6. Контактное химическое взаимодействие в системах, содержащих BN, Si₃N₄, Ni, Cr, Fe / О. Г. Кулик, С. А. Клименко, М. Ю. Копейкина и др. // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць (Серія “Г”). – К.: ІНМ НАН України, 2003. – С. 115–127. 7. Turkevich V. Z., Klimenko S. A., Kulik O. G. Thermodynamics of the interaction in the CBN-based tool material-Fe(Ni)system // Transactions. – 1999. – vol. XXVIII, № 2. – P. 8–11. 8. Клименко С. А., Копейкина М. Ю. Концепция повышения износостойкости и производительности инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Зб. наук. праць.– Житомир: ЖДТУ, 2009. – Вип. 6. – С. 120–131. 9. Копейкина М. Ю. Повышение работоспособности лезвийного инструмента при точении труднообрабатываемых сплавов // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Зб. наук. праць.– Житомир: ЖДТУ, 2009. – Вип. 7. – С. 66–75.

Поступила в редколлегию 08.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Instrumenty iz sverhtverdyh materialov / Pod red. N. V. Novikova. – M.: Mashinostroenie, 2005. – 555 s.; 2. Vysokoskorostnaja obrabotka. High Speed Machining (HSM): Sprav. – M.: Izd-vo «ITO», 2002. – 32 s.; 3. On the wear mechanism of cubic boron nitride base cutting tools / S. A. Klimenko, Yu. A. Mukovoz, V. A. Lyashko et al. // Wear. – 1992. – vol. 157. – P. 1–7.; 4. Chapter 1. Cutting Tools of Superhard Materials / S. A. Klimenko, Yu. A. Mukovoz, L. G. Polonsky // Advanced Ceramics Tool for Machining Application-2 / Edit by I. M. Low, X. S. Li. – Switzerland: Trans Tech Publications, 1996. – P. 1–66. 5. Sverhtverdye materialy. Polucheniye i primeneniye: V 6-i t. / Pod obwey red. N. V. Novikova. – K.: ISM im. V.N. Bakulja, IPC «ALKON» NANU, 2006. T. 5: Obrabotka materialov lezviynym instrumentom / Pod red. S. A. Klimenko. – 2006. – 316 s. 6. Kontaktnoe himicheskoe vzaimodejstvie v sistemah, sodержaviv BN, Si₃N₄, Ni, Cr, Fe / O. G. Kulik, S. A. Klimenko, M. Ju. Kopejkina i dr. // Suchasni procesi mehanichnoy obrobki instrumentami z NTM ta jakost' po-verhni de-tal'ej mashin: Zb. nauk. prac' (Se-rija “G”). – K.: INM NAN Ukraïni, 2003. – S. 115–127. 7. Turkevich V. Z., Klimenko S. A., Kulik O. G. Thermodynamics of the interaction in the CBN-based tool material-Fe(Ni)system // Transactions. – 1999. – vol. XXVIII, № 2. – P. 8–11. 8. Klimenko S. A., Kopejkina M. Ju. Koncepcija povysheniya iznoso-stoj-kosti i proizvoditel'nosti instrumenta, osnawennogo PSTM na osnove KNB // Procеси mehanichnoy obrobki v ma-shinobuduvanni: Zb. nauk. prac'– Zhitomir: ZhDTU, 2009. – Vip. 6. – S. 120–131. 9. Kopejkina M. Ju. Povysheniye rabotosposobnosti lezviynogo instrumenta pri tochenii trudnoobrabatyvaemyh splavov // Procеси mehanichnoy obrobki v ma-shinobuduvanni: Zb. nauk. prac'– Zhitomir: ZhDTU, 2009. – Vip. 7. – S. 66–75.

UDK 621.9

K. Kun-Bodnár, J. Kunderák, Prof Dr. Habil., Miskolc, Hungary

APPLICABILITY OF WATERJET CUTTING FOR DIFFERENT MACHINING OPERATIONS

К. КУН-БОДНАР, Я. КУНДРАК

ЗАСТОСУВАННЯ ГІДРОАБРАЗИВНОГО РІЗАННЯ ДЛЯ РІЗНИХ ОПЕРАЦІЙ ОБРОБКИ

Сьогодні гідроабразивне різання не має собі рівних у багатьох аспектах різання й змінило технологію виробництва різних видів виробів. Гідроабразивне різання (АВЖ) може бути використане у швидко переналаджуваних верстатах, розрахованих на кілька видів обробки: фрезерування, точіння й свердління за одну установку, що було продемонстровано на практиці. У наступних розділах альтернативні операції будуть обговорюватися більш докладно. Гідроабразивне різання має гарні шанси для застосування як метод обробки через відмінні характеристики.

Сегодня гидроабразивная резка не имеет себе равных во многих аспектах резания и изменила технологию производства различных видов изделий. Гидроабразивная резка (АВЖ) может быть использована в быстро перенастраиваемых станках, рассчитанных на несколько видов обработки: фрезерование, точение и сверление за одну установку, что было продемонстрировано на практике. В последующих разделах альтернативных операции будут обсуждаться более подробно. Гидроабразивная резка имеет хорошие шансы для применения в качестве метода обработки из-за отличных характеристик.

Today the waterjet is unparalleled in many aspects of cutting and has changed the way of production in the case of many products. The abrasive waterjet (AWJ) may be used for flexible machine tools, capable of multiple operations including cutting, milling, turning and drilling in one setup, has been demonstrated in practice. In the following sections the alternative AWJ operations milling, turning will be discussed in more detail. Because of its excellent properties waterjet has a good chance to be applied as a cutting method.

1. INTRODUCTION

Machining processes include different technologies, from which the cutting technologies have significant importance. The waterjet cutting is a cold cutting process, which does not cause fracture in the material. The main advantage of waterjet cutting is that it is possible to cut a complicated planar curve with which any other technology is not workable, so it is widely used by different industries, such as airplane and automotive manufacturing.

The principle of waterjet cutting is the process during which a high-pressure water column is converted into a high-speed water jet. The obtained high-speed water jet will attack the workpieces and remove material. Two types of waterjet cutting exist today, including plain waterjet and abrasive waterjet cutting. The difference between them is the added abrasive powder in case of the abrasive waterjet

cutting. This additive increases the effect of waterjet erosion. Due to this effect, the range of the machinable materials increases. The great advantage of the waterjet cutting in contrast with other technologies is that this is a cold cutting process. This technology does not cause fracture in the material, and suited to cutting different materials, therefore the application field is wide. The essence of the abrasive waterjet cutting is the erosion process [1]. After passing the nozzle the water has very high speed in the mixing chamber, abrasive powder is mixed to the water and the abrasive water is homogenised in the mixing tube. (Figure 1) Outcoming from the abrasive tube the jet attacks the workpieces and makes the material remove and in the meantime different phenomena take place, like for example plastic deformation or rigid fracture. This phenomenon can be explained with the different types of erosion, rigid and ductile erosion.

Depending on the cutting mechanisms two types of erosion are differed: ductile and rigid erosion. In cutting of ductile erosion material removal is caused by plastic deformation, or ideally by a micro machining mechanism removing small chips while in brittle erosion material removal is accomplished with the help of crack growth and intersection of cracks. Either ductile or rigid the material is, the material removal is accomplished by the result of number of discrete impacts, when small particles erode the surface of the machined material [2].

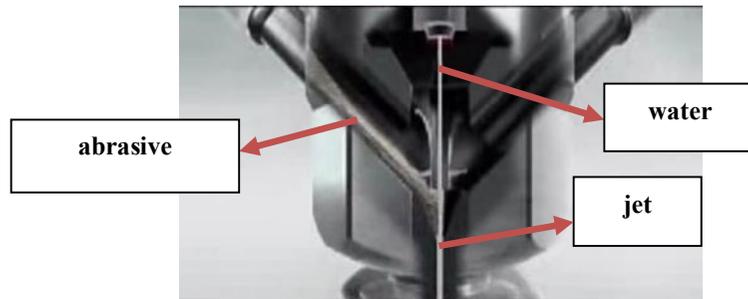


Figure 1 –Abrasive waterjet cutting head

Advantages:

- the cutting does not result in substances harmful to the environment, since it does not use any lubricant and coolant and there is not gas-output
- slag does not occur on the cutting surface
- there is a wide range of the workable materials
- the thickness of the machinable materials can be up to 30 cm
- the loss of material can be minimized due to the small cutting gap (0.03-1.6 mm)

- complex formations can be created
- the temperature does not increase on the cutting surface, so the internal properties of the cut material do not change

Disadvantages:

- accuracy problems
- the short lifetime of the nozzle
- the formation of aqueous vapour
- the splashing water and other materials during the cutting
- the high noise level

The abrasive waterjet cutting is an environment-friendly technology, due to the small loss of material and the non-existing chemical pollution. Moreover, there is no need for any lubricant and other pollutant. Almost all of the materials can be machined by waterjet cutting.

The most important materials, which can be cut by this technology are:

- non-metallic materials: the simple and the reinforced plastics, rubber, leather, paper;
- textile;
- rigid materials: armour-glass, ceramics, rocks, concrete, construction and cladding materials;
- tough materials: coloured metals, ferrous and non ferrous metals at any state of heat treatment;
- soft, combustible materials, plastic foams.

Technological parameters of waterjet cutting

The quality and the accuracy of the abrasive waterjet cutting are determined by numerous factors. The most important are the following:

- the water pressure and flow rate
- traverse feedrate
- the diameter and the geometric accuracy of the water nozzle
- the length and diameter of the abrasive nozzle
- the distance of nozzle to the workpiece
- the type of abrasive powder, the size of particle
- the abrasive mass flow
- the hardness of workable material
- cracks properties
- the thickness of plate

From among these parameters the feedrate, the pressure and the abrasive flow are the easiest and the most common altered configuration parameters to be altered.

2. APPLICATIONS OF ABRASIVE WATERJET MACHINING

Waterjet technology has been advancing rapidly for the past three decades. In mechanical engineering the abrasive waterjet cutting has the most important role from among the waterjet technologies. The versatility of the abrasive water jet in cutting almost any engineering material is a very special feature of this technology.

2.1 Milling with Abrasive Waterjet

Several concepts of milling with abrasive waterjet are developed, such as rotary multiple waterjet head, process parameter variation principle, multi traverse milling, mask milling, discrete milling.

The main difficulty when milling with abrasive waterjets is controlling the depth of the cavity. In conventional milling the depth of cut is geometrically determined by the tool shape and the feed. In case of abrasive waterjet milling there is no direct contact or feedback from the workpiece, the depth of cut being determined by the mechanics of the jet material interactions. An attempt to develop a concept of abrasive waterjet milling that bases on continuously-varying dynamic variables is not successful either. Several authors use the multipass linear-traverse cutting as a milling strategy. This principle is based on the superposition of several kerfs to obtain a cavity of the defined geometry [3].

In order to obtain a precise jet penetration depth, the knowledge about which parameters that control the process is important. A problem inherent in the AWJ process is the sensitivity to disturbances, which tends to impede any attempt to control depth of cut. The disturbances mainly occur as uncontrolled process parameter deviations influencing the efficiency of material removal. Typical process parameters having major influence on the efficiency and quality of an AWJ milling operation include traverse rate, water pressure, abrasive mass flow, abrasive grain size, standoff distance, attack angle, nozzle diameter ratio, mixing tube length.



Figure 2 – Milling with Abrasive Waterjet

The traverse rate is an important parameter in controlling depth of cut as it directly controls the jet-material energy transfer. Abrasive mass flow is a very impor-

tant parameter, not only for determining the efficiency of the milling process regarding material removal rates, but also as a disturbance parameter if there are variations over time during the milling operation. The water pressure is a relatively important factor in influencing depth of cut and surface waviness. This parameter determines the jet power and also increases the energy transfer to the surface [4].

2.2 Turning with Abrasive Waterjet

Turning with waterjets (Figure 3) is similar to turning with a conventional single point tool in a lathe. The workpiece is rotated while the tool is traversed parallel to the axis of rotation and incrementally fed towards the centre of rotation. Jet forces on the workpiece are negligible. To improve the finish of the turned surface the jet traversed back and forth along the component, but without lateral feed.

Figure 4 depicts the pertinent parameters in abrasive waterjet turning. From the geometry of the process, the volume-sweep rate is

$$\dot{V}_s = \frac{\pi}{4} \cdot (d_{wp}^2 - d_T^2) \cdot v. \quad (2.1)$$



Figure 3 – Turning with Waterjet

The volume-sweep rate is the material volume swept by the combined specimen rotation and abrasive waterjet traverse in unit time. In contrast, the true volume-removal rate is

$$\dot{V}_M = \pi \cdot h_T \cdot (d_{wp} - h_T) \cdot v. \quad (2.2)$$

Generally, the volume-removal rate is less than the volume-sweep rate, though in a few exceptional cases (during finish turning) they are equal. The depth of cut, h_T is a function of several process parameters, very similar to simple cutting processes. A third major target parameter in abrasive waterjet turning is the surface quality [6].

J. Kundrač, Prof Dr. Habil., K. Gyáni, Dr. univ.,
I. Deszpoth, Dr. techn., Miskolc, Hungary

PRECISION HARD TURNING OF EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACES BY ROTATION PROCEDURE

Я. КУНДРАК, К. ДЬЯНИ, І. ДЕЗПОТ

ЧИСТОВЕ ТОЧІННЯ ЗАГАРТОВАНИХ ДЕТАЛЕЙ ЗОВНІШНІХ ЦИЛІНДРИЧНИХ ПОВЕРХОНЬ МЕТОДОМ ОБЕРТАННЯ

Точність обробки точінням загартованих сталей і параметри шорсткості циліндричних поверхонь дорівнюють шліфуванню або навіть перевершують його. Проте геометрична форма обробленої поверхні показує значну розбіжність. Зберігаючи надзвичайні економічні переваги точіння загартованих сталей, у новій версії був розроблений метод обертання, що усуває недоліки шорсткості поверхні, що було причиною порушення операції.

Точность обработки точением закаленных сталей и параметры шероховатости цилиндрических поверхностей равна шлифованию или даже превосходит его. Тем не менее, геометрическая форма обработанной поверхности показывает значительное расхождение. Сохраняя чрезвычайные экономические преимущества точения закаленных сталей, в новой версии была разработана метод вращения, который устраняет недостатки шероховатости поверхности, что являлось причиной нарушения операции.

The accuracy of hard turning, the roughness parameters of the turned surfaces are equal to that of grinding or even better. However, the surface topography shows significant divergence. Retaining the extraordinary economic advantages of hard turning, a new version of this procedure has been developed – the rotation turning – which eliminates the deficiencies of the surface topography that cause operation disturbances.

1. INTRODUCTION

By the term “hard turning” the precision finish machining of hardened surfaces is meant by polycrystal cubic boron nitrid (in abbreviation PCBN) tools. The extreme hardness of PCBN tools, similar to that of diamond, makes it possible to finish steel surfaces of up to 65-70 HRC hardness, with IT5-IT6 size accuracy and $Rz=1\div 3 \mu\text{m}$ surface smoothness. In the first 100 years of production engineering, such rather demanding quality was possible to be produced only by grinding procedure. Grinding, however, in its usual, traditional form (wide wheel, small depth of cut) is a more expensive, slower process than the new hard turning. That is why hard turning have spread at record speed for the last 2 to 3 decades and forced the traditional version of grinding back. On a world scale the piece number of components ready machined by hard turning amounts to billions [1]. The main reason for its quick spread was by all means the higher productivity, the smaller manufacturing cost, but the environment friendly character of the procedure was also significant motive power, operating dry, with no coolants or lubricants.

The accuracy of hard turning, the roughness parameters of the turned surfaces are equal to that of grinding or even better. However, the surface topography shows

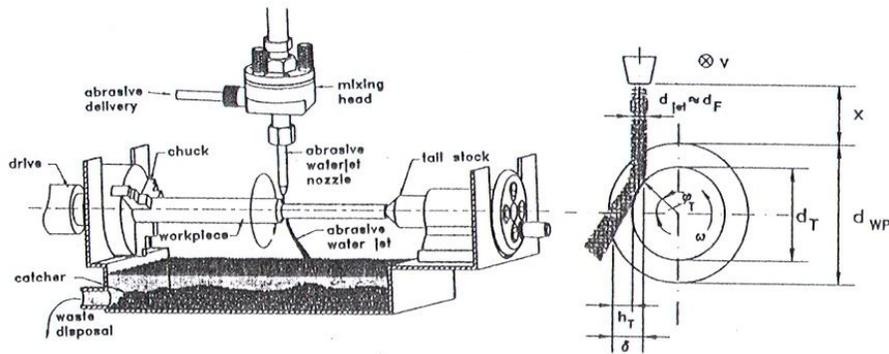


Figure 4 – Principle and geometry of the abrasive waterjet turning [5]

3. THE POSSIBLE TRENDS OF FURTHER PROGRESS IN RESEARCH WORK

The application of water jet for cutting needs further investigation in the machining procedures. As the trends for that the following tasks can be assigned: investigation of the conditions when abrasive waterjet can be applied as a cutting edge; analysis of the kinetic relations of the machining procedures; analysis of the geometrical relations of material removal and its efficiency.

Acknowledgement

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

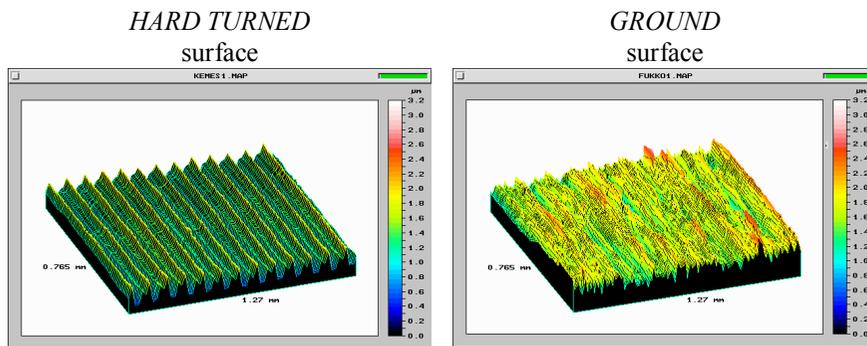
References: 1. R.A.Tikhomirov: **High-pressure jet cutting**, New York, 1992. pp.35-37. 2. Hashish, M.: **The waterjet as a tool**, 14th International conference on Jetting Technology, Brugge, Belgium, 21-23 September 1998, pp.iXX-iXLIV. 3. Maros, Zs.: **Abrasive Water Jet - an Efficient Cutting Tool for Difficult-to-Machine Materials**, 10th International Conference on Tools ICT-200, 6-8 September 2000., Miskolc, Hungary, pp.353-358. 4. Öjmertz, C.: **Alternative AWJ Machining Operations**, Abrasive Water Jet, a view on the future, Associazione Italiana Waterjet, Edited M. Monno, M. Strano 2000, pp.II.3. 5. Ansari A I 1990 **A study on turning with abrasive waterjets**, PhD thesis, Michigan Technol. Univ., Houghton. 6. Momber, A W., Kovacevic, R.: **Principles of Abrasive Water Jet Machining**, 1998. pp.287-306.

Поступила в редколлегию 07.04.2011

significant divergence and the divergent topography causes considerable disturbance on some operating surfaces especially on sealing surfaces while at high speed flow (gas, water) it reduces efficiency. Retaining the extraordinary economic advantages of hard turning, a new version of this procedure has been developed – the rotation turning – which eliminates the deficiencies of the surface topography that cause operation disturbances.

2. THE TOPOGRAPHY OF HARD TURNED SURFACES

By surface topography the shape and pattern of the track of the tool is meant that generates the surface. At present it is a quality-like surface parameter that can be represented by 3D surface analytical technique or by AFM microscope. The turned topography consists of periodical, regularly repeating elements, however, the ground topography actually is a thread surface where the lead of thread is equal to the depth of maximal roughness. It is not suitable for sealing surfaces because on the one hand, the sharp tips damage the sealing material, on the other hand a typical conveyance effect emerges as a result of which oil leaking happens, the quality damaging effect of which is inadmissible (Figure 1).

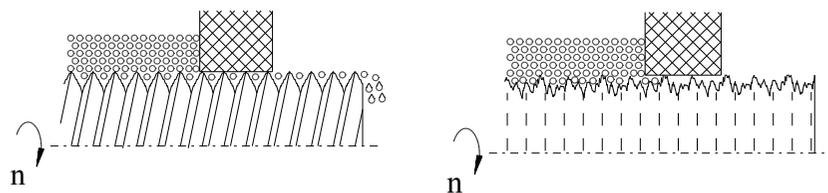


The character of topography

regular, periodical

accidental, random

Result in seal



there is conveyance effect

no conveyance effect

Figure 1 – Periodical and random topography behaviour in mobile seals

This unfavourable effect of hard turning based on traditional, point-like surface creation is completely eliminated by the new version of the procedure: the rotation turning. Rotation turning goes without any feed, its special tool and special kinematics make it possible to machine long surface.

3. KINEMATICS, TOOLS OF ROTATION TURNING AND THE THEORY OF ITS SURFACE CREATION

Rotation turning is a new hard machining procedure defended by a firm related patent, which generates completely smooth, twistfree surfaces [2, 3] keeping all the advantages of hard turning. The main characteristic feature of the procedure is a very slowly rotating PCBN tool with a special form and also that on its cutting edge, along the helix, axial feed emerges as a result of the slow rotation and thus, the whole length can be ready machined (Figure 2).

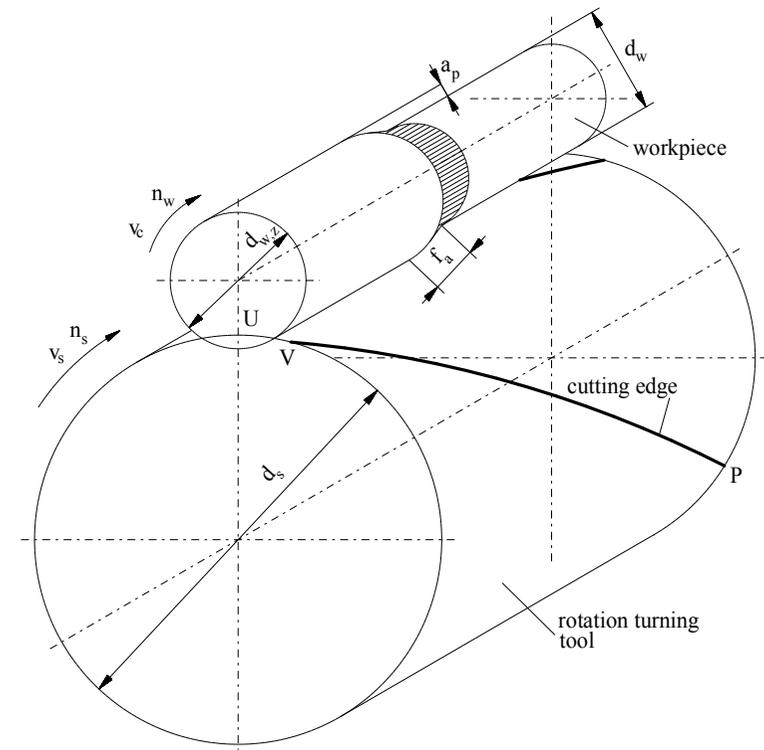


Figure 2 – Theory of material removal in rotation turning

In Figure 2 the clamping of the workpiece and the theoretical tool correspond to reality, but the turned aside position of the tool and the semi-finished state of the workpiece are independent of each other. On the workpiece stopped at half time a_p

depth of cut, f_a axial feed can be interpreted, d_w ready diameter, $d_{w,z}$ prefabrication diameter can be seen, which contains z diameter allowance, and also the hyperbolic transitional surface connecting the two diameters whose width equals to f_a . Cutting speed (v_c) is indicated, which is about 160÷200 m/min so that the optimal conditions of cutting are provided.

Theoretically the body of the tool is of cylindrical shape with d_s diameter, on it there is the PCBN cutting edge with a steep helix. The operating length of the tool edge is the line section marked \overline{PV} in Figure 2. In the figure the tool angle state is in a position having just finished the material removal and its last point indicated V has left the workpiece. The rotation of the tool is very slow, enough only to cut some tenths mm-s of feed indicated f_a in the figure, during one revolution of the quickly rotating workpiece, because of the bevel edge. From the theory of operation it is clear that the tool edge moves along the generatrix lying in the common tangent of the workpiece and the tool, not forming either any furrows or any periodical patterns.

4. MECHANISM OF CHIP FORMATION IN ROTATION TURNING

The basic phases of chip formation are indicated in Figure 3. The tool positioned in the right working state begins to rotate slowly and the starting point of the edge marked P reaches the workpiece (1st edge position). Turning on, b width of chip gradually increases and when P reaches P' position, b also reaches its maximum $\overline{P'V}$ distance.

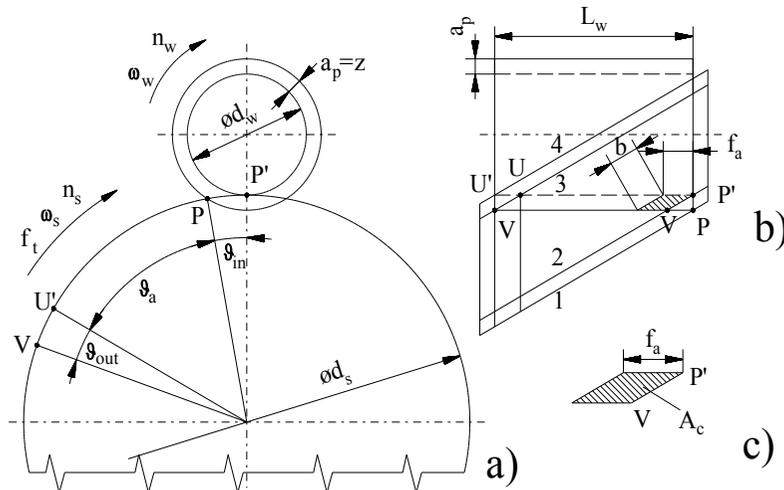


Figure 3 a – motions in plane perpendicular on axle; b – typical positions of tool edge; c – approximate shape of chip cross section

Interpretation of indication:

n_w	rotary speed of workpiece:	1/min
n_s	rotary speed of tool:	1/min
ω_w	angular speed of workpiece:	rad/min
ω_s	angular speed of tool:	rad/min
d_w	diameter of workpiece:	mm
d_s	diameter of tool:	mm
a_p	depth of cut:	mm
f_a	axial feed:	mm/workpiece revolution
f_t	tangential feed:	mm/workpiece revolution
z	allowance in radius:	mm
A_c	chip cross section:	mm ²
θ_{in}	initial angular displacement:	degree
θ_{out}	running out angular displacement:	degree
θ	constant angular displacement:	degree
b	width of chip:	mm
φ	bevel angle of tool edge:	degree

This phase is called initial phase during which the tool turns aside by θ_{in} angle. It is followed by the constant phase when b width of chip is constant (2nd edge position) and this lasts until V point leaves the material (3rd position). From now on b width of chip decreases until U edge point in U' leaves the material (4th edge position). The other size of the chip, h width of chip is varied along the edge, its numerical value can be calculated on the basis of the geometrical and kinematic relationships that are shown in the figure.

In connection with Figure 3 it must be noted that in rotation turning it is not possible to represent the chip form and cross section precisely in the traditional planes of representation. Our aim was only to make the terms and kinetic relations needed later for technological planning clear. An example for the foregoing is $\overline{PP'}$ arc length which is a circular arc according to the projection in a, part of the figure but by the time point P of the tool reaches P' and point P of the workpiece reaches V . Therefore in reality $\overline{PP'}$ is not a circular arc but a space curve from V to P' .

Definition of angular displacement of the tool

To calculate θ_{in} in initial angle $\overline{PP'}$ arc length is needed to be known. As it is very short, $a_p \approx 0.1$ mm or smaller, an approximation is applied: instead of a circular arc a chord is used for calculation. Accordingly:

$$\overline{PP'} = \left(a_p \cdot \frac{d_s \cdot d_w}{d_s + d_w} \right)^{1/2}$$

On the other hand the approximate proportionality exists:

$$\overline{PP'} : d_s \cdot \pi = \theta_{in} : 360$$

$$\vartheta_{in} = \frac{360 \cdot \overline{PP'}}{d_s \cdot \pi}$$

When going out, through the symmetry θ_{out} is the same:

$$\theta_{out} = \theta_{in}$$

To calculate the angular displacement of the constant phase it is needed to know the “lead of thread” of the tool edge (p), and the length of the workpiece to be machined. On the basis of technical literature [4]:

$$\vartheta = \frac{L_w}{p} \cdot 360$$

The p lead of thread according to technical literature [4]:

$$p = d_s \cdot \pi \cdot \operatorname{tg}(90^\circ - \varphi)$$

The relationship between the tool angle displacement and the width of chip is shown in Figure 4. The b width of chip can be calculated on the basis of Figure 3.

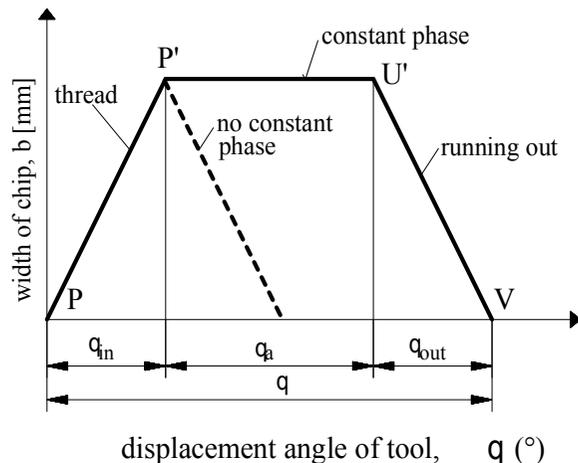
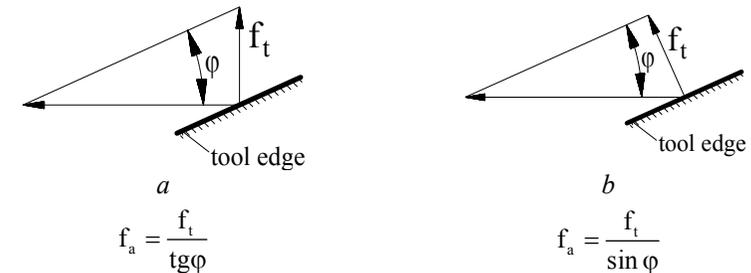


Figure 4 – Change of the width of chip, its phases during the operation of the cutting edge

It is also expedient to note that rotation turning is cutting carried out under ideal circumstances, because in fact orthogonal cutting – in other word free cutting is done. The shape of the chip is ribbon-like whose width is b , its thickness is the order of μm -s.

Defining feed along the axle

The feed along the axle – that falls on one revolution of the workpiece – (in Figure 3: f_a) is calculated from f_t tangential feed. On the basis of technical literature the suggested values of f_t are between 0.14÷0.18 (mm/workpiece revolution). But the data in technical literature can be interpreted in two ways (Figure 5). There is small difference between the two procedures, the smaller φ angle is, the less the difference is. Hereafter the interpretation of figure 5a) is used.



if eq. $\varphi=30^\circ$, and

$f_t=0.18$ mm/ workpiece revolution, then

$f_a=0.32$ mm/workpiece rev.

$f_a=0.36$ mm/workpiece rev.

Figure 5 – Two ways of interpretation of tangential feed a – feed is of the same direction as circumferential velocity; b – feed is perpendicular on circumferential velocity

5. PRACTICAL REALIZATION OF ROTATION TURNING

Rotation turning is suitable not only for machining of external cylindrical surfaces but also of plane and conical surfaces as well as bore holes. A broken interrupted surface is not an obstacle either. Rotation turning as opposed to the expensive grinding has got the following advantages:

- shorter machining times
- dry machining is possible
- smaller investment costs
- higher process security [5]

The procedure, the tools and the needed lathe machine family are J. G. Weisser Werkzeugmaschinenfabrik's patent (St. Georgen, Schwarzwald, Deutschland).

The greatest advantage of this procedure is the creation of twistfree surfaces with very fine surface roughness. As it is experienced up to now the roughness that can be reached is $Rz \leq 4 \mu\text{m}$ and $Ra \leq 0.6 \mu\text{m}$ but it is not rare to reach $Ra \approx 0.2 \mu\text{m}$ either. While the accuracy of the machining is IT5 ISO quality. The parallelism of the generatrices is $\approx 4 \mu\text{m}$, their straightness is $\approx 3 \mu\text{m}$. Besides all these its productivity is higher than that of the hard turning procedures hither to. In Figure 6

the rotation turning of external cylindrical surface is shown with the characteristic cutting data.

The tool material is PCBN, its slant is $\varphi=30\div45^\circ$, the edges needs thoroughful preparation: both the face and flank surface are multiply polished and superfinished. The applied PCBN is of medium CBN content, TiN bonded, with $2\ \mu\text{m}$ grain size and its stability and impact strength make it suitable for broken surfaces too. One solution was that the inserts containing the edges were fixed on a tool head with big diameter (Figure 7) in which there was only a thin slat-like insert made from monolithic PCBN. Thus the cost of the tool is moderate, about five times higher than that of an advanced wiper-insert.

The length of the edges can be maximum 30 mm. If it seems not enough, the tool must give some feed along Z-axis besides rotation to lengthen the constant phase. Lately tools with a so called modular system have been applied, with one insert and can be clapped on a given place of the tool fixture head (Figure 8).

A separate CNC shaft is employed to position and rotate the rotation tools.

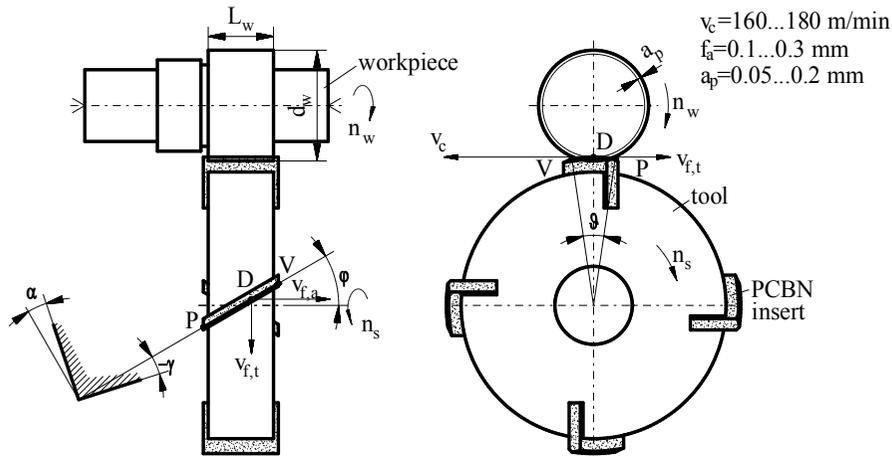


Figure 6 – Rotation turning of an external cylindrical surface



Figure 7 – The tool of rotation turning fixed on a tool head [6]



Figure 8 – Clamping of a modular-like tool with one insert into a revolver head [7]

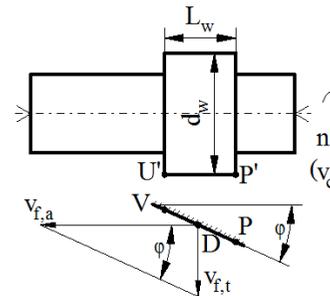
6. TECHNOLOGICAL PLANNING OF ROTATION TURNING

For the precise interpretation of kinematic circumstances and surface creation, a simple case has been worked out for the application of rotation turning. The simple case means that the feed along Z axis is not needed because the edge length spans the workpiece, that is $L_w \leq PV \cdot \cos\varphi$ (Figure 9).

For what follows some data are needed taken from practice and suggestion. These are:

- cutting speed $v_c=180\ \text{m/min}$
- tangential feed $f_t=0.14\div0.18\ \text{mm/workpiece revolution}$
- tool data:
 - tool head diameter $d_s=200\text{mm}$
 - angle of inclination $\varphi=30^\circ$

Knowing the data above each technological parameter can be calculated.



Workpiece data:

Material: 16MnCr5, 62 HRC

$L_w=20\ \text{mm}$

$d_w=60\text{h}5\ \text{mm},$

$Rz=4\ \mu\text{m}$

Allowance: $z=0.2\ \text{mm}$ in diameter

Number of clamps: 1

Figure 9 – Rotation procedure, $L_w \leq PV \cdot \cos\varphi$

Rotary speed of workpiece:
$$n_w = \frac{1000 \cdot v_c}{d_w \cdot \pi} = \frac{1000 \cdot 180}{60 \cdot \pi} = 955\ \text{1/min} \cdot$$

Depth of cut:
$$a_p = z/2 = 0.1\ \text{mm}$$

Tangential feed:
$$f_t = 0.14\ \text{mm/workpiece rev.}$$

Speed of tangential feed: $v_{f,t} = n_w \cdot f_t = 955 \cdot 0.14 = 133.7 \text{ mm/min}$.

Feed along the axle: $f_a = f_t / \operatorname{tg}\varphi = 0.14 / \operatorname{tg}30^\circ = 0.242 \text{ mm/workpiece rev.}$

Speed of feed along the axle: $v_{f,a} = n_w \cdot f_a = 955 \cdot 0.242 = 231.6 \text{ mm/min}$.

Rotary speed of tool: $n_s = \frac{v_{f,t}}{d_s \cdot \pi} = \frac{133.7}{200 \cdot \pi} = 0.212 \text{ 1/min}$

Angular velocity of the tool: $\omega_s = \frac{n_s}{9.55} = \frac{0,212}{9.55} = 0.023 \text{ rad/min}$

Main time of machining: $t_g = \frac{L_w}{v_{f,a}} = \frac{20}{231.6} = 0.086 \text{ minute} \rightarrow 5.2 \text{ secundum}$.

SUMMARY

The technique of surface creation of rotation turning is different from hard turning procedures applied so far. In the new procedure the generatrix of the cylindrical surface is a straight line theoretically as well which is free from feed traces usual in turning or furrows from feed. Thus, on the generated surface there are no periodical topography patterns. The turned surface is suitable for sealing and changing for the more expensive grinding is not necessary. Beyond that the advantage of dry machining is kept and because of the relatively longer feed along the axle its productivity is significantly higher than that of the traditional hard turning.

ACKNOWLEDGEMENT

This paper was prepared by the support of the Hungarian Scientific Research Found, which the authors highly appreciate. The number of assignment is: OTKA K-78482.

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project.

REFERENCES: 1. Karpushewski – Knocke – Hipke: Gear Finishing by Abrasive Processes, *CIRP Annals* 57 (2008); pp.621-640; 2. Weisser JG: Patent von Werkzeugmaschinenfabrik, *St. Georgen, Swarzwald, Deutschland*, 2004. 3. Kummer N, Voght B.: Drallfreies Drehen ersetzt Schleifprozesse; *IDR* 4/2004, pp.2-5; 4. Szabó S.: A rotációs előtolással történő esztergálás vizsgálata, *Oktatási segédlet* (kézirat), ME-GTT, 2009.; 5. Klingauf W: Drehen ohne drall, *Fertigung Jan/Febr. 2005*. pp.16-18.; 6. <http://www.weisser-web.com/index.php?id=21&L=0>; [7] http://www.mas-tools.de/fm/_16/Rotationsdrehen.1020.pdf

Поступила в редколлегию 16.04.2011

UDK 621.9

J. Kundrak, Prof Dr. Habil., L. Raczkovi, Miskolc, Hungary

INVESTIGATION ON WEAR AND TOOL LIFE OF CUTTING TOOLS

*Я. КУНДРАК, Л. РАЦКОВИ
ДОСЛІДЖЕННЯ ЗНОСОСТІЙКОСТІ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ*

Зношування різального інструменту визначає відвід стружки й стійкість інструменту з погляду економічної ефективності різання. Причина в тому, що надтверді інструменти коштують дорого, а оброблені деталі повинні мати строгі параметри відносно точності і якості. Саме тому дослідження цих інструментів має велике значення. Стаття присвячена деяким особливостям кубічного нітриду бора та інструментів, що впливають на визначення терміну служби інструмента.

Ключові слова: зношування інструмента, термін служби інструмента, інтенсивність зношування

Износ режущего инструмента определяет отвод стружки и стойкость инструмента с точки зрения экономической эффективности резания. Причина в том, что сверхтвердые инструменты стоят дорого, а обработанные детали должны иметь строгие параметры в отношении точности и качества. Именно поэтому исследование этих инструментов имеет большое значение. Статья посвящена некоторым особенностям кубического нитрида бора и инструментов, влияющим на определение срока службы инструмента. Ключевые слова: износ инструмента, срок службы инструмента, интенсивность износа

The wear of cutting tools is determinant in chip removal and tool life is in economic efficiency of cutting. The reason is that superhard tools are expensive and surfaces or parts machined by them have to fulfill strict requirements referring to the accuracy and quality. That is why investigation on these tools have a major importance. The paper focuses on some wear feature of CBN tools and on determining of tool life.

Keywords: tool wear, tool life, wear intensity

INTRODUCTION

Hard machining is characteristic of the machining of hardened parts with 50-65 HRC hardness. Owing to superhard tool materials in finish machining hard turning more and more comes into view against grinding. The advantages of hard turning are the higher production flexibility, the higher material removal rate, the higher productivity and through all these, the reduction of costs of manufacturing [1, 2]. Despite the machining that uses no CL at all, the produced part has got good surface integrity and roughness appropriate for precision machining. These advantages however return just in case these tool materials ensure the appropriate shape and dimensional accuracy besides optimal tool life. Therefore several researchers deal with the examination of the wear mechanism of CBN tools. The typical CBN tool wear mechanisms are decisively abrasion as well as adhesion and diffusion wear [3]. Several mathematical models have been created to describe these wear mechanisms [4, 5]. The main wear patterns that can be observed on CBN tools are: decisively flank wear as well as crater wear, edge wear, nose wear, chipping, thermal shock cracks [3]. The observed wear patterns are caused by not only one wear process, but the simultaneous appearance of the above mentioned wear processes.

Flank wear is the most reported wear pattern because it is the determinant wear pattern due to the hardness of workpiece, crystal structure, and the particularity of chip removal, and it is used as a tool life criterion. Since the CBN tools are brittle, microchipping and/or tool breakage are typical, which are caused by the increasingly positive rake angle before tool flank wear reaches the pre-specified flank wear criterion. To better predict the tool life, it is recommended to use the crater-wear depth in addition to the flank-wear width as the tool life criteria [3]. It is necessary to take difference between low content CBN tools (CBN-L) and high content CBN tools (CBN-H) in case of wear examination, and between continuous and interrupted cutting in case of determination of wear rate. Tool materials content 50-75 vol.% CBN grains with ceramic binder are noted as CBN-L and tool materials content ~90 vol.% CBN grains with metallic binder are noted as CBN-H [6]. When researchers tested CBN tool wear several surprising phenomena were observed: CBN-L tool materials gave longer tool life, the rate of wear was smaller and the surface quality was better than CBN-H [7]. This is surprising because CBN-H has greater hardness and fracture toughness than CBN-L. There are many different explanations for these puzzling phenomena. Some researchers suggest the longer tool life of CBN-L is due to greater bonding strength, some propose that the welded layers on the tool flank wear land of CBN-L create a protection effect, and others attribute the lower thermal conductivity of CBN-L to the softening of workpieces in the shear zone [7]. Chou et al. have done experiments comparing flank wear land between BZN6000 (CBN-H) and BZN8100 (CBN-L) tool materials in case of machining hardened steels [7]. Chou et al. based on scanning electron micrographs explained that the greater wear resistance of low BN content tools is caused by a transferred layer on the flank wear land. For low BN content tool the transferred layer is smooth and uniform, while the transferred layer on high content BN tools is rough, striated. This is caused by hard wear debris during abrasion and plucked out CBN particles from the tool itself [7]. Many hard machining operations involve interrupted cutting conditions such as gear facing, and spline shaft turning. In these cases the interrupted path of cutting and the high density of load changes make the tool wear more intense [8]. Despite the increased applications, few researchers dealt with the examination of the process. The initial researches focused on brittle fracture and sudden tool failure. Today the tool entry and exit angles, cut and non cut time ratio, thermal cracking, thermal shock cracking and cutting edge effect are examined [8]. Naikai et al. [9] tested various low CBN content tools in interrupted turning of hardened steels and concluded that CBN tools with smaller grain sizes have better wear resistance in interrupted hard turning. This trend is a result of increased hardness and transverse rupture strength by finer CBN grains. Dewes és Aspinwall [10] tested various CBN tools in milling hardened steels. It was reported that CBN-H performed better than CBN-L at high speed range, while at lower speed CBN-L had longer tool life. In addition, it was observed that chipping was a dominant wear mode.

1. EXPERIMENTS TO DETERMINE THE EXTENT OF WEAR

In recent years a lot of new information on hard turning enriched the technical literature [1, 2]. However, to make this advanced finish machining widespread,

further examinations are needed. So, besides the wear mechanisms and their forms of appearance, one of them is the study of the wear intensity of cutting tools to describe the tool life as accurately as possible. Determining the tool life is important for economic analysis and the planning of the technological process of parts alike. We did cutting experiments for hard machining, specifically boring. We chose internal cylindrical surfaces because machining of bores is almost as frequent as that of external surfaces and the tool wear is characterized by more intensive processes than in machining external surfaces. When producing these surfaces, because of their more difficult machining, earlier it was accepted to make concessions for accuracy, surface quality and economic requirements (and/or expectations) as regards to external cylindrical surfaces. These differences are narrowing because of the quality expectations of the product and the economy of production. The other aspect was that in machining holes the chip removal is characterized by more intense processes than in external surface machining. The effect of bore diameter was analysed because due to the geometrical and kinematic relations of chip removal, besides the cutting parameters, the bore diameter also affects the chip removal process [11]. During the experiments we machined internal cylindrical surfaces with different bore diameters with high CBN content tools and determined the relations with which the wear can be characterized.

2. CUTTING EXPERIMENTS

We did the experiments with two CBN tools having different quality and the same tool edge geometry (CBN 1 and CBN 2, the CBN 2 tool's grain size is smaller than 1 μm), with constant feed rate and depth of cut value, with different cutting speeds, while the bore diameter changes were studied. The cutting conditions were as follows:

- cutting tools: CBN 1 and CBN 2,
- tool edge geometry: $\gamma=-5^\circ$; $\alpha=\alpha'=15^\circ$; $\lambda_s=0^\circ$; $\kappa_r=45^\circ$; $\kappa'_{r1}=2^\circ$; $\kappa'_{r2}=15^\circ$; $b_e=0.3\text{mm}$,
- workpiece: hardened bearing steel: 100Cr6 HRC 62 \pm 2,
- the examined range of the diameter of workpiece: $d=45-100\text{ mm}$,
- machine tool: E400-1000 universal turning lathe,
- cutting parameters: $f=0.075\text{ mm/rev}$; depth of cut : $a_p=0.1\text{mm}$,
- cutting speed: $v_c=11-120\text{ m/min}$,
- wear criterion: $VB=0.4\text{ mm}$.

CBN tools wear primarily on the flank surface, and the extent of this wear determines the tool life. The 0.4 mm of dimension of this wear was chosen as tool life criterion. The CBN cutting tools until such value of wear can retain their good cutting ability, the increase of cutting force is insignificant, the roughness of the machined surface is not appreciably worse [11, 12].

During the experiments, we found that the protect layer and metal buildup which appear on the rake face of the tool have a significant impact on the working ability of the tool and they are a phenomenon determining the cutting process basically [12].

3 EVALUATION OF RESULTS

3.1 DETERMINATION OF WEAR INTENSITY

Based on the results of the experiments the wear intensity of tools was determined. The wear intensity was determined at different cutting speeds from the cutting length values which belonged to a 0.4 mm value of flank wear.

If the wear is counted for a unit of the cutting length one gets the wear intensity (k) [13]. According to this:

$$k = \frac{VB}{L} \quad (1)$$

where:

- k= wear intensity, $\mu\text{m}/10^3 \text{ m}$
- VB= flank wear, mm
- L=cutting length, m

The cutting length was determined using

$$L = \frac{C_{T1}}{v_c^2 + C_{T2} \cdot v_c + C_{T3}} \quad (2)$$

relation [14, 15].

The constants were determined by [12].

3.2 CALCULATED RESULTS

The wear intensity and the calculated constants of relation (1) are summarized in Tables 1-3. Figure 1 shows the cutting length. In function of cutting speed, the exact description of cutting length can be determined by equation (2). Figure 2 shows the changing of wear intensity in function of cutting speed.

Table 1 – Wear intensity (CBN 1 tool)

d mm	f mm/rev	a _p mm	v _c , m/min								
			11	20	29	40	50	68	92	105	120
			k $\mu\text{m}/10^3 \text{ m}$								
45	0.075	0.1	146	101	66	48	51	89	242	365	481
75			121	90	64	44	38	52	125	186	283
100			110	85	62	43	33	37	84	130	185

Table 2 – Wear intensity (CBN 2 tool)

d mm	f mm/rev	a _p mm	v _c , m/min								
			11	20	29	40	50	68	92	105	120
			k $\mu\text{m}/10^3 \text{ m}$								
45	0.075	0.1	302	168	87	63	109	366	1034	1561	2310
75			222	129	72	43	61	183	542	831	1242
100			175	111	66	38	43	123	366	537	846

Table 3 – The constants of tool life equation

d mm	f mm/rev	a _p mm	CBN 1			CBN 2		
			C _{T1}	C _{T2}	C _{T3}	C _{T1}	C _{T2}	C _{T3}
45	0.075	0.1	4.42·10 ⁶	-88.3	2463	1.26·10 ⁶	-76.0	1635
75			7.67·10 ⁶	-103.2	3382	2.08·10 ⁶	-82.2	1923
100			10.37·10 ⁶	-113.0	4019	2.97·10 ⁶	-86.6	2148

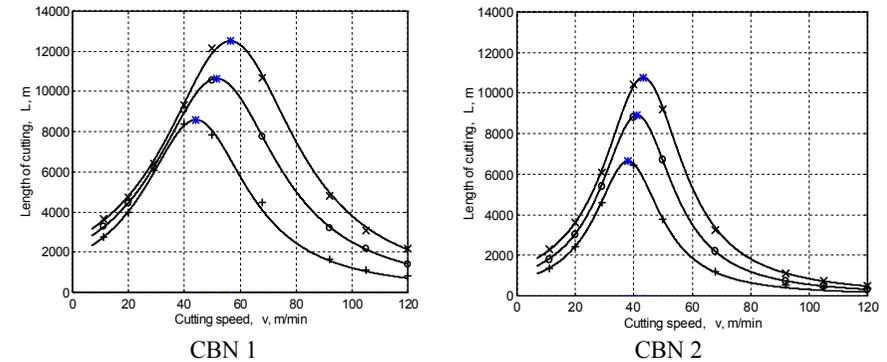


Figure 1 – The cutting length at different workpiece diameters +: d=45 mm; o: d=75 mm; x: d=100 mm (f=0.075 mm/rev.; a_p=0.1 mm; VB=0.4 mm)

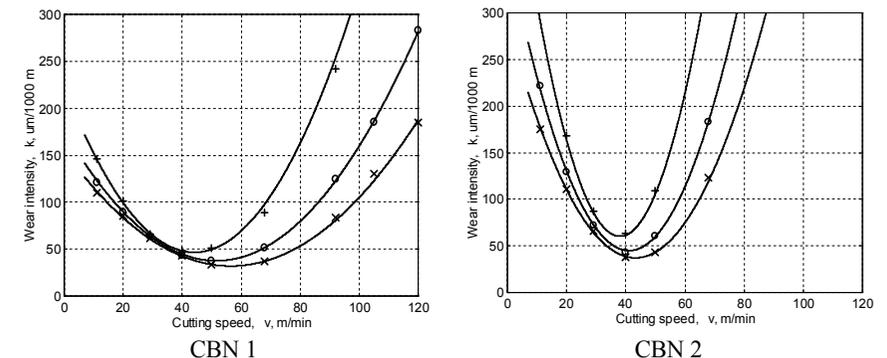


Figure 2 – Changing of wear intensity in function of cutting speed at different bore diameters +: d=45 mm; o: d=75 mm; x: d=100 mm (f=0.075 mm/rev.; a_p=0.1 mm; VB=0.4 mm)

It can be established from the representation of wear intensity that with the increase of the value of cutting speed, the wear intensity decreases first, reaches a minimum value and then starts to increase. Beside relatively great feed rate in case of CBN 2 tool the wear intensity is smaller in a narrow range. It concerns both the ranges of cutting speed and the ranges of workpiece diameter. Increasing the diameter from 45 mm to 100 mm in case of tools CBN 1 and CBN 2, the maximum value of the cutting length increases by 30 %. Analysing Figure 1 and Figure 2 we can state that in case of different workpiece diameters the character of curves does

not change in function of cutting speed. Because of the greater chip deformation and thermal stress, with the decrease of the workpiece diameter, the wear intensity increases and the maximal cutting length together with its cutting speed decrease. The hard turning experiments applied for finish bore machining verify that the CBN cutting tools are characterized by long tool life. Performing the wear and tool life experiments in the usual way, with the suggested and in practice easily applicable relations the tool life path and the values of wear fluctuation can be determined.

4 CONCLUSIONS

The experiments were done with CBN tools (CBN1 and CBN2) with the same tool edge geometry and constant feed rate and depth of cut while we studied the effect of bore diameter at different cutting speeds. Because of the greater chip deformation and thermal stress, with the decrease of the workpiece diameter the intensity of wear increases while the maximal cutting length and its cutting speed are decrease.

When choosing the technological data attention must be paid that the optimal parameters can be reached in a relatively narrow range of cutting speed, and the recommended cutting speed values significantly depend on the values of feed rate, depth of cut as well as the machined workpiece diameter. With the correct choice of cutting parameters the economy of chip removal can be increased significantly.

Acknowledgement

The described work was carried out as part of the TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 project.

REFERENCES: 1. Tönshoff, H. K.; Arendt, C.; Ben Amor, R.. Cutting of hardened steel, Annals of the CIRP, Vol.49/2/2000 pp. 547-566. 2. Klocke F. Brinksmeier E., Weinert K.: Capability Profile of Hard Cutting and Grinding Processes, Annals of the CIRP Vol. 54/2 (2005) pp. 557-580. 3. Y. Huang, Y. K. Chou, S.Y.Liang: CBN tool wear in hard turning: a survey on research progresses. Int J Adv Manuf Technol (2007) 35:443-453 DOI 10.1007/s00170-006-0737-6. 4. Y. Huang, S.Y. Liang: Modelling of CBN tool crater wear in finish hard turning. Int. Adv Manuf Technol (2004) 24: 632-639. 5. Y. Huang, S.Y.Liang: Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning. Transactions of the ASME Vol. 126, February 2004 p 98-106. 6. Davies, M.A., Chou, Y., Evans, C.J.: On Chip Morphology, Tool Wear and Cutting Mechanics in Finish Hard Turning. Annals of the CIRP Vol. 45/1/1996 pp.77-82. 7. Y. K. Chou, C.J.Evans, M.M.Barash: Experimental investigation on CBN turning of hardened AISI 52100 steel. J. of Mat. Proc. Technology 124 (2002) pp.274-283. 8. Y. Kevin Chou, Chris J. Evans: Cubic boron nitride tool wear in interrupted hard turning. Wear 225-229 1999, pp 234-245. 9. T. Naikai, S. Nakatani, K. Tomita, M. Goto: Hard turning by PCBN, Conference of Superabrasive, Chichago, IL, June 12-14, 1991, pp.61-75. 10. R. C. Dewes, D. K. Aspinwall: The use of high speed machining for the manufacture of hardened steel dies, Transactions of NAMRI/SME 24 (1996) 21-26. 11. Kunderák J.: Validity of tool life equation when cutting with CBN tools. Proc. on the microCAD'97 International Computer Science Conference, Miskolc, Hungary, pp.97-100, 1997. 12. Kunderák J.: Results of research on the field of cutting with CBN tools. Proc. on the 2nd International Conference on Development of Metal Cutting, Košice, Slovakia, 1998, pp.H6-H11. 13. Horváth M.: Alkatrészgyártási folyamatok automatizált tervezése. / MTA SZTAKI tanulmányok 169/1985. Budapest, 205.p. 14. Mamalis AG, Kunderak J, Horvath M.: On a novel tool life relation for precision cutting tools, JOURNAL OF MANUFACTURING SCIENCE AND ENGINEERING - TRANSACTIONS OF THE ASME 127 (2): 328-332 may 2005. 15. Mamalis AG, Kunderak J, Horvath M.: Wear and tool life of CBN cutting tools, INTERNATIONAL JOURNAL OF ADVANCED MANUFACTURING TECHNOLOGY 20 (7): 475-479 2002.

Поступила в редколлегию 14.04.2011

УДК 621.923

В.И. Лавриненко, д-р техн. наук, Киев, Украина
В.Ю. Солод, канд. техн. наук, Днепродзержинск, Украина,
Ю.И. Никитин, канд. техн. наук, И.В. Лещук, канд. техн. наук,
Б.В. Сытник, В.Г. Полторацкий, А.А. Девицкий, В.А. Скрыбин, Киев, Украина

ОСОБЕННОСТИ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ ИЗ СТМ С ОПОРНЫМИ ЭЛЕМЕНТАМИ В РАБОЧЕМ СЛОЕ

Досліджений вплив природи та розмірів опорних елементів з компактів КМ і мінеральних зернистих концентратів у робочому шарі круга на формування параметрів шорсткості і профілю мікронерівностей оброблюваної поверхні стосовно процесів шліфування сталі Р6М5 і твердого сплаву Т15К6.

Исследовано влияние природы и размеров опорных элементов из компактов КМ и минеральных зернистых концентратов в рабочем слое круга на формирование параметров шероховатости и профиля микронеровностей обрабатываемой поверхности применительно к процессам шлифования стали Р6М5 и твердого сплава Т15К6.

V.I. LAVRINENKO, V.JU.SOLOD, JU.I. NIKITIN, I.V. LEWUK, B.V. SYTNIK, V.G. POLTORACKIJ, A.A. DEVICKIJ, V.A. SKRJABIN
FEATURES OF THE PROCESSED SURFACE ROUGHNESS AT GRINDING BY CIRCLES FROM ULTRA-HARD MATERIAL WITH BASIC ELEMENTS IN THE WORKING LAYER

The paper focuses on the influence of nature and sizes of support units made of compacts KM and mineral grainy concentrates in the working layer of a circle upon the parameters of roughness as well as profile of microroughness of the treated surface in respect to the processes of grinding steel P6M5 and hard alloy T15K6.

Ранее [1, 2] нами были показаны особенности применения кругов из СТМ с введением опорных элементов в рабочий слой круга. В этом случае основное направление работ было ориентировано на то, что для обеспечения новых свойств рабочего слоя круга необходимо изменять не состав связующего, а применять стандартные, применительно к конкретным условиям обработки, связующие и, при этом, часть зерен СТМ заменять на так называемые „опорные элементы”, основной функцией которых и должно быть усиление самого слабого звена рабочей поверхности круга, а именно, связующего. Это фактически разработка абразивного инструмента с дискретным режущим слоем, в котором находятся режущие зерна и функциональные опорные твердые включения. В работе [1] нами приведены исследования, когда в рабочем слое круга чередуются режущие зерна и опорные элементы из сверхтвердых материалов функционального назначения. В работе [2] изложены исследования, когда в рабочий слой круга введены в качестве опорных элементов минеральные зернистые концентраты. Целью данной работы являлось исследование особенностей шероховатости обработанной поверхности при шлифова-

нии кругами из СТМ с наличием различных опорных элементов в рабочем слое и поиску общих закономерностей.

Исследования процесса шлифования инструментальных материалов кругами из СТМ производили на стенде, созданном на базе модернизированного универсально-заточного станка модели 3В642. Шероховатость обрабатываемых поверхностей контролировалась с помощью профилометра-профилографа модели SurfTest SJ-201 фирмы Mitutoyo (Япония) и оценивалась по следующим параметрам: среднего арифметического отклонения профиля микронеровностей, Ra , мкм; максимальной высоты микронеровностей, $Rmax$, мкм; среднего шага микронеровностей по базовой линии, Sm , мкм и показателям опорной кривой профиля микронеровностей.

Укажем, что одним из важнейших геометрических параметров, который определяет качество детали, является шероховатость ее поверхностей. Наиболее распространенным и используемым в научной и технической литературе показателем шероховатости поверхности является показатель Ra . При этом, опыт промышленной эксплуатации изделий [3] свидетельствует о том, что для различных условий их эксплуатации необходимо контролировать не один, а несколько параметров шероховатости: для поверхностей, которые испытывают контактные напряжения – Ra и t_p ; для прессовых соединений – Ra ; для поверхностей изделий подверженным переменным нагрузкам – $Rmax$, Sm и *направление неровностей*; для поверхностей, которые создают герметичные соединения – Ra и t_p .

На первом этапе этой работы нами было рассмотрено формирование параметров шероховатости и относительной опорной поверхности профиля микронеровностей обрабатываемой поверхности t_p применительно к процессам шлифования быстрорежущей стали Р6М5 кругами с КНБ, причем их рабочий слой состоял исключительно из компактов микропорошков КНБ, которые далее нами рассматривались как опорные элементы. Исследовались эксплуатационные характеристики кругов с зернистостями компактов 630/500, 250/200 и 160/125 поскольку важно было выяснить влияние самих компактов на формирование шероховатости обработанной поверхности. Общие результаты исследований представлены в табл. 1.

Таблица 1 – Результаты исследований эксплуатационных характеристик кругов при производительности обработки в $120 \text{ мм}^3/\text{мин}$ со шлифпорошками на основе компактов микропорошков

Характеристика КНБ	Эффективная мощность шлифования, кВт	Максимальная высота микронеровностей, $Rmax$, мкм	Шероховатость по Ra , мкм
К 630/500	0,4	3,11	0,44
К 250/200	0,3	3,19	0,37
К 160/125	0,1	5,49	0,46

Как видно из табл. 1, снижение зернистости компактов в кругах в 4 раза фактически не влияет на шероховатость обработанной поверхности по параметру Ra . Вместе с тем, наблюдается определенная разница в значениях параметра $Rmax$. Анализ характерного профиля микрорельефа позволяет сделать вывод о том, что со снижением зернистости компактов происходит образование так называемых «карманов». Если при зернистости 630/500 наблюдается более-менее равномерный профиль микрорельефа, то для зернистости 160/125 характерным является профиль микрорельефа со своеобразными «карманами». Это мы можем наблюдать и по изменению характера кривой относительной опорной длины профиля (рис. 1). Видно, что при зернистости в 160/125 (рис. 1, а) материал больше заполняет верхнюю часть микропрофиля, а вот при зернистости в 630/500 (рис. 1, б) он распределен как бы более равномерно, как в верхней, так и нижней части шероховатого слоя.

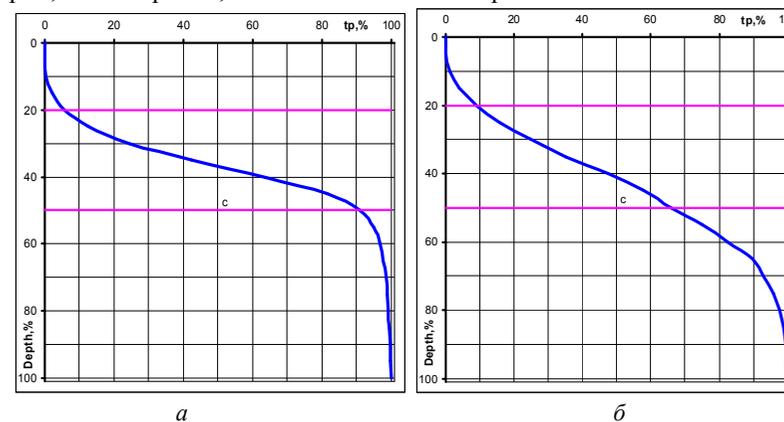


Рисунок 1 – Относительная опорная длина профиля (а – для зернистости компактов 160/125; б – для зернистости 630/500)

Зависимости относительной опорной долины профиля t_{20} и t_{50} в сечениях, соответствующих 20% и 50% высоты профиля, от зернистости компактов представлены на рис. 2.

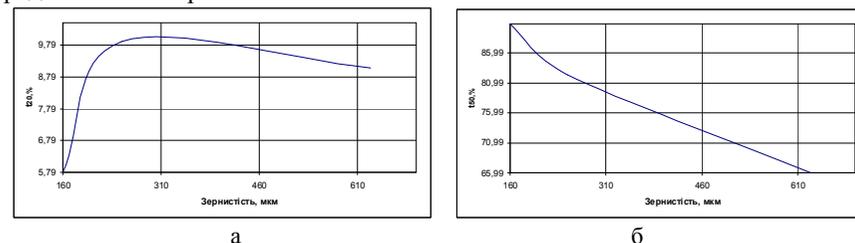


Рисунок 2 – Зависимость показателей опорной длины профиля от зернистости компактов (а – t_{20} ; б – t_{50})

Из рис. 2 видно, что со снижением зернистости (с 630/500 до 160/125) t_{50} возрастает, а вот t_{20} удерживаясь постоянным, после зернистости в 250 мкм (особенно в 160/125) резко снижается. То есть на такой зернистости происходит повышение несущей способности микронеровностей обрабатываемой поверхности и именно в этой области и зафиксировано появление на профиле микрорельефа поверхности упомянутых выше «карманов».



Рисунок 3 – Пример корреляционной связи между высотным параметром Ra и шагом микронеровностей Sm для компактов микропорошков

Дополнительный вывод, который следует из изложенного, состоит в том, что на наш взгляд, тут действует особый механизм изнашивания зерен компактов микропорошков КНБ. Преимущественно они изнашиваются в значительной мере не сколами, а как бы послойно, из-за повышенного содержания в них гексагонального нитрида бора, поэтому режущая способность зерна не возобновляется, возрастает контакт площадки скользящего зерна по обрабатываемой поверхности. Косвенным подтверждением гипотезы о послойной изнашиваемости зерен должна быть небольшая разница в величинах шероховатости, при достаточно ошутимом различии в величинах зернистостей, что мы и видим из табл. 1. Анализ связи между показателем шероховатости Ra и шагом неровностей Sm (рис. 3) четко выявил, что в качестве опорных элементов в рабочем слое кругов следует использовать преимущественно зернистость компактов в 160/125, поскольку на других зернистостях, которые проявили себя неработоспособными в кругах наблюдается повышение значений шага неровностей. При этом, даже напрашивается вывод о том, что повышение (до 630/500), как и снижение (125/100) зернистости эффекта не приносит. Наиболее работоспособной оказалась зернистость компактов – 160/125. Вместе с тем, из данных по шероховатости возможно сделать вывод о том, что в определенной степени тут имеет значение то, что в зернистости 160/125 (в общем объеме навески) были зерна, которые в какой-то мере были ближе к стандартным зернам КНБ, чем к компактам, что им и давало возможность удерживать режущую способность круга.

Выше мы рассмотрели особенности использования компактов СТМ в виде опорных элементов, вместе с тем в Украине есть природное минеральное сырье в виде минеральных зернистых концентратов, которое могло бы быть рассмотрено в виде опорных элементов. К такому сырью, потенциально обладающему абразивными свойствами, относятся титано-цирконовые минералы и кварц – продукты переработки титано-цирконовой руды на Вольногорском горно-металлургическом комбинате Днепропетровской области Украины. В последнее время значительно увеличено извлечение и повышено качество концентратов: рутилового, ставролитового, ильменитового, цирконового, кварцевого и дистен-силлиманитового, которые пользуются большим спросом в Украине и за рубежом, в частности в России. Основной состав и некоторые физико-механические характеристики минеральных концентратов применительно к их зернистости в 160/125 приведены в табл. 2.

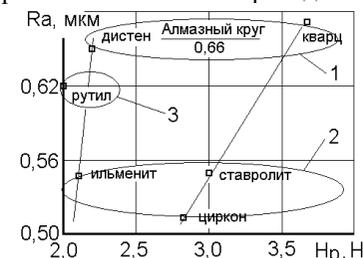


Рисунок 4 – Шероховатость обработанной поверхности твердого сплава Т15К6 при его шлифовании с производительностью 500 мм³/мин при использовании алмазных шлифовальных кругов с введением зернистых концентратов.

В целом зернистые концентраты имеют скругленную овальную форму со значением коэффициента формы для всех порошков в пределах от 1,35 до 1,46, а это свидетельствует о том, что такие порошки, хотя они и имеют прочность где-то на уровне зерен шлифпорошков из эльбора марки ЛЮ, применять для съема обрабатываемого материала нецелесообразно, а вот использовать их в качестве опорных элементов вполне реально.

Рассмотрим теперь поведение шероховатости обработанной поверхности при обработке кругами с различными концентратами. Учитывая их овализованную форму (см. табл. 2), логичным было бы предположить, что шероховатость обработанной поверхности будет ниже. Для проверки этого предположения были изготовлены 4 шлифовальных круга 12А2-45° 100x5x3x32-100/80–В2-01–100 с содержанием в рабочем слое соответственно: кубонита КР, кварца, циркона и ставролита. Исследования проведенные при шлифовании стали Р6М5 показали, что при производительности обработки в 100 мм³/мин шероховатость обработанной поверхности по параметру Ra достигается : кругом из кубонита в 0,24...0,25 мкм, кварца – 0,21...0,23 мкм, циркона – 0,16...0,18 мкм, ставролита – 0,11...0,13 мкм.

Таблица 2 – Физико-механические характеристики минеральных зернистых концентратов

Концентрат	Общий вид	Характеристики		
		Твердость по Моосу	Плотность г/см ³	Разрушающая нагрузка, Н
Рутиловый (TiO ₂)		6,0	4,15...4,30	2,0
Ильмени-товый (Fe ₂ O ₃ ·TiO ₂)		5,5...6,5	4,12...4,17	2,1
Дистен-силлиманитовый Al ₂ [SiO ₄]O		5,5...7,0	3,20...3,50	2,2
Цирконовый Zr[SiO ₄]		7,5	4,50...4,65	2,8
Ставроли-товый (Fe ₂ Al ₉ [SiO ₄]O ₇ (OH))		7,5	3,60...3,75	3,0
Кварцевый (SiO ₂)		7,25	2,65	3,7

Видно, что только круги из ставролита и циркона ощутимо снижают шероховатость, в отличие от наиболее твердого концентрата – кварца, где шероховатость на уровне кругов из кубонита. Укажем также, что дальнейшее повышение производительности приводит к прижогам при использовании кругов из концентратов, даже кварца, поэтому прямое использование таких материалов в качестве абразивных нецелесообразно, а как мы и указывали выше, их нужно использовать для частичной замены зерен СТМ и, именно в качестве опорных элементов, что нами и было реализовано в алмазных кругах, а данные по шероховатости приведены на рис. 4. Анализ рис. 4 позволяет сделать ряд выводов.

Здесь мы видим три группы, причем как для группы малопрочных (ильменит–дистен), так и для группы средней прочности (циркон–ставролит) концентратов наблюдается тенденция, когда с повышением прочности шероховатость растет. Укажем, что кварц логично вписывается в эту тенденцию, что подтверждается и изложенными нами выше данными по шероховатости в сравнении с кругами из кубонита, а вот совсем не вписывается рутил, который имеет повышенные значения параметра *Ra*. Теперь внимательно рассмотрев данные по шероховатости, представленные на рис. 4, мы можем выделить три группы концентратов: 1-я группа – дистен, кварц и чисто алмазный круг (*Ra* в диапазоне 0,65...0,67), 2-я группа – ильменит, ставролит и циркон (*Ra* в диапазоне 0,51...0,55) и промежуточная третья группа (*Ra* 0,62) – опять же рутил. Объяснение такому несколько неожиданному поведению рутила следует, по нашему мнению, искать в том, что именно рутил из всех рассмотренных концентратов является наиболее применимым для использования в виде опорных элементов. Как подтверждение этому мы можем привести данные по формированию микрогеометрии шероховатого слоя после обработки алмазным кругом с содержанием рутила (рис. 5,а) и например, ильменита (рис. 5,б). Профилограмма поверхности после шлифования стандартными алмазными кругами и кругами с частичной заменой на зернистые концентраты, кроме рутила, имеет вид, представленный на рис. 5,б. При шлифовании кругами с наличием рутила поверхность приобретает вид (см. рис. 5,а) характерный для шлифования кругами с наличием опорных элементов в рабочем слое круга.

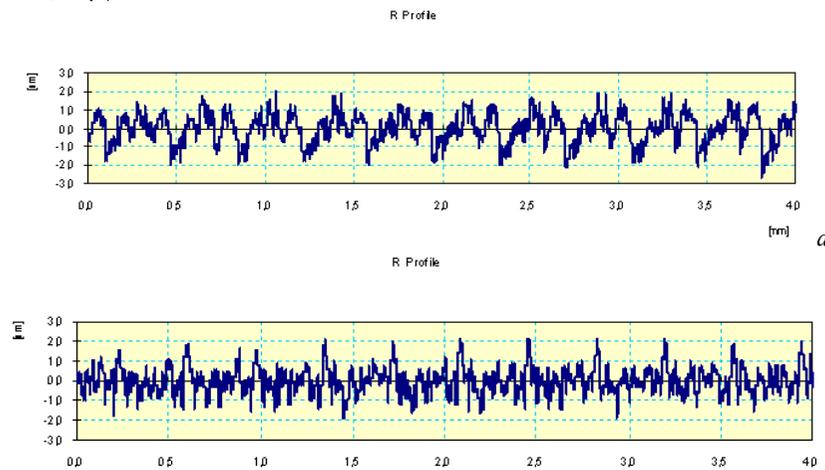


Рисунок 5 – Профилограмма поверхности после шлифования алмазными кругами с частичной заменой на зернистые концентраты – рутил (а) и ильменит (б).

Учитывая изложенное выше, далее сравнивали показатели шероховатости для случая, когда в рабочем слое есть чисто алмазы АС6 125/100, сочетание АС6 125/100 с компактами КМ 160/125 (75 на 25) и сочетание АС6 125/100 с зернистым концентратом рутилом 160/125 (75 на 25).

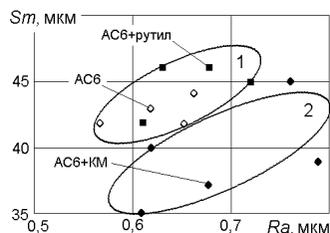


Рисунок 6 – Связь между параметрами шероховатости S_m и R_a : 1 – область данных для алмазного круга и алмазного круга с опорным элементом рутилом, 2 – область данных для алмазного круга с опорным элементом компактом КМ

Испытания при обработке твердого сплава Т15К6 на производительностях шлифования от 100 до 500 мм³/мин показали, что наиболее заполненный профиль микронеровностей фиксируется при использовании сочетания АС6 с рутилом. При этом, зависимость шага неровностей от параметра R_a имеет такую особенность как то, что при использовании в качестве опорных элементов в рабочем слое компакта КМ возможно снизить величину шага (рис. 6), а вот рутил этот шаг в сравнении с чисто алмазными кругами не изменяет и связано это вероятно с тем, что концентрат рутил фактически, в отличие от более прочного компакта КМ, участия в съеме материала не принимает. Интересно, что зависимость $R_{max}=f(R_a)$ для всех трех случаев не изменяется и все данные примерно укладываются в коридор $R_{max}=7R_a$.

Таким образом, показано, что введение в виде опорных элементов в состав рабочего слоя шлифовальных кругов из СТМ порошков компактов КМ или концентратов рутила позволяет изменить характер шероховатости обработанной поверхности. Причем наиболее это отражается не на высотных показателях шероховатости, а на шаговых показателях и характере распределения материала в шероховатом слое, в т.ч. опорной кривой. Выявлено, что изменяя природу опорного элемента возможно снизить или увеличить шаг микронеровностей при сохранении высотных показателей.

Список использованных источников: 1. Лавріненко В.І., Солод В.Ю., Ситник Б.В., Нікітін Ю.І. Застосування опорних елементів в структурі робочого шару кругів з НТМ для підвищення їх експлуатаційних показників // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 1. – С. 74–81. 2. Введення опорних елементів у вигляді мінеральних зернистих концентратів в робочий шар кругів з НТМ для зміни їх експлуатаційних характеристик в процесах шлифування / В.І. Лавріненко, Б.В. Ситник, І.В. Лещук та ін. // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и на транспорте: Матер. 11-го Межд. науч.-техн. семинара, 21-25.02.2011 г., г. Свалява. – К.: АТМ Украины, 2011. – С. 149–154. 3. Козловский Н.С., Виноградов А.Н. Основы стандартизации, допуски, посадки и технические измерения. - М.: Машиностроение, 1979. - 224с.

Поступила в редколлегию 17.05.11

Bibliography (transliterated): 1. Lavrinenko V.I., Solod V.Ju., Sitnik B.V., Nikitin Ju.I. Zastosuvannja opornih elementiv v strukturі robochogo шарu krugiv z NTM dlja pidvivennja ih ekspluatacijnih pokaznikov // Sverhtverdye materialy. – 2011. – № 1. – С. 74–81. 2. Vvedennja opornih elementiv u vyljadi mineral'nih zernistih koncentrativ v robochij шар krugiv z NTM dlja zmini ih ekspluatacijnih karakteristik v procesah shlifuvannja / V.I. Lavrinenko, B.V. Sitnik, I.V. Lewuk ta in. // Sovremennye problemy proizvodstva i remonta v promyshlennosti i na transporte: Mater. 11-go Mezhd. nauch.-tehn. seminaru, 21-25.02.2011 g., g. Svaljava. – K.: ATM Ukrainy, 2011. – S. 149–154. 3. Kozlovskij N.S., Vinogradov A.N. Osnovy standartizacii, dopuski, posadki i tehničeskie izmerenija. - M.: Mashinostroenie, 1979. - 224s.

УДК 621.91.01

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

АНАЛИЗ ПОДХОДОВ ПО УЧЕТУ ДИНАМИКИ СИЛ РЕЗАНИЯ ПРИ ПРОГНОЗИРОВАНИИ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ (ОБЗОР)

Статья содержит анализ разных подходов для определения динамических сил резания в работах разных авторов. Рассмотрены причины вибрации при резании металлов.

Статья содержит анализ различных подходов для определения динамических сил резания в работах различных авторов. Рассмотрены причины вибрации при резании металлов.

V.A. LOGOMINOV, JU.N. VNUKOV
THE ANALYSIS OF APPROACHES UNDER THE ACCOUNT OF CUTTING FORCES DYNAMICS AT FORECASTING MACHINING CHATTER STABILITY (REVIEW)

The article contains analysis of different approaches for the determination of dynamic cutting forces in the works of various authors. Causes of chatter by metal cutting have been considered.

Одним из факторов, сдерживающим рост производительности и повышение качества обработанной поверхности, а также снижающим стойкость инструмента при механической обработке резанием являются вибрации. Вибрации, возникающие в процессе резания, принято считать результатом вынужденных колебаний, действующих на систему резания, или автоколебаний. Основным условием возникновения автоколебаний в механических системах является наличие нелинейной зависимости между силой вызывающей вибрации и перемещением механической системы. Поэтому для оценки виброустойчивости обработки резанием важно знать характер изменения сил резания при изменяющихся во время вибраций условиях обработки.

Известно несколько причин, которыми объясняют возникновение автоколебаний при резании:

- «Падающая» зависимость коэффициента трения на передней поверхности инструмента от скорости перемещающейся по ней стружки.
- Влияние волнистости на поверхности резания, оставшейся от предыдущего прохода инструмента.
- Отставание изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя.
- Различие сил резания при врезании резца в свежий металл и при отгеснении им наклепанного слоя металла стружки при вибрациях.
- Изменение рабочих углов инструмента при колебаниях.
- Наличие координатной связи перемещений инструмента относительно заготовки.

Некоторые из исследователей рассматривают одну из вышеперечисленных причин как единственную причину возникновения вибраций. Другие же выделяют одну из причин как основную, а остальные как второстепенные.

Одним из первых на автоколебательную природу вибраций при точении указал в своей работе Н.А. Дроздов. В его исследованиях [1] было показано, что большую роль в усилении вибраций играет волнистость, оставшаяся на поверхности резания при предыдущем обороте заготовки и сдвиг фаз между волнами при следующем обороте детали. Появление первичной вибрации объяснялось переменностью сил резания, возникающая вследствие случайных причин (неравномерность припуска, неодинаковая твердость обрабатываемого материала и др.).

Некоторые исследователи связывали появление вибраций при резании зависимостью силы трения стружки о переднюю поверхность от скорости резания. А.И. Каширин работе [2] в качестве главной причины возникновения неустойчивости при резании указывает «падающую» характеристику силы трения стружки о переднюю поверхность резца. Выражение для переменной силы трения стружки о резец дается в следующем виде:

$$\Delta P_r = a_y e^{b_y v_y} (e^{-b_y \dot{y}_0} - 1), \quad (1)$$

где a_y , b_y – постоянные коэффициенты; e – основание натурального логарифма; \dot{y}_0 – скорость вибрационных перемещений.

В работе [3] в отличие от работы [1] характеристика силы резания по скорости рассматривается в виде попеременно падающих и поднимающихся участков (рис. 1). Главная составляющая силы резания имеет нелинейную зависимость от скорости:

$$P_z = P_{z_0} + H_1 \left[\dot{z} - z^3 / (3v_{a_1}^2) \right], \quad (2)$$

где P_{z_0} – сила резания при отсутствии вибраций; H_1 – крутизна характеристики силы резания; $v_{a_1}^2$ – скорость, соответствующая нелинейной характеристике силы.

Исследованиями [4, 5] было показано, что нелинейная зависимость силы трения стружки от скорости резания не может являться причиной возникновения вибраций при резании, так как зависимость силы резания от скорости весьма инерционна. Эксперименты М.Е. Эльясберга показали, что при изменении скорости резания Сталей 25 в диапазоне 20–80 м/мин среднее запаздывание радиальной силы P_r по отношению к изменению скорости резания составляет 0,13 с.

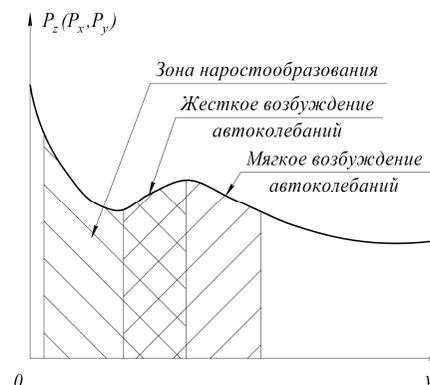


Рисунок 1 – Зависимость силы резания от скорости по Л.С. Мурашкину [3]

В работах Plusty [6] и Tobias [7] основной причиной неустойчивости резания считается обработка по предыдущему волнистому следу. Рассматривается врезное точение диска резцом с $\lambda = 0^\circ$, т.е. ортогональное резание (рис. 2). Диск на гибком валу закреплен в патроне и задней бабке, резец имеет плоскую переднюю поверхность. В процессе резания возникают главные составляющие силы резания P_z параллельная скорости главного движения V , и радиальная сила резания P_r . Если система СПИД жесткая и в процессе резания не возникают вибрации, силы резания выражаются линейной функцией ширины среза b и толщины среза a_0 :

$$P_z = K_z b a_0; \quad P_r = K_r b a_0, \quad (3)$$

где K_z , K_r – так называемые коэффициенты резания, главной составляющей и радиальной соответственно. Коэффициенты резания K_z , K_r зависят от геометрии инструмента, толщины срезаемого слоя, материала заготовки, скорости резания и СОТС. На первом обороте заготовки система СПИД испытывает переходные колебания, которые вызывают волнистость на обрабатываемой поверхности. Если колебания не уменьшатся во время второго оборота, инструмент будет срезать стружку, толщина которой определяется по формуле:

$$a(t) = a_0 - \mu [y(t) - y(t - \tau)], \quad (4)$$

где τ – период вращения шпинделя, μ – коэффициент перекрытия; $y(t)$ и $y(t - \tau)$ – амплитуда колебаний в радиальном направлении в текущем и предыдущем обороте соответственно.

Если представить систему диска как систему с одной степенью свободы получим следующее уравнение движения:

$$M\ddot{y} + C\dot{y} + Ky = P_r = K_r b \{a_0 - \mu [y(t) - y(t - \tau)]\} \quad (5)$$

где M , C , K – обобщенные масса, демпфирование и жесткость соответственно.

Уравнение (5) представляет собой дифференциальное уравнение с запаздывающим аргументом, которое можно описать следующей структурной схемой (рис.3). Передаточная функция замкнутой системы выглядит следующим образом:

$$\frac{a(p)}{a_0(p)} = \frac{1}{1 + (1 - e^{-p\tau})K_r b \Phi(p)}. \quad (6)$$

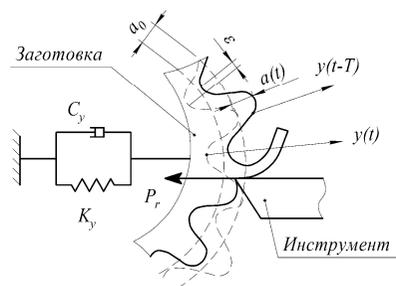
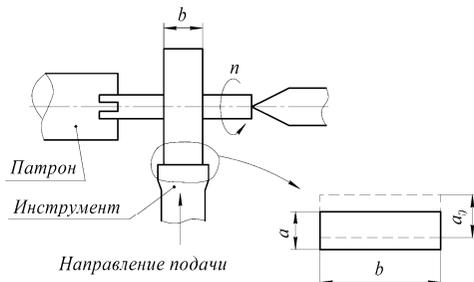


Рисунок 2 – Одномерная модель ортогонального точения диска [7]

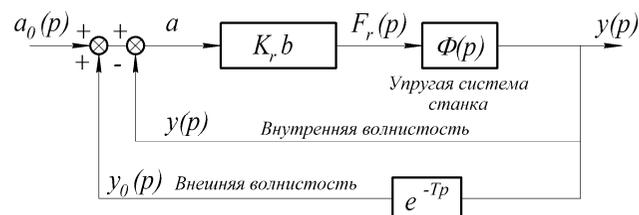


Рисунок 3 – Структурная схема дифференциального уравнения [7]
Характеристическое уравнение, определяющее условие виброустойчивости записывается следующим образом:

$$1 + (1 - e^{-s\tau})K_r b \Phi(p) = 0, \quad (7)$$

где $p = \frac{d}{dt}$, $\Phi(p)$ – амплитудно-частотная характеристика системы:

$$\Phi(p) = Mp^2 + Cp + K, \text{ где } p = i\omega, \Phi(\omega) = G(\omega) + jH(\omega) \quad (8)$$

Если считать, что коэффициент резания K_r остается постоянным, то виброустойчивость системы зависит только от ширины срезаемого слоя b и периода вращения шпинделя τ . Система может быть устойчивой, неустойчивой или будет находиться на границе устойчивости, т.е. амплитуда колебаний ни возрастает, ни уменьшается по экспоненте, а остается постоянной. Частота колебаний равна частоте собственных колебаний системы ω_c .

В работах [6] и [7] сформулирован закон абсолютной виброустойчивости, т.е. можно определить такую ширину срезаемого слоя, которая обеспечивает виброустойчивость обработки при любом числе оборотов шпинделя n :

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{2K_r G(\omega)}, \quad (9)$$

где G_ω – действительная часть передаточной функции системы СПИД.

Похожие выражения получены в работе [9]:

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{K \cdot \text{Re}_{\text{ЭУС}}^0}, \quad (10)$$

где $\text{Re}_{\text{ЭУС}}^0$ – отрезок, отсекаемый на действительной оси амплитудно-фазовой частотной характеристики разомкнутой системы, состоящей из упругой системы СПИД и процесса резания.

В работе [10], используя частотный критерий Найквиста для определения критической ширины стружки, обеспечивающей виброустойчивость процесса резания. Рассмотрена виброустойчивость фрезерования как системы с двумя степенями свободы:

$$b_{\text{lim}} = -\frac{1}{2K \cdot \left| -\text{Re}_{\text{max}} \frac{\text{tr} RW}{Tp+1} \right|} \quad (11)$$

где $-\text{Re}_{\text{max}} \frac{\text{tr} RW}{Tp+1}$ – максимум отрицательной величины вещественной со-

ставляющей характеристики $\frac{\text{tr} RW}{Tp+1}$; $\text{tr} RW$ – след матрицы произведения

RW ; R – матрица направлений; W – матрица передаточной функции упругой системы станка.

Уравнение (9) дает абсолютно виброустойчивую глубину резания, когда рассматривается минимальное значение $G(\omega)$, как показано на рис. 4. Однако, характеристическое уравнение (7) имеет бесконечное число корней для каждой частоты вращения шпинделя n . Границу устойчивости можно найти

путем изучения, где мнимая часть уравнения (7) обращается в нуль (метод D -разбиения [12]):

$$\left. \begin{aligned} \psi &= \tan^{-1} \frac{H(\omega)}{G(\omega)}, \quad \varepsilon = 3\pi + 2\psi \\ T &= \frac{2k\pi + \varepsilon}{2\pi f_c} \rightarrow n = \frac{60}{NT} \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

где ε – фазовый сдвиг между внутренней и внешней волной; k – число вибрационных волн, которые образовались за один период (оборот) шпинделя, f_c – частота вибрационных колебаний f_c в Гц или собственная частота колебаний системы. Граница устойчивости, полученная таким образом, показана на рис. 4.

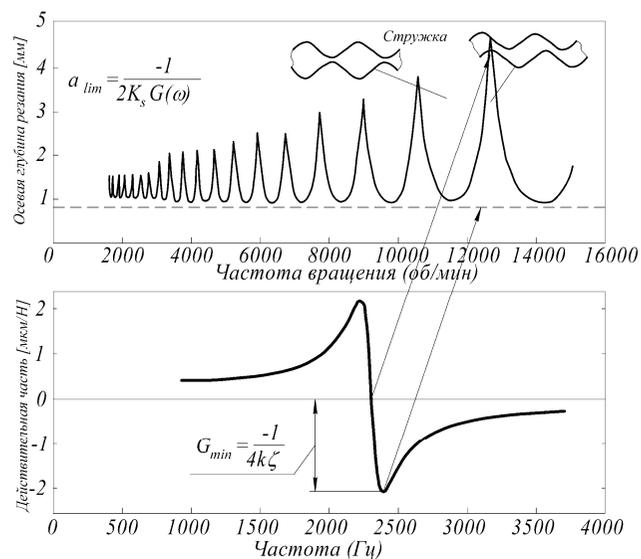


Рисунок 4 – Диаграмма устойчивости процесса резания, полученная по уравнению (5) [11].

Разница в выражениях (9-11) объясняется различными подходами в определении передаточной функции системы СПИД и процесса резания.

Недостатком выражения силы резания в виде (5), является то, что при его использовании прогнозируется экспоненциальный неограниченный рост колебаний в области неустойчивых режимов резания. В работе [13] предложена модель, исправляющая данный недостаток:

$$\ddot{y}(t) + 2\zeta\omega_n\dot{y}(t) + \omega_n^2(y(t) + k_1y(t)^2 + k_2y(t)^3) = k_3(y(t-\tau) - y(t)) + k_4(y(t-\tau) - y(t))^2 + k_5(y(t-\tau) - y(t))^3 \quad (13)$$

где k_1, k_2, k_3, k_4 и k_5 – постоянные. Эта модель включает в себя кубическую нелинейную жесткость, а также кубическую нелинейную силу резания, в которой учитывается обработка по предыдущему вибрационному следу. Однако на практике жесткость линейно зависит от перемещения, так как при вибрациях перемещения малы в сравнении с линейными размерами заготовки или инструмента. Главным достоинством данной модели силы резания является то что, при ее использовании можно прогнозировать конечные колебания при возникновении вибраций.

В работах отечественных ученых [4, 5, 9, 14] в качестве главной причины возникновения вибраций при механической обработке называют отставание или запаздывание изменения силы резания при изменении толщины срезаемого слоя. Различие между понятиями *запаздывание* и *отставание* дано в [9]. При гармоническом изменении толщины срезаемого слоя различие между запаздыванием и отставанием исчезает.

В работе [4] рассматривается ортогональное врезное точение резцом с передним углом $\gamma = 0^\circ$. Выражения для главной и радиальной составляющей силы резания представлены в виде:

$$P_z = K_z b a, \quad P_r = f \cdot P_z, \quad (14)$$

где f – коэффициент трения стружки о переднюю поверхность резца.

Изменение составляющих силы резания при изменении толщины срезаемого слоя описываются уравнениями:

$$\Delta P_z(t + T_z) = K_z b \Delta a(t), \quad \Delta P_r(t + T_r) = f \cdot \Delta P_z(t), \quad (15)$$

где T_z, T_r – постоянные времени запаздывания, определяемые экспериментально. Изменение главной составляющей силы резания ΔP_z запаздывает относительно изменения толщины срезаемого слоя Δa на время T_z . А изменение радиальной силы ΔP_r резания в свою очередь запаздывает от изменения главной составляющей силы резания на время T_r . Отставание ΔP_z от Δa автор объясняет образованием опережающей трещины (Od на рис. 5).

Отставание ΔP_r от ΔP_z объясняется наличием зоны вторичных деформаций в зоне D прилегания стружки к резцу (рис. 5). Представление об опережающей трещине, образующейся при резании металлов, является устаревшим. Ранее считалось, что опережающая трещина образовывалась всегда вследствие перехода металла из вязкого в хрупкое состояние [15]. По современным представлениям опережающая трещина имеет место при образовании элементарных стружек [16].

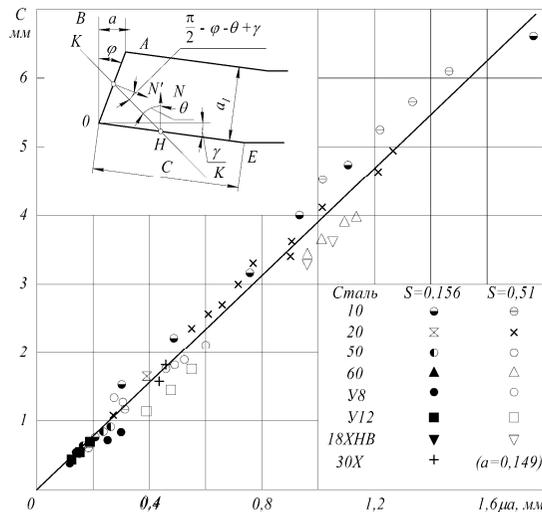


Рисунок 7 – Зависимость длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента от произведения среднего коэффициента трения на толщину стружки при резании различных сталей [17]

В работе [5] причинами возникновения вибраций при лезвийной обработке считаются запаздывание силы резания от изменения толщины срезаемого слоя и обработка по следу от предыдущего прохода инструмента. Силы резания записываются в виде

$$\begin{aligned} P_z &= Kb[a_0 + y(t - \tau - T) - y(t - T)]^{y_p} \\ P_r &= Kb\{A_0[a_0 + y(t - \tau - T) - y(t - T)]^{y_p} + B_0\} \end{aligned} \quad (21)$$

где K , A_0 , B_0 , $y_p \approx 0,7$ – постоянные; T – постоянная времени запаздывания; τ – время одного оборота детали.

Изменение силы P_r не имеет запаздывания относительно изменения силы P_z . Запаздывание T названо *фазовой характеристикой резания*.

Также в работе [5] исследовано влияние различных параметров процесса резания (скорость, толщина срезаемого слоя, передний угол) на постоянную времени запаздывания. На рис. 6 показаны величины времени запаздывания полученные в работах [4], [5] и [9]. На основании проведенных экспериментальных исследований автором была выведена следующая эмпирическая формула для T :

$$T \approx -1 + 2,6 \cdot K_a, \quad (22)$$

где K_a – коэффициент утолщения стружки.

Трудоемкостью экспериментального определения величины времени запаздывания T_p можно объяснить недостаток информации о значениях T_p для различных условий резания. В работе [18] анализируется влияние различных параметров резания на величину T_p с помощью численного моделирования методом конечных элементов, а также сравнение полученных значений с данными других исследователей.

Недостатком вышеперечисленных подходов к учету динамики силы резания является использование постоянного коэффициента резания K , который зависит от толщины срезаемого слоя. К недостатку подходов [4, 5, 6, 7, 14, 18] также можно отнести отсутствие учета сил на задней поверхности инструмента, наличие которых увеличивает демпфирование и повышает границу виброустойчивости [19, 20].

Для устранения перечисленных недостатков Wu [21, 22, 23] разработал уточненную модель силы резания для анализа динамических характеристик процесса резания. Модель учитывает колебание коэффициента трения на передней поверхности инструмента, колебание угла сдвига и колебания напряжения текучести на плоскости сдвига. Сила резания рассматривается как функция колебательных переменных (рис. 8), где z – смещение инструмента, z_0 – смещение в конце плоскости сдвига (со стороны свободной поверхности стружки) и их первых производных \dot{z} , \dot{z}_0 . Обобщенная схема модели динамического резания показана на рис. 9.

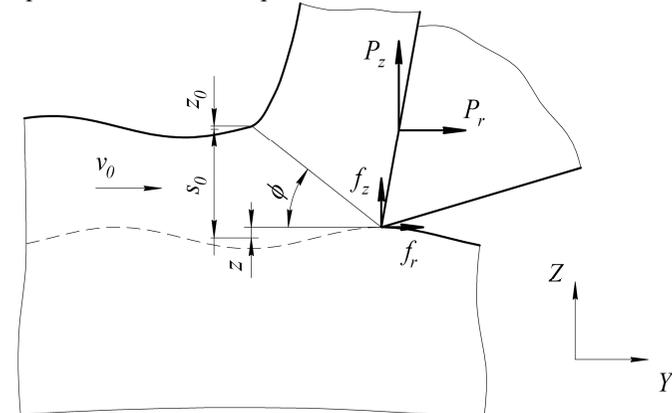


Рисунок 8 – Динамическое ортогональное резание [23]

В работах [21, 22, 23] рассматривается два случая, возможные при механической обработке с вибрациями: генерация волнистости (рис. 10а), и срезание волнистости (рис. 10б). В случае срезания волнистости отсутствует движение инструмента в направлении перпендикулярном скорости резания. В этом случае отсутствуют силы врезания инструмента в заготовку.

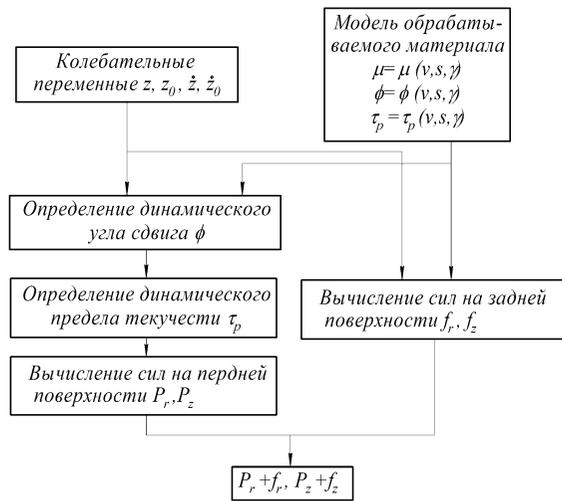


Рисунок 9 – Обобщенная схема модели динамического резания по Wu [23]

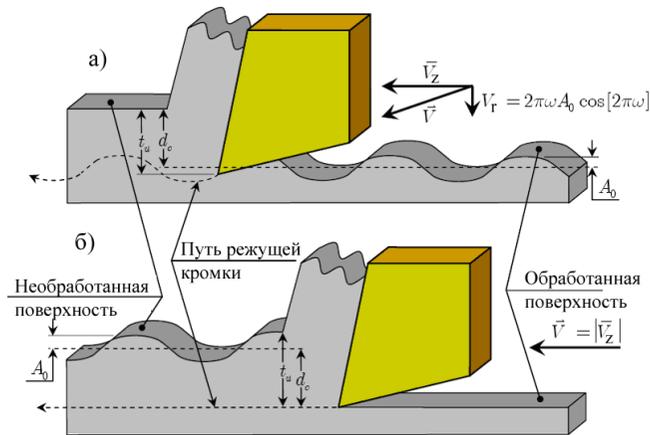
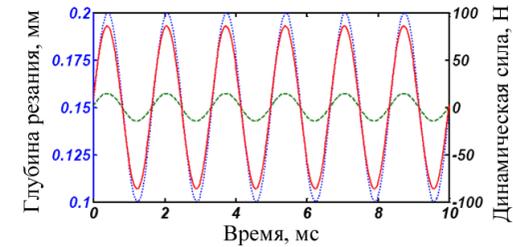


Рисунок 10 – Ортогональное резание с вибрациями [20]

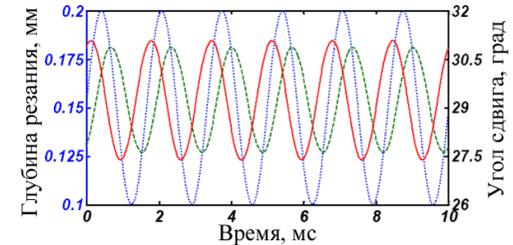
На рисунках 11-14 показаны результаты расчетов для случая образования волнистости. Силы стружкообразования приблизительно равны по фазе с толщиной срезаемого слоя, изменяющегося по синусоиде (рис. 11). Динамический угол сдвига ϕ_v опережает по фазе толщину срезаемого слоя примерно на 65° , тогда как квазистатический угол сдвига ϕ_0 отстает по фазе на около 65° (рис. 12). Обе формы сигнала приблизительно синусоидальны по форме.

Силы врезания имеют примерно 90° фазовое опережение относительно толщины срезаемого слоя. Эти силы весьма ассиметричны относительно 0 Н и менее синусоидальны по природе, чем форма колебаний угла сдвига и силы стружкообразования. Они достигают максимального значения, когда инструмент движется в направлении заготовки.



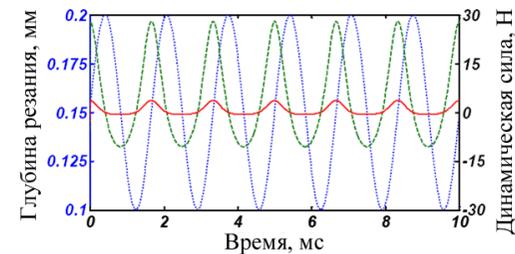
t_u ; ••••, – толщина срезаемого слоя; P_z ; —, – сила в направлении резания; P_r ; ---, – сила в направлении колебания (радиальное направление к заготовке).

Рисунок 11 – Динамические силы стружкообразования в случае образования волнистости [20]



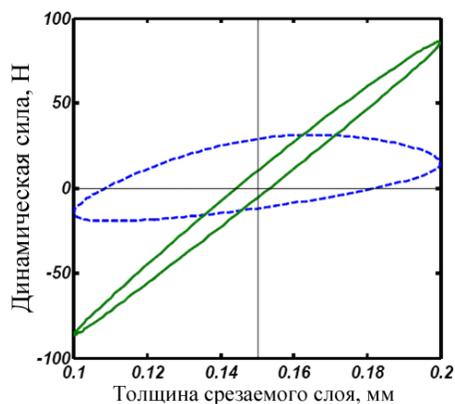
t_u ; ••••, – толщина срезаемого слоя; ϕ_v ; —, – динамический угол сдвига; ϕ_0 ; ---, – квазистатический угол сдвига.

Рисунок 12 – Угол сдвига в случае образования волнистости [20]



t_u ; ••••, – толщина срезаемого слоя; f_z ; —, – сила в направлении резания; f_r ; ---, – сила в направлении колебания (радиальное направление к заготовке)

Рисунок 13 – Динамические силы врезания в случае образования волнистости [20]

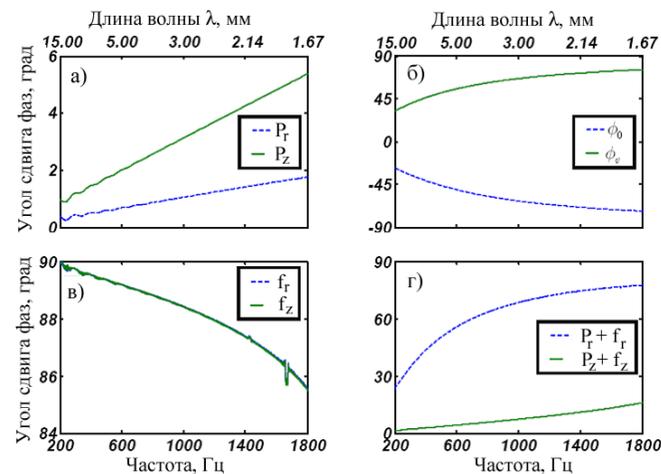


$P_z + f_z$; —, — суммарная сила в направлении резания;
 $P_r + f_r$; ---, --- суммарная сила в направлении колебания
 (радиальное направление к заготовке)

Рисунок 14 – Фазовый портрет суммарной динамической силы и толщины срезаемого слоя в случае образования волнистости [20]

На рис. 14 показаны суммарные силы на фазовой плоскости. Суммарная сила в радиальном направлении (направлении колебания), $P_r + f_r$, не проявляет нечетной (избыточной) симметрии около средней рабочей точки (0,15 мм, 0 Н). Тем не менее, суммарная сила в направлении резания более близка к нечетной симметрии. Это отсутствие симметрии в радиальном направлении обусловлено более ассиметричной форме волны около 0 Н для сил врезания в радиальном направлении (рис. 13). Поскольку ассиметричная сила врезания в направлении резания гораздо меньше, чем суммарная сила в направлении резания (рис. 14), сила в направлении резания по-прежнему близка к нечетно-симметричной. Обе силы проявляют гистерезис, о чем свидетельствует тот факт, что путь возрастания толщины срезаемого слоя не лежит в точности на верхней части пути убывания толщины срезаемого слоя. Однако сила в радиальном направлении проявляет значительно больший гистерезис, как видно при большем расхождении между траекториями увеличения и уменьшения толщины срезаемого слоя.

На рис. 15 показаны разности фаз между силами, углом сдвига и толщиной срезаемого слоя. Колебания суммарной силы резания $P_r + f_r$ опережают по фазе колебания толщины срезаемого слоя. Фазовый сдвиг достигает значения 80° при 1800 Гц. Колебания суммарной силы $P_z + f_z$ также опережают по фазе колебания толщины срезаемого слоя, но сдвиг по фазе близок к нулю и достигает значения 16° при 1800 Гц.



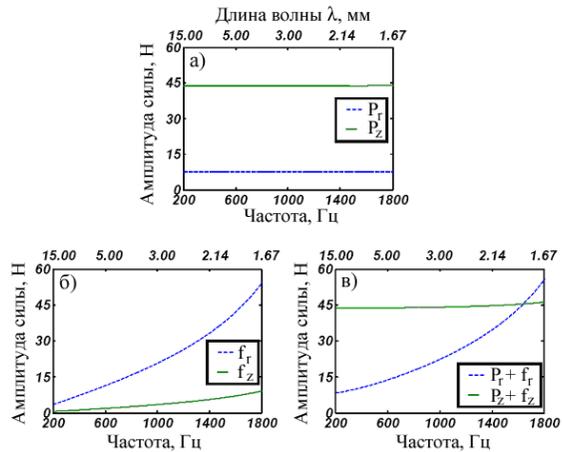
а) силы стружкообразования; б) динамический и квазистатический угол сдвига; в) силы врезания; г) суммарная сила в радиальном направлении и направлении резания

Рисунок 15 – Сдвиги фаз для угла сдвига и силы резания как функция от частоты синусоидальных колебаний толщины срезаемого слоя для случая образования волнистости [20]

Увеличение фазового сдвига суммарной силы резания $P_r + f_r$ при увеличении частоты колебаний объясняется следующим образом. Если отдельно рассмотреть амплитуды составляющих силы резания (рис. 16а и 16б) то видно, что радиальная и главная составляющие силы стружкообразования практически не изменяются, а составляющие силы врезания значительно растут по амплитуде с увеличением частоты колебаний. Это объясняет увеличение амплитуды суммарной силы резания (рис. 16в), и увеличение фазового сдвига до 90° при увеличении частоты колебаний реза.

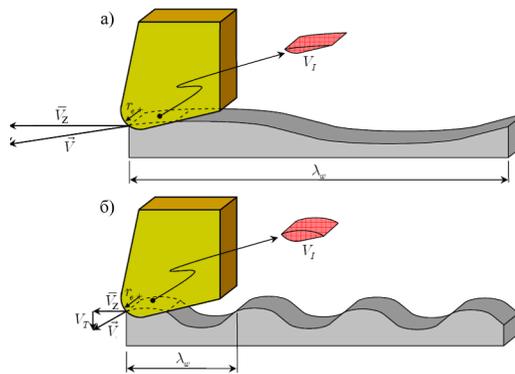
На рисунках 17-18 показаны результаты расчетов для случая срезания волнистости. Сила врезания в этом случае остается постоянной, так как нет относительного движения резца относительно заготовки в радиальном направлении. Колебания силы стружкообразования, суммарной силы и угла сдвига находились в фазе с колебаниями толщины срезаемого слоя.

Как видно в модели динамической силы резания W_u изменение силы резания не отстает, а опережает изменение толщины срезаемого слоя в случае образования волнистости. Опережение объясняется различием значения радиальной силы резания при врезании и отходе инструмента, величина опережения возрастает с увеличением амплитуды силы врезания при возрастании частоты колебаний.



а) силы стружкообразования б) силы врезания в) суммарные силы
Рисунок 16 – Зависимости амплитуды составляющих силы резания от частоты колебаний инструмента в случае образования волнистости [20]

Увеличение радиальной составляющей силы резания было экспериментально доказано в работе [19]. С этим связан эффект увеличения виброустойчивости при малых скоростях резания. При снижении скорости резания количество вибрационных волн, оставленных на поверхности заготовки за один оборот детали, возрастает. Увеличивается объем материала заготовки V_1 , который течет вокруг режущей кромки и задней поверхности инструмента (рис. 19). Размер и ориентация этого объема взаимодействия V_1 изменяется в соответствие с предыдущей вибрационной волной, что в свою очередь влияет на силы, действующие на задней поверхности инструмента.



(а) – высокая скорость резания, (в) – низкая скорость резания
Рисунок 19 – Влияние скорости резания на объем взаимодействия между заготовкой и колеблющимся инструментом [15]

На рис. 19а и 19б, мгновенная скорость инструмента относительно заготовки в радиальном направлении является одинаковой. Однако, поскольку угол наклона обрабатываемой поверхности заготовки, как правило, больше для случая низкоскоростного резания, объем взаимодействия будет большим (рис. 19б). Кроме того при увеличении числа волн на обработанной поверхности действительный задний угол инструмента становится нулевым или отрицательным (рис. 20).

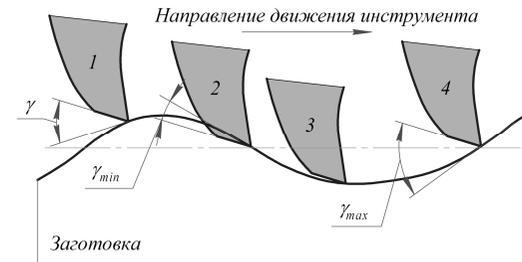


Рисунок 20 – Механизм демпфирования при взаимодействии задней поверхности инструмента и заготовки [24]

Это создает дополнительное демпфирование и дополнительную устойчивость при низких скоростях. В работе [19] проведено исследование влияния процесса демпфирования на виброустойчивость точения при низких скоростях, определены динамические коэффициенты силы резания, используя испытательный стенд, описанный в работе [25] (рис. 21). Стенд состоит из станка с ЧПУ, в revolverной головке которого закреплен пьезоэлектрический сервопривод резца. Пьезоэлектрический привод сообщает резцу синусоидальные колебания. Перемещение резца измеряется лазерным датчиком, а силы резания – трехкомпонентным динамометром, встроенным в резцедержатель. Выражение для радиальной силы резания получено в следующем виде:

$$F_r(t) = b \left\{ K_r [a_0 - y(t) + y(t - \tau)] - \frac{C_i \dot{y}(t)}{V} - \frac{\alpha_i \ddot{y}(t)}{V^2} \right\}, \quad (23)$$

где K_r – статический коэффициент резания в радиальном направлении; b – ширина резания; a_0 – толщина срезаемого слоя; $\frac{\dot{y}}{V} = \frac{dy}{dt} \frac{1}{du/dt} = \frac{dy}{du}$,

$\frac{\ddot{y}}{V^2} = \frac{d^2 y}{du^2}$ – наклон волнистости и кривизна волнистости соответственно.

Коэффициенты C_i и α_i определяются из серии экспериментов на установке (рис. 21).

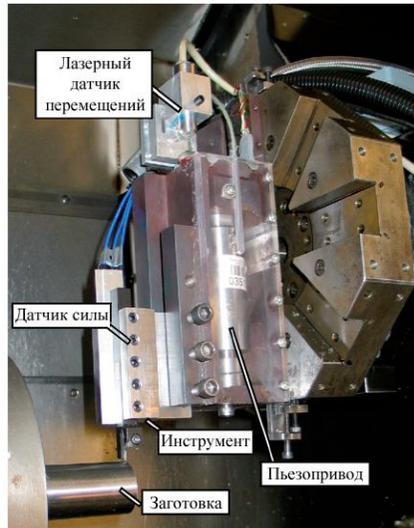


Рисунок 21 – Установка для исследования динамических сил резания при точении [19]

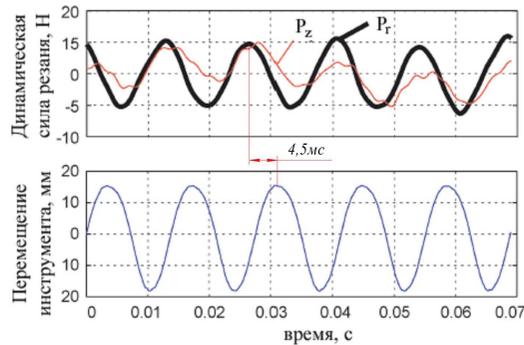


Рисунок 22 – Колебания радиальной и главной составляющей силы резания в эксперименте по динамическому врезному точению [19]

На рис. 22 показаны измеренные силы резания. Как видно главная составляющая силы F_t резания отстает от радиальной F_r силы. На рис. 23 показаны три графика виброустойчивости: первая построена только с учетом обработки по предыдущему вибрационному следу, вторая – с учетом демпфирования пропорционального скорости $\frac{C_i \dot{y}(t)}{V}$, и третья – с учетом демпфирования пропорционального виброскорости $\frac{C_i \dot{y}(t)}{V}$ и виброускорению $\frac{\alpha_i \ddot{y}(t)}{V}$.

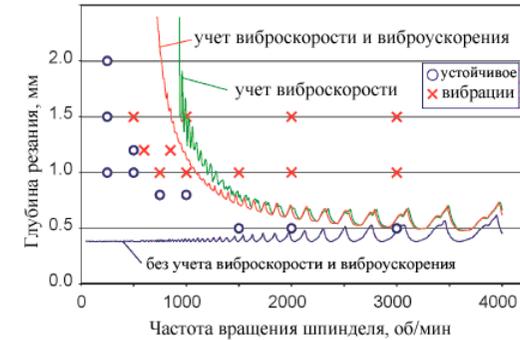


Рисунок 23 – диаграммы виброустойчивости без и с учетом составляющих демпфирования [19]

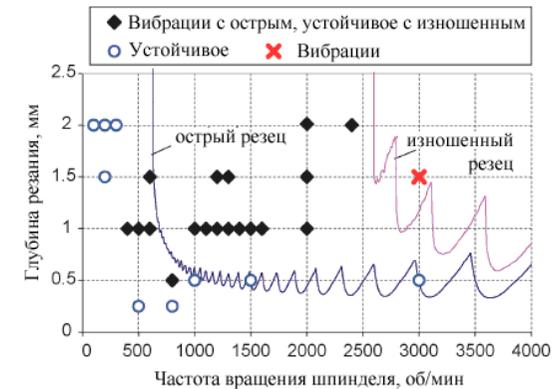


Рисунок 24 – диаграммы виброустойчивости для нового и изношенного инструмента (фаска износа – 0,08 мм) [19]

Также в работе [19] исследовалось влияние износа инструмента на виброустойчивость резания (рис. 24) и значение коэффициента демпфирования C_i (рис. 25). Как видно из рис. 24 при обработке острозаточенным резцом область устойчивых режимов резания ограничивается 1000 об/мин, в то время как при обработке резцом с фаской износа равной 0,08 мм область виброустойчивых режимов резания смещается к 3000 об/мин. При обработке изношенным резцом вибрации имели место только при 3500 об/мин и глубине резания 1,5 мм.

Таким образом в работе [19] показана существенная роль составляющих сил резания на задней поверхности инструмента на демпфирование вибраций

и увеличении границы виброустойчивых режимов обработки при точении в области низких скоростей резания.

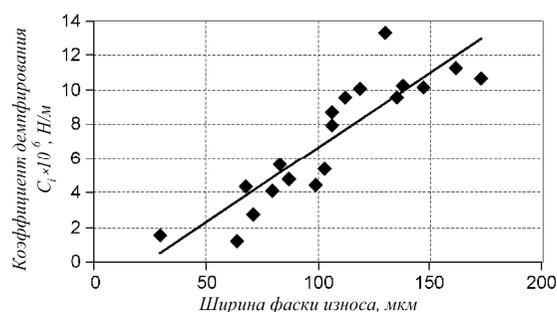


Рисунок 25 – Влияние износа реза на значение коэффициента демпфирования C_i [19]

Литературный обзор показал, что на сегодняшний день исследователями отмечаются три фактора, обуславливающих неопределенность мгновенного значения силы резания:

1. Волнистость, сформированная на поверхности резания при предыдущем проходе инструмента, определяет изменчивость мгновенного значения сечения срезаемого слоя.

2. Отставание силы резания от изменения толщины срезаемого слоя связанное с формированием зоны контактного трения на передней поверхности и как следствие изменением угла сдвига в зоне первичной деформации. Характеризуется временем запаздывания или отставания.

3. Изменчивость значения силы на задней поверхности инструмента, зависящая от заднего угла, величины износа, скорости резания и частоты колебаний, условий контактного взаимодействия между задней поверхностью, формируемой на поверхности резания. Учитывается с помощью коэффициентов C_i и α_i (см. формулу (23)), определяемых экспериментально.

Замечено, что в основном теоретические и экспериментальные исследования были проведены для случая резания с постоянным номинальным сечением стружки и малыми отклонениями от него, т.е. для условий точения. В этом случае в основу изучения виброустойчивости механической обработки были положены автоколебательные процессы, возникающие при резании с учетом упругих и демпфирующих характеристик всей технологической системы. Однако, существуют методы механической обработки, например фрезерование, в которых толщина срезаемого слоя постоянно изменяется. В этом случае явление отставания изменения силы резания от изменения толщины срезаемого слоя заложено кинематикой процесса фрезерования, так как постоянная времени стружкообразования зависит от толщины срезаемого слоя.

С другой стороны процесс фрезерования отличается динамичностью процесса, связанного с ударным воздействием зуба фрезы на обрабатываемую поверхность. Поэтому для этого вида обработки вероятно основной причиной возникновения вибраций в технологической системе будут вынужденные колебания, накладываемые на собственные колебания всей технологической системы. Неясным остается вопрос влияния направления подачи (встречное, попутное фрезерование), так как в этих случаях составляющая силы резания, раскачивающая технологическую систему, имеет противоположное направление. Ждут уточнения вопросы влияние условий срезания припуска каждым зубом на изменение характеристики демпфирования, так как зона резания является одновременно источником возникновения вибраций и их гашения при зацеплении зуба фрезы со срезаемым слоем детали. Особенно актуальными эти вопросы становятся при фрезеровании нежестких деталей при высоких частотах вращения шпинделя на современном оборудовании.

Список использованных источников: 1. Дроздов Н.А. К вопросу о вибрации станка при токарной обработке / Н.А. Дроздов // «Станки и инструмент». – 1937. – № 22 – С. 25-27. 2. Каширин А.И. Исследование вибраций при резании металлов / А.И. Каширин. – М.: Издательство АН СССР, 1944. – 132 с. 3. Мурашкин Л.С. Прикладная нелинейная механика станков / Л.С. Мурашкин, С.Л. Мурашкин. – Л.: Машиностроение, 1977. – 192 с. 4. Эльясберг М.Е. Автоколебания металлорежущих станков / М.Е. Эльясберг. – С.-Пб.: ОКБС, 1993. – 180 с. 5. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л.: Машиностроение. Ленингр. Отд-ние, 1986. – 184 с. 6. Tlustý J. Besipiele der behandlung der selbststerregten Schwingung der Werkzeugmaschine / J. Tlustý, M. Polacek. – Munchen: FoKoMa, Hanser Verlag, 1957. 7. Tobias S.A. Theory of Regenerative Machine Tool Chatter / S.A. Tobias, W. Fiswick. – London: Engineering, 1958. – 258 p. 8. Merritt H.E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter / H.E. Merritt // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1965. – №87. – P. 447-454. 9. Кудинов, В.А. Динамика станков / В.А. Кудинов. – М.: Машиностроение, 1967. – 360 с. 10. Санкин Ю.Н. Динамика несущих систем металлорежущих станков / Ю.Н. Санкин – М. Машиностроение, 1986. – 96 с. 11. Altintas Y. Chatter Stability in Metal Cutting and Grinding / Y. Altintas, M. Weck // Annals of the CIRP. – 2004. – № 53/2. – P. 619-642. 12. Попович, М.Г. Теория автоматического керування / М.Г. Попович, О.В. Ковальчук. – К.: Либідь, 1997. – 544 с. 13. Hanna N. A. A Theory of Nonlinear Regenerative Chatter / N. A. Hanna S. A. Tobias // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1974 – №35. – P. 247-255. 14. Ташлицкий Н.И. Первичный источник энергии возбуждения автоколебаний при резании металлов / Н.И. Ташлицкий // Вестник машиностроения. – 1960. – №2. – С. 45-50. 15. Беспрозванный И.М. физические основы резания / И.М. Беспрозванный – М.: Машгиз, 1948. – 391 с. 16. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания. Учебное пособие / Н.В. Талантов. – Волгоград: Изд. ВолгПИ, 1988, – 129 с. 17. Зорев Н.Н. Вопросы механики процесса резания металлов / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с. 18. Залого В.А. Исследование методом конечных элементов динамики изменения сил резания при врезании / В.А. Залого, Д.В. Криворучко, М.Г. Сторчак, С.С. Емельяненко, Селивоненко С.Н. // Вісник СумДУ. Серія Технічні науки. – 2008. – №3. – С.13-24. 19. Altintas Y. Identification of Dynamic Cutting Force Coefficients and Chatter Stability with Process Damping / Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka // CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 2008. – №57. – P. 371-374. 20. Cardi Adam on the development of a dynamic cutting force model with application to regenerative chatter in turning Dissertation or the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering / Adam Cardi. – Georgia Institute of Technology. – May, 2009. – 202 p. 21. Ву. Базовые уравнения осцилляции угла сдвига при динамическом прямоугольном резании/ Ву // Конструирование и технология машиностроения. – 1986. – №4. – С. 124. 22. Ву.

Подробная модель силы резания и ее применение при срезании волнистости обработанной поверхности / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Новый подход к определению передаточной функции для динамических процессов резания / Ву // Современное машиностроение, серия Б. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – P. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. –№21/2. – P. 129-136.

Поступила в редколлегию 12.01.2011

Bibliography (transliterated): 1. Drozdov N.A. K voprosu o vibracii stanka pri tokarnoj obrabotke / N.A. Drozdov // «Stanki i instrument». – 1937. – №22 – S. 25-27. 2. Kashirin A.I. Issledovanie vibracij pri rezanii metallov / A.I. Kashirin. – M.: Izdatel'stvo AN SSSR, 1944. – 132 s. 3. Murashkin L.S. Prikladnaja nelinejnaja mehanika stankov / L.S. Murashkin, S.L. Murashkin. – L.: Mashinostroenie, 1977. – 192 s. 4. Jel'jasberg M.E. Avtokolebanija Metallorezhuwih stankov / M.E. Jel'jasberg. – S.-Pb.: OKBS, 1993. – 180 s. 5. Zharkov I.G. Vibracii pri obrabotke lezviynym instrumentom / I.G. Zharkov. – L.: Mashinostroenie. Leningr. Otd-nie, 1986. – 184 s. 6. Tlusty J. Besipiele der behandlung der selbsterregten Schwingung der Werkzeugmaschine / J. Tlusty, M. Polacek. – Munchen: FoKoMa, Hanser Verlag, 1957. 7. Tobias S.A. Theory of Regenerative Ma-chine Tool Chatter / S.A. Tobias, W. Fiswick. – London: Engineering, 1958. – 258 p. 8. Merritt H.E. Theory of Self-Excited Machine Tool Chatter / H.E. Merritt // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1965. – №87. – P. 447-454. 9. Kudinov, V.A. Dinamika stankov / V.A. Kudinov. – M.: Mashinostroenie, 1967. – 360 s. 10. Sankin Ju.N. Dinamika nesuwih sistem metallorezhuwih stankov / Ju.N. Sankin – M. Mashinostroenie, 1986. – 96 s. 11. Altintas Y. Chatter Stability in Metal Cutting and Grinding / Y. Altintas, M. Weck // Annals of the CIRP. – 2004. – №53/2. – P. 619-642. 12. Popovich, M.G. Teorija avtomatichnogo keruvannja / M.G. Popovich, O.V. Koval'chuk. – K.: Libid', 1997. – 544 s. 13. Hanna N. A. A Theory of Nonlinear Regenerative Chatter / N. A. Hanna S. A. Tobias // ASME Journal of Engineering for Industry. – 1974 – №35. – P. 247-255. 14. Tashlickij N.I. Per-vichnyj istochnik jenerгии vobuzhdenija avtokolebanij pri rezanii metallov / N.I. Tashlickij // Vestnik mashinostroenija. – 1960. – №2. – С. 45-50. 15. Besprozvannyj I.M. fizicheskie osnovy rezanija / I.M. Besprozvannyj – M.: Mashgiz, 1948. – 391 c. 16. Talantov N.V. Fizicheskie osnovy processa rezanija. Uchebnoe posobie / N.V. Talantov. – Volgograd: Izd. VolgPI, 1988, – 129 s. 17. Zorev N.N. Voprosy mehaniki processa rezanija metallov / N.N. Zorev. – M.: Mashgiz, 1956. – 367 s. 18. Zaloga V.A. Issledovanie metodom konechnyh jelementov dinamiki izmenenija sil reza-nija pri vrezanii / V.A. Zaloga, D.V. Krivoruchko, M.G. Storchak, S.S. Emel'janenko, Selivonenko S.N. // Visnik SumDU. Serija Tehnichni nauki. – 2008. – №3. – С.13-24. 19. Altintas Y. Identification of Dynamic Cutting Force Coefficients and Chatter Stability with Process Damping / Y. Altintas, M. Eynian, H. Onozuka// CIRP Annals – Manufacturing Technology. – 2008. – №57. – P. 371-374. 20. Cardi Adam On the development of a dynamic cutting force model with application to regenerative chatter in turning Dissertation or the Degree Doctor of Philosophy in Mechanical Engineering / Adam Cardi. – Georgia Institute of Technology. – May, 2009. – 202 p. 21. Vu. Bazovye uravnenija oscillja-cii ugla sdviga pri dinamicheskom prjamougol'nom rezanii/ Vu // Konstruirovanie i tehnologija mashinostroenija. – 1986. – №4. – С. 124. 22. Vu. Podrobnaja model' sily rezanija i ee primenenie pri srezanii volnistosti obrabotannoju poverhnosti / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №2. – С. 155-164. 23. Ву. Novyj podhod k opredeleniju peredatochnoj funkcii dlja dinamicheskikh processov rezanija / Vu // Sovremennoe mashinostroenie, serija B. – 1989. – №10. – С. 123-133. 24. Tlusty J. Dynamics of High Speed Milling / J. Tlusty // Trans. ASME, J. Eng. Industry. –1986. – №108. – R. 59-67. 25. Peters, J. The Measurement of the Dynamic Cutting Coefficient/ J. Peters, P. Vanherck, H. Van Brussel // Annals of the CIRP. – 1971. –№21/2. – P. 129-136.

УДК 621.822

В.І. Марчук д-р техн. наук, А.А. Ткачук, І.В. Марчук, Луцьк, Україна

ТЕХНОЛОГІЧНЕ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ НА ОПЕРАЦІЯХ ПОВЕРХНЕВОГО ВИГЛАДЖУВАННЯ

Запропоновано теоретичну модель та розрахункову схему процесу обробки ППД поверхонь обертання з позовжньою хвилястістю та макро відхиленнями одноінденторним інструментом пружної дії. Розглянуто її частотні характеристики для різних варіантів спрощення, що задовольняють умови практики.

На основі аналізу результатів фізичного моделювання запропоновано визначення технологічної сталості процесу обробки ППД поверхонь обертання зі збуреннями у вигляді хвилястості та макро відхилень інструментом пружної дії.

Предложена теоретическая модель и расчетная схема процесса обработки ППД поверхностей вращения с продольной волнистостью и макро отклонениями одноинденторным инструментом упругой действия. Рассмотрены ее частотные характеристики для различных вариантов упрощения, которые удовлетворяют условиям практики.

На основе анализа результатов физического моделирования предложено определение технологической устойчивости процесса обработки ППД поверхностей вращения с возмущениями в виде волнистости и макроотклонений устройствами упругой действия.

V.I. MARCHUK, A.A. TKACHUK, I.V. MARCHUK
TECHNOLOGICAL QUALITY ASSURANCE SURFACES OF REVOLUTION ON THE OPERATIONS OF THE SURFACE SMOOTHING

A theoretical model and numerical scheme processing PPD surfaces of revolution with a longitudinal wave abnormalities and macro tool elastic action. Considered its frequency characteristics for various variants of simplification, which satisfy the conditions of practice.

Based on analysis of the definitions of physical modeling technology of stability processing PPD surfaces of revolution with perturbations in the form waviness of elastic devices.

Параметри якості при обробці вигладжувальним інструментом пружної дії в значній мірі залежать від тиску в точці контакту «поверхня – індентор», який визначається параметрами заготовки та індентора (радіус кривизни, початкова шорсткість заготовки) і сили Q прикладеної до індентора. В нашому випадку прикладену до індентора силу Q забезпечує гідростатичний тиск робочої рідини Y_0 , що має ступінь стиску c .

Запропоновано модель процесу в вигляді розрахункової схеми (рис. 1), яка включає в себе: інструмент для вигладжування, що складається з корпусу 1, рухомого поршня 2 з індентором 3 що притискається до заготовки 4 тиском створеним рідиною 5 з ступенем стиску c та силою $Q_0 = cY_0$. Номінальний переріз заготовки має форму кола б радіусом ρ_0 . Фактичний переріз заготовки представлено у вигляді хвилястої кривої, яка має максимальну висоту W_{max} , кутовий крок хвилі φ_s , а номінальний профіль січення б являється середньою лінією m_w хвилястості, яка характеризує фактичний поточний радіус заготовки $\rho(\varphi)$, 7 хвилястість заготовки.

В розрахунковій схемі передбачено дію наступних сил:

$Q_0 = cY_0$ – номінальне (задане) значення сили вигладжування;

Q – результуюча сила дії індентора на поверхню в точці контакту;

$m\ddot{y}$ – сила інерції рухомих частин інструменту;

P_y – сила реакції заготовки на індентор;

\bar{P}_z – сила опору вигладжуванню;

\bar{P} – результуюча сила вигладжування;

\overline{mg} – маса рухомих частин інструменту;

\bar{N}_1, \bar{N}_2 – сила реакції на опорах поршня;

\bar{F}_1, \bar{F}_2 – сила тертя ковзання, що виникає при русі поршня;

$n\dot{Y}$ – сила в'язкого опору, пропорційна швидкості руху поршня.

Величина реакції N_1 та N_2 визначається з умови рівноваги поршня 2:

$$\begin{cases} N_1 = \frac{(L+h)P \sin \gamma}{L} \\ N_2 = \frac{hP \sin \gamma}{L} \end{cases} \quad (1)$$

Якщо перемножити коефіцієнти N_1 та N_2 на коефіцієнт тертя f , отримаємо: $F_1 = fN_1$ і $F_2 = fN_2$. Критичний кут тиску $\gamma_{кр}$ визначається з умови заклинювання повзуна:

$$\operatorname{tg} \gamma_{кр} = \frac{1}{f(1 + \frac{2h}{l})} \quad (2)$$

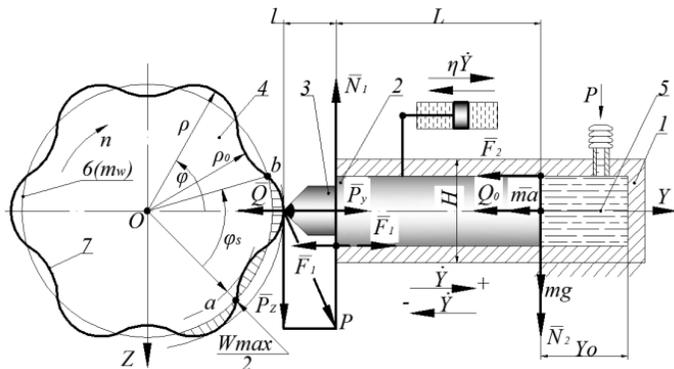


Рисунок 1 – Математична модель процесу вигладжування зовнішніх циліндричних поверхонь, що мають хвилястість, яка описується рядом Фур'є

Аналіз розрахункової схеми дозволяє стверджувати, що модель процесу ППД зовнішніх циліндричних поверхонь представляє собою нелінійну коли-

вальну систему з одним ступенем вільності, яка виконує вимушені коливання при наявності сил в'язкого опору та тертя.

Джерелом збурень є залежність радіусу оброблюваної поверхні від кута φ , тобто функція $\rho(\varphi)$, джерелом якої є відхилення радіусу нормального січення оброблюваної поверхні від номіналу, які отримані під час попередньої обробки, що можна представити за допомогою ряду Фур'є.

Теорія коливань систем з одним ступенем вільності вивчена на достатньо високому рівні та розглядає різні випадки, до яких можна віднести вільні та вимушені коливання, коливання при в'язкому опорі при наявності сил тертя. Без врахування можливості зміни маси отримаємо наступний вид рівняння руху системи з одним ступенем вільності:

$$m\ddot{y} + F(y, \dot{y}, t) = 0 \quad (3)$$

Тут $F(y, \dot{y}, t)$ – це наявність у рівнянні сил залежних від переміщення (сили пружності) $F(y)$, від швидкості (сили в'язкого опору) $F(\dot{y})$, та збурюючі сили $F(t)$, що залежать від часу.

Потрібно зважати, що для нелінійних систем принцип накладання використовувати не можна, тобто збільшувати в 2 рази силу збурення, тому що відповідні переміщення нелінійної системи обов'язково будуть подвоюватись. В загальному випадку нелінійні коливання не є гармонічними і їх частоти змінюються в залежності від амплітуди. Але з метою спрощення вирішення технологічних завдань цим зазвичай нехтують тим самим знижуючи рівень точності.

Безумовно при цьому необхідно враховувати специфічні особливості обробки вигладжуванням реальних поверхонь. Під час вигладжувального оброблення поверхонь, що мають хвилястість, на інструмент як коливальну систему будуть діяти вимушені коливання, тобто коливання які викликає сила збурення $P = P(t)$.

З врахуванням співвідношення $\omega_0^2 = \frac{c}{m}$, рівняння вимушених коливань поршня без врахування сил тертя та в'язкого опору матиме вигляд:

$$\ddot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{P(t)}{m} \quad (4)$$

Формулу (4) прийемо за основу. До неї приводяться диференціальні рівняння коливань будь-якої механічної системи з одним ступенем вільності, при відсутності дисипативних сил. Якщо врахувати приведену силу збурення $P(t) = cf(t)$, то отримаємо наступний вигляд даного рівняння:

$$\ddot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{cf(t)}{m} \quad (5)$$

Описане рівняння динаміки процесу вигладжування інструментом пружної дії більш зручне, адже при обробці поверхні вихідні відхилення від

круглості утворюють саме кінематичні збурення $f(t)$ наприклад хвилястість W_{max} з кроком $\varphi_0\rho_0$ (рис. 1).

При врахуванні в'язкого опору рівняння (5) вимушених коливань матиме вигляд:

$$\ddot{Y} + 2\dot{Y} + \omega_0^2 Y = \frac{cf(t)}{m} \quad (6)$$

Оскільки реальний профіль оброблюваної поверхні 8 (рис. 1) є неперервною диференційною функцією, то його можна представити у вигляді суми синусоїд шляхом розкладу в ряд Фур'є. Тоді для кожної гармоніки величина $f(t)$ буде гармонічним збуджуючим коливанням, а $P(t) = cf(t)$ – гармонічною збуджуючою силою. Для даного випадку вона виражається:

$$P(t) = P_0 \sin(\omega t) = \frac{cf_0}{m} \cdot \sin(\omega t) \quad (7)$$

а встановлені коливальні рухи поршня будуть розв'язком рівняння (6):

$$Y = a \sin(\omega t - \gamma) \quad (8)$$

$$a = \frac{Y_{cm}}{\sqrt{(1 - \frac{\omega^2}{\omega_0^2})^2 + \frac{4\omega^2 n^2}{\omega_0^4}}} \quad (9)$$

де, a та γ :

$$\operatorname{tg}\gamma = \frac{2cn}{\omega_0^2 - \omega^2} \quad (10)$$

де,

$$Y_{cm} = \frac{P_0}{c} = \frac{P_0}{m\omega_0^2} \quad (11)$$

Рівняння (10) представляє собою амплітудно-частотну характеристику коливань вигладжувального інструменту.

Важливо пам'ятати те, що умови технологічної сталості для будь-яких методів обробки, в тому числі поверхневим пластичним деформуванням (надалі ППД) одноінденторними інструментом пружної дії як тіл обертання так і для плоских поверхонь ідентичні, але критерії її забезпечення різні й залежать від схеми обробки та конструктивно-технологічних факторів. Визначимо критерії забезпечення технологічної сталості процесу ППД зовнішніх поверхонь обертання, що мають поздовжню хвилястість або макровідхилення.

Однією із особливостей динамічної системи «деталь-інструмент» процесу ППД, в тому числі алмазного вигладжування інструментом пружної дії, являється відсутність жорсткого кінематичного зв'язку між оброблюваною поверхнею деталі та індентором.

Введемо наступні позначення:

Y, \dot{Y}, \ddot{Y} – відповідно переміщення, швидкість та прискорення точки контакту індентора з поверхнею при жорсткому кінематичному зв'язку останніх;

$Y_1, \dot{Y}_1, \ddot{Y}_1$ – те ж саме при відсутності жорсткого кінематичного зв'язку індентора з поверхнею обробки, тобто це параметри руху індентора для досліджуваної системи обробки.

Можливі тільки два випадки при обробці поверхонь, які мають відхилення від круглості, інструментом ППД пружної дії по досліджуваній схемі:

- 1) обробка без відриву від поверхні оброблення;
- 2) обробка з відривом від оброблюваної поверхні.

Для першого випадку справедливі відношення параметрів руху:

$$Y_1 = Y; \dot{Y}_1 = \dot{Y}; \ddot{Y}_1 = \ddot{Y} \quad (12)$$

в другому ж випадку ці відношення порушуються й набувають вигляду:

$$Y_1 > Y; \quad (13)$$

$$\dot{Y}_1 = \operatorname{var}; \ddot{Y}_1 = \operatorname{var} \quad (14)$$

Умова (12) означає те, що індентор відносно поверхні оброблення рухається з відскоком або підскоком, але не «пробиває» її ($Y_1 < Y$). В даному випадку величиною пластичної деформації поверхні в процесі обробки нехтуємо.

Умови (13) означають, те що швидкість та прискорення індентора в даному випадку можуть набувати різних значень, які можуть відрізнитися від \dot{Y}_1 і \ddot{Y}_1 як по абсолютній величині так і по знаку. Їх конкретні значення залежать від ряду факторів, до числа яких входять тиск робочої рідини на поршень $Q = cY_0$, час «вільного руху» (від контакту до контакту) індентора t_i який визначається кроком хвильової похибки заготовки в перерізі обробки Smw та швидкістю обробки V , від прискорення \ddot{Y} в момент відриву, а також від сил тертя та в'язкого демпфування. Як показує аналіз робіт [1, 2, 3, 4], знаходження точного вирішення для опису закону руху індентора з врахуванням усіх перерахованих факторів являється складним та трудомістким завданням.

Припустимо, що попередньо оброблена поверхня перед фінішною обробкою ППД має поздовжню хвилястість, крок якої кратний довжині круглості номінальної обробки, розгортку такої поверхні можна представити в вигляді схеми (рис. 2).

Такий профіль поверхні відповідає рівнянню:

$$Y = \frac{W_{max}}{2} \sin\left(2\pi \frac{V}{Smw} \cdot t + \gamma_0\right) \quad (15)$$

Тут $\frac{W_{max}}{2} = a$ – амплітуда синусоїдальної апроксимації хвилястості; V – швидкість обробки; Smw – крок хвилястості після попередньої обробки; γ_0 – кут зсуву фаз.

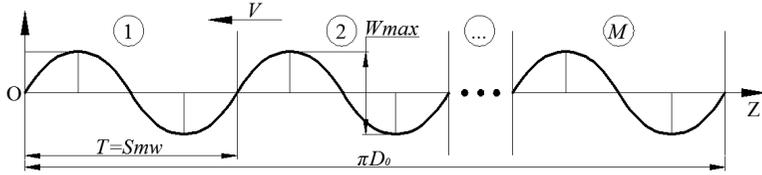


Рисунок 2 – Розгортка перерізу циліндричної поверхні D_0 з поздовжньою хвилястістю; D_0 – номінальний діаметр; $Wmax$, Smw – відповідно максимальна висота та крок хвилі по середній лінії; V – швидкість обробки ППД

Для спрощення попередніх розрахунків будемо вважати, що $\gamma_0=0$.

Рівняння (14) отримане із загального рівняння синусоїди:

$$Y = a \sin(\omega t + \varphi_0) \quad (15)$$

де, a – амплітуда; ω – частота; φ_0 – початковий фазовий кут; t – час.

Відомо що,

$$\omega = 2\pi f = 2\pi \cdot \frac{1}{T} \quad (16)$$

де, $f = \frac{1}{T}$ – частота в Герцах ($1/c$); T – період коливань, який для досліджуваного випадку дорівнює Smw .

Оскільки в моделі абсцисою являється просторова координата Z , то її зв'язок з часом очевидний і виражається наступним співвідношенням:

$$Z = V \cdot t \quad (17)$$

Якщо виражати величини V і Smw відповідно в $m/xв$ та mm , то значення частоти складатиме:

$$\omega \cong 3,33\pi \frac{V}{Smw} \quad (18)$$

Використання швидкості обробки V дає більш загальне уявлення про процес обробки, перехід до деталей забезпечує відоме співвідношення:

$$V = \frac{\pi D_0 n}{1000} \quad (19)$$

Тут, як відомо D_0 і n мають розмірність відповідно в mm та $xв^{-1}$.

Детальний розгляд діаграм переміщення, швидкостей, прискорень, а також проміжних положень інструменту для ППД відносно оброблюваної поверхні (рис. 3) показує, що в різних типових точках оброблюваної поверхні (0, 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, ...) на поверхню «Л» з боку індентора діє сумарна сила обробки Q_Σ , яка визначається як:

$$Q_\Sigma = c(Y_0 + Y) + m\ddot{Y} \quad (20)$$

де, Y_0 – величина попереднього натягу; Y – поточна координата оброблюваної поверхні; $m\ddot{Y}$ – сила інерції.

Якщо припустити, що $Y \ll Y_0$, тоді можна записати:

$$Q_\Sigma = cY_0 + m\ddot{Y} = Q_0 + m\ddot{Y} \quad (21)$$

При наявності контакту між оброблюваною поверхнею та індентором виконується умова:

$$P_y = Q_\Sigma \quad (22)$$

де, P_y – реакція оброблюваної поверхні на індентор.

Умовою безвідривної обробки являється $P_y \geq 0$ або $Q_\Sigma \geq 0$, звідки з врахуванням припущення (21) отримаємо характеристику самого несприятливого випадку $\sin(\omega t + \gamma_0) = 1$:

$$Q_0 - m\ddot{Y} \geq 0 \quad (23)$$

Якщо, $Q_0 = cY_0 \geq m\ddot{Y}$, то для самого несприятливого випадку

отримаємо: $\frac{c}{m} Y_0 \geq a\omega^2$ або $\frac{c}{m} Y_0 \geq \frac{W_{max}}{2} \left(\frac{2\pi V}{Smw} \right)^2$.

Після нескладних перетворень отримаємо кінцеву умову безвідривного процесу обробки, що обмежує її максимальну швидкість:

$$V_{max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{max}}} \quad (24)$$

Дана умова пов'язує ряд найважливіших факторів, а саме:

- 1) якість попередньої обробки поверхні ($Wmax$, Smw);
- 2) конструктивні фактори інструменту для ППД (маса поршня m та тиск робочої рідини P , густина робочої рідини c);
- 3) режими обробки (номінальна сила обробки $Q_0 = cY_0$ та швидкість V).

Самими несприятливими точками в плані відриву індентора виявились точки (1) та (5) (рис. 3). В загальному випадку такими являються точки поперечного перерізу оброблюваної поверхні, які задовольняють умову: $(Smw/4 \pm kSmw)$, де, $k=1, \dots, \infty$. Або іншими словами, ними являються вершини хвиль, що утворилися в процесі попередньої обробки.

Для підвищення швидкості обробки, і як наслідок підвищення продуктивності, спираючись на умову (24) можна рекомендувати наступне:

- 1) понижувати максимальну висоту хвилястості $Wmax$ попередньо обробленої поверхні та збільшувати її крок по середній лінії Smw ;
- 2) знижувати масу рухомих частин інструменту для ППД m та збільшувати тиск робочої рідини P ;

3) намагатися проводити обробку при максимально допустимій силі $cY_0 \rightarrow \max$.

Умова (24) забезпечує безвідривну обробку, проте реальна сила вигладжування при цьому коливається в досить широких межах: від 0 до $Q_\Sigma = \max$. Це безумовно буде негативно впливати на формування в процесі обробки геометричних та фізико-механічних параметрів якості поверхні.

В таких випадках потрібно задавати зусилля обробки в деякому інтервалі $Q_\Sigma \in (Q_{\Sigma \min}, Q_{\Sigma \max})$. При цьому інтервал може бути як симетричним відносно Q_0 , так і не симетричним.

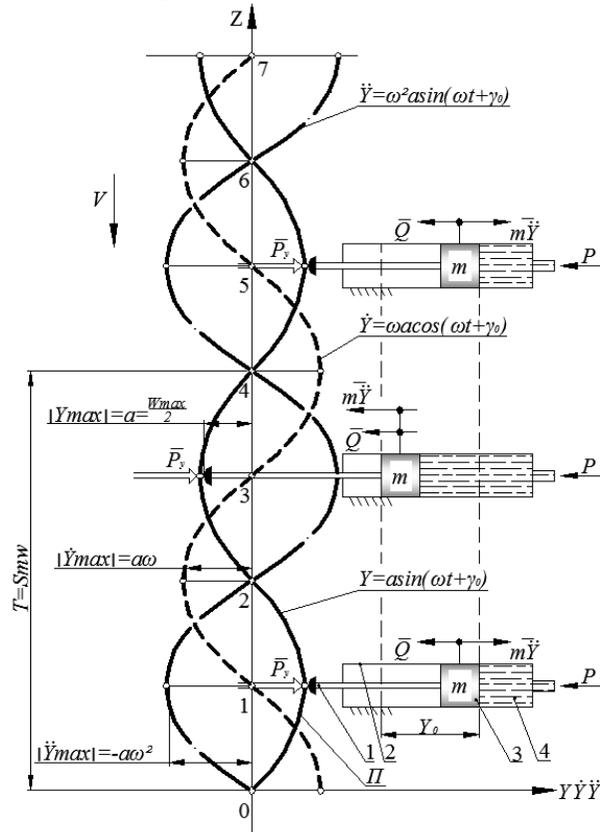


Рисунок 3 – Діаграми переміщень, швидкостей, прискорень та проміжних станів інструменту для ППД при обробці хвилястої поверхні (модель): П – лінія перерізу поверхні; 1 – індентор; 2 – корпус; 3 – поршень; 4 – робоча рідина

Для симетричного інтервалу отримаємо $Q_\Sigma \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$, де $1 \geq \delta \geq 0$ (рис. 4а). В такому випадку основа співвідношення набуде вигляду:

$$Q_0 - m\ddot{Y} \geq (1 - \delta)Q_0 \quad (25)$$

Звідси, після перетворень, аналогічних проведеним вище, отримаємо:

$$V_{\max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\delta \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (26)$$

Слід відмітити, що швидкість V , яка задовольнятиме (26) забезпечуватиме одночасно верхню та нижню межі інтервалу $Q_\Sigma \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$.

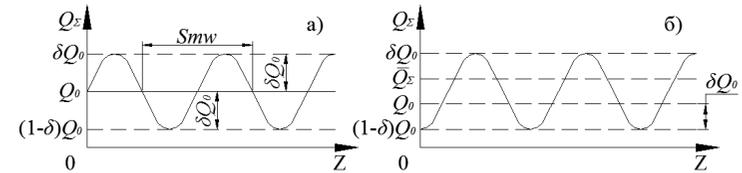


Рисунок 4 – Варіанти регламентації сили впливу індентора на оброблювану поверхню при обробленні методами ППД: а – симетричний; б – несиметричний

У випадку несиметричної регламентації сили впливу індентора на оброблювану поверхню (рис 4б) обмеження швидкості обробки набудуть вигляду:

а) для нижньої межі (δQ_0) обмеження співпадає з (24)

б) для верхньої межі (βQ_0) обмеження виглядатиме:

$$Q_0 + m\ddot{Y} \leq \beta Q_0 \quad (27)$$

Тут $\beta > 1$ – коефіцієнт граничного перебільшення сили обробки, який вибирається з умов обмеження можливої хвилястості, перенаклепу поверхневого шару та інших негативних явищ.

Розв'язуючи рівняння (27) та після ряду перетворень отримаємо:

$$V_{\max} \leq \frac{1}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{(\beta + 1) \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}}, (\beta \geq 0) \quad (28)$$

Таким чином для випадків несиметричної регламентації сили ППД Q_0 швидкість обробки V потрібно обирати такою щоб вона задовольняла наступні критерії (26) та (28). Варто звернути увагу, що під час практичного застосування теоретичних критеріїв (24), (26) і (28) потрібно строго дотримуватись системи СІ. Якщо дотримуватись системи СІ, то швидкість V при розрахунках за залежностями (24), (26) і (28) визначається в (м/с). Щоб отримати результат в (м/хв) прийнятий в технології машинобудування, вказані залежності відповідно набудуть вигляду:

а) для забезпечення обробки без відриву індентора від поверхні:

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (29)$$

б) для забезпечення обробки із симетричним інтервалом зміни силового фактора $Q_{\Sigma} \in (Q_0 \pm \delta Q_0)$:

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{\delta \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (30)$$

в) для забезпечення обробки з несиметричним регламентуванням силового фактора ($\delta Q_0 \leq Q_{\Sigma} \leq \beta Q_0$):

$$V_{\max} \leq \frac{60}{\pi\sqrt{2}} \sqrt{(\beta+1) \frac{(cY_0) \cdot Smw^2}{m \cdot W_{\max}}} \quad (м/хв) \quad (31)$$

Значення швидкості V_1 в даному виразі визначатиметься залежністю (30), а фактичне значення швидкості обробки обирається з умови (31) $V_{\text{факт}} \leq \min(V_1, V_2)$.

Якщо виникає необхідність знаходження зв'язків вказаних критеріїв з номінальним діаметром обробки D_0 і числом обертів n , то для цього можливе використання рівняння (19).

Визначення критичної швидкості обробки, яка забезпечує безвідривний процес руху індентора відносно оброблюваної поверхні при ППД зручно інтерпретувати за допомогою теоретично отриманих на основі (30) діаграм (рис. 5).

Критичне значення швидкості обробки V на них представляє собою точку, яка лежить на відповідній кривій. Допустимі значення лежать нижче кривої, а значення що приводять до відриву індентора від поверхні вище цієї кривої. Відповідні критичні області побудовано для наступних випадків:

1) для змінних значень сили обробки $Q (Q = cY_0)$ при фіксованих значеннях маси рухомих частин інструменту для ППД m та відношення квадрату кроку хвилі по середній лінії відносно її максимальної висоти Smw^2 / W_{\max} (рис. 5а);

2) для змінних значень маси нерухомих частин індентора m та фіксованих значеннях сили Q і відношення Smw^2 / W_{\max} (рис. 5б);

3) для змінних значень максимальної висоти хвилі при фіксованих значеннях сили $Q (Q = 100H)$, маси рухомих частин індентора $m (m = 1,16) \text{ кг}$ та кроку хвилястості по середній лінії Smw (рис. 5в);

4) для змінних значень кроку хвилі по середній лінії Smw при змінних значеннях висоти хвилі W_{\max} та фіксованих величинах сили Q і маси m , як і в попередньому випадку (рис. 5г).

Отримані теоретичним шляхом діаграми можуть бути використані як довідкові дані та дозволяють оперативно визначати максимально допустиму швидкість обробки ППД інструментом пружної дії, яка забезпечує технологічну сталість процесу.

При необхідності забезпечення обробки з симетричним інтервалом зміни силового фактора $Q_0 \pm \delta Q_0$ (критерій (30)) або для забезпечення обробки з несиметричною регламентацією силового фактора $\delta Q_0 \leq Q_{\Sigma} \leq \beta Q_0$ (критерій (31)) значення максимальної швидкості обробки, отримане за допомогою діаграми (5) слід множити на коефіцієнти $\sqrt{\delta}$ та $\sqrt{\beta+1}$ відповідно.

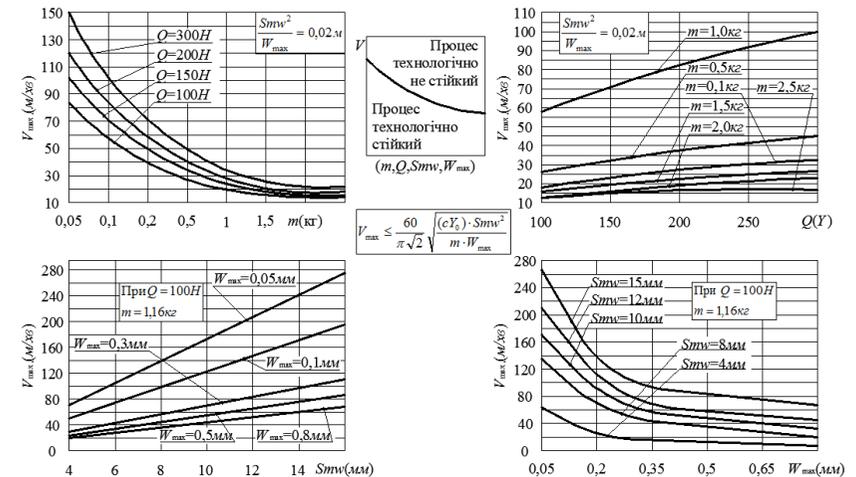


Рисунок 5 – Теоретичні діаграми для визначення допустимої швидкості при ППД поверхонь обертання, які мають макровідхилення у вигляді хвиль W_{\max} , Smw

Розглянуті теоретичні положення справедливі для випадків обробки поверхонь обертання ППД, які мають постійну максимальну висоту хвилі $W_{\max} = const$ і крок хвилі Smw кратний довжині круглості обробки $\pi D_0 = NSmw$, де D_0 – номінальний діаметр обробки, а N – ціле число хвиль, які знаходяться на круглості.

На практиці така умова може бути виконана досить рідко. Насправді профіль попередньо обробленої поверхні містить хвилі різної висоти та кроку, але головною особливістю є його безперервність та можливість його диференціювання. Для застосування запропонованих критеріїв до обробки реальних поверхонь, враховуючи умови їх диференціювання, потрібно приймати розклад реального профілю в ряд Фур'є, виділяючи при цьому основні синусоїдальні складові та використовуючи принцип суперпозиції. В цьому випадку вхідною величиною буде періодичний сигнал, який представлятиме

собою суму синусоїдальних складових, отриманих при розкладі реального вихідного профілю в ряд Фур'є, що матиме вигляд:

$$Y_{BX}(z) = \frac{W_{\max_0}}{4} + \sum_{k=1}^n \frac{W_{\max_k}}{2} \sin\left(\frac{2\pi}{Smw_k} z + \gamma_k\right) \quad (32)$$

де, W_{\max_0} – максимальна висота хвилі для основної гармоніки; W_{\max_k} – максимальна висота хвилі для k -ї гармоніки; Smw_k – крок хвилі по середній лінії для k -ї гармоніки; γ_k – фаза k -ї гармоніки.

Технологічна сталість процесу обробки поверхневого вигладжування інструментом пружної дії – це його властивість безперервно по всій оброблюваній поверхні забезпечувати необхідний вектор \bar{R} параметрів якості поверхневого шару (включаючи експлуатаційні) в регламентованих межах $(\pm\delta\bar{R})$ із заданою надійністю $P(R_i \in (\bar{R}_i \pm \delta\bar{R}_i))$.

Теоретичний аналіз моделі процесу ППД дозволив отримати критерії технологічної сталості, які пов'язують допустиму швидкість обробки V з параметрами вихідної хвилястості поверхні W_{\max} , Smw , конструктивними особливостями інструменту ППД пружної дії m , c та допустимими відносними межами варіації сили обробки δ , β . Дана графічна інтерпретація отриманих критеріїв придатна для практичного застосування в умовах виробництва.

Встановлено, що з динамічної сталості процесу обробки ППД інструментом пружної дії не завжди однозначно настає його технологічна сталість.

За допомогою фізичного моделювання встановлено, що обробка ППД в умовах технологічної несталості процесу призводить до формування поверхні з нерівномірною шорсткістю та хвилястістю, висотні параметри яких у 5...7 разів перевищують вихідні.

Список використаних джерел: 1. Пановко Я. Г. Основы прикладной теории колебаний и удара. Изд. 3-е, доп. и переработ. - Л.: Машиностроение (Ленингр. отд-ние), 1976 - 320 с.; 2. Сулима А. М., Шулов В. А., Ягодкин Ю. Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. - М: Машиностроение, 1988. -240 с. 3. Тимошенко С. П., Янг Д. Х., Уивер У. Колебания в инженерном деле. / Пер. с англ. Л. Г. Корнейчука; Под ред. Э. И., Григolloка. - М. Машиностроение, 1985.-472 с.; 4. Яблонский А. А., Норејко С. С. Курс теории колебаний - М.: Высш. шк., 1966.-256 с..

Поступила в редколлегию 28.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Panovko Ja. G. Osnovy prikladnoj teorii kolebanij i udara. Izd. 3-e, dop. i pererabot. - L.: Mashinostroenie (Leningr. otd-nie), 1976 - 320 s.; 2. Sulima A. M., Shulov V. A., Jagodkin Ju. D. Poverhnostnyj sloj i jekspluatacionnye svojstva detalej mashin. - M: Mashinostroenie, 1988. -240 s.; 3. Timoshenko S. P., Jang D. H., Uiver U. Kolebanija v inzhenernom dele. / Per. s angl. L. G. Kornejchuka; Pod red. Je. I., Grigoljuka. - M. Mashinostroenie, 1985.-472 s.; 4. Jablonskij A. A., Norejko S. S. Kurs teorii kolebanij - M.: Vyssh. shk., 1966.-256 s.

Е. В. Мироненко, д-р техн. наук,
В. В. Калиниченко, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

ОСНОВНЫЕ ПОЛОЖЕНИЯ ТЕОРЕТИЧЕСКОЙ МОДЕЛИ ПРОЦЕССА ИЗНАШИВАНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА, ПОДВЕРГНУТОГО УПРОЧНЯЮЩЕМУ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОМУ ВОЗДЕЙСТВИЮ

В статье представлены основные положения теоретической модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого упрочняющему энергетическому воздействию. Положения модели подтверждаются результатами экспериментальных исследований влияния упрочняющей обработки импульсным магнитным полем на интенсивность изнашивания резцов с режущими пластинами из твердого сплава ТН20.

В статті представлені основні положення теоретичної моделі процесу зношування різального інструменту, підданого зміцнюючому енергетичному впливу. Положення моделі підтверджуються результатами експериментальних досліджень впливу зміцнюючої обробки імпульсним магнітним полем на інтенсивність зношування різців з різальними пластинами з твердого сплаву ТН20.

*E. V. MIRONENKO, V. V. KALINICHENKO
HIGHLIGHTS OF THE THEORETICAL MODELS OF CUTTING TOOL WEAR SUBJECTED STRENGTHENING ENERGY IMPACT*

Substantive provisions of theoretical model of the cutting tool wear process subjected to strengthening power influence are presented in the article. Positions model prove the results of experimental researches of influence of strengthening processing by a pulse magnetic field on the intensity of wear process of cutters with cutting plates of hard alloy TN20.

Постановка проблемы

Одним из основных направлений повышения работоспособности режущего инструмента является применение технологий упрочнения и нанесения износостойких покрытий, предусматривающих направленное изменение физико-механических свойств поверхности и поверхностного слоя инструмента, испытывающих наиболее интенсивное термомеханическое воздействие при резании. Комплексное исследование процесса резания упрочненным инструментом предопределяет актуальность разработки теоретических моделей основных физических процессов при резании, в первую очередь процесса изнашивания инструмента.

Анализ исследований и публикаций по рассматриваемой проблеме

Наиболее перспективным является применение методов упрочнения и нанесения износостойких покрытий для повышения работоспособности режущего инструмента, работающего в условиях чистовой и получистовой обработки, при которых доминирующим видом отказа инструмента является износ. Характеристики работоспособности инструмента в этом случае опре-

деляются интенсивностью изнашивания его рабочих поверхностей. Интенсивность изнашивания рабочих поверхностей упрочненного инструмента определяется как режимами резания, так и комплексом свойств тонкого поверхностного слоя инструмента, формируемых при упрочняющем энергетическом воздействии (УЭВ) и зависящих от технологических режимов упрочнения (режимов УЭВ).

Для адекватного описания процесса резания (ПР) упрочненным инструментом необходимо в рамках одной модели рассмотреть всю технологическую последовательность от формирования комплекса свойств рабочих поверхностей инструмента при УЭВ до потери инструментом работоспособности в результате изнашивания. Теоретические подходы к решению такой задачи представлены в работе [1]. В русле термодинамического подхода [1] упрочнение инструмента представляют как взаимодействие исходной структуры инструментального материала (ИМ) с УЭВ. В результате воздействия на исходную структуру ИМ комплекса активационных и диссипативных процессов формируется уровень упрочненно-устойчивого состояния материала поверхностного слоя инструмента. Изнашивание инструмента при этом рассматривается как термодинамический процесс, интенсивность которого зависит от внутренней энергии контактного объема ИМ. Значение внутренней энергии может быть повышено в результате УЭВ (как предварительного, так и возникающего непосредственно в процессе резания). Основным преимуществом такого подхода к описанию процесса изнашивания является универсальность, позволяющая выразить через энергетические характеристики ПР явления любой физической природы.

Результаты исследований влияния режимов резания и УЭВ на характеристики интенсивности изнашивания упрочненного режущего инструмента представлены в работах различных авторов, посвященных конкретным технологическим методам упрочнения инструмента. Например, для точения сталей твердосплавными резцами, подвергнутыми обработке импульсным магнитным полем (ОИМП), результаты исследования влияния режимов ОИМП и резания на интенсивность изнашивания инструмента приведены в предыдущих работах авторов статьи [2–4].

Обзор нерешенных частей проблемы

Для разработки теоретической модели процесса изнашивания при резании упрочненным инструментом необходимо установить систему связей между факторами, непосредственно определяющими интенсивность изнашивания инструмента при конкретном его физическом механизме, с одной стороны, и интенсивность потоков энергии, поступающей в инструмент при предварительном УЭВ и резании, с другой стороны.

Цель статьи – на основании установления системы связей факторов, определяющих интенсивность изнашивания инструмента и интенсивность потоков энергии, поступающей в инструмент при предварительном УЭВ и

резании, сформулировать основные положения теоретической модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого УЭВ, при чистовой и получистовой обработке. Процесс изнашивания инструмента рассматривается в статье на примере изнашивания резцов с твердосплавными режущими пластинами, упрочненными технологическим методом ОИМП.

Основная часть

При постоянстве прочих входных параметров ПР правильный выбор режимов УЭВ и резания является условием эффективного снижения интенсивности изнашивания инструмента в результате упрочнения.

Зависимости наиболее показательных характеристик интенсивности изнашивания инструмента (линейной характеристики I_h изнашивания и относительного поверхностного износа $h_{онз}$ по задней поверхности) от режимов резания определяются особенностями физического механизма изнашивания. В соответствии с данными работ [5–7], при значениях скоростей V и температур Θ резания, меньших, чем оптимальные значения V_o и Θ_o , изнашивание инструмента обусловлено адгезионным взаимодействием ИМ и обрабатываемого материала (ОМ), при $V > V_o$ ($\Theta > \Theta_o$) – термоактивируемыми диффузионными процессами (температура Θ_o в данном случае соответствует характерной температуре $\Theta_{хар}$ в соответствии с терминологией работы [5]).

Величина I_h зависит от отношения прочности τ_{nm} на срез адгезионных связей при наличии пластических деформаций на контакте и микротвердости

H_μ поверхностного слоя ИМ по формуле: $I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_{nm}}{H_\mu} \right)^{B_1}$ [6], в которой

$A_1 > 0$ и $B_1 > 1$ – коэффициент и показатель степени, зависящие от марки ИМ и вида обработки. Величина τ_{nm} во всем диапазоне V определяется как $\tau_{nm} = \tau_0 + \beta \cdot q_N'$, где τ_0 – прочность на срез адгезионных связей при отсутствии нормальных напряжений на контакте, β – коэффициент упрочнения адгезионных связей, q_N' – нормальные напряжения на задней поверхности инструмента. Величина слагаемого $\beta \cdot q_N'$ в формуле для определения τ_{nm} будет зависеть от природы взаимодействия ИМ и ОМ в различных диапазонах температуры резания Θ и определяться по формулам: $\beta \cdot q_N' = \beta_{хар} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}$ при $\Theta < \Theta_o$ и $\beta \cdot q_N' = D \cdot e^{-C \cdot \Theta}$ при $\Theta > \Theta_o$, где $\beta_{хар}$ – значение β при $\Theta = \Theta_{хар}$. Зависимости, определяющие I_h и $h_{онз}$ при резании в различных диапазонах значений V , систематизированы

в таблице 1, в которой $A_1 > 1$; $B_1 > 0$; $A_r > 1$; $a_r > 0$; $D = A \cdot A_r$, $C = B \cdot a_r$ – коэффициент и показатель степени, характеризующие интенсивность термоактивируемых процессов при диффузионном изнашивании, снижающих τ_{nn} , и зависящие от контактирующих ОМ и ИМ; A_{H_μ} , a_{H_μ} – коэффициент и показатель степени, зависящие от фазового состава ИМ; H_{μ_0} – значение H_μ в исходном состоянии (до УЭВ); K_{H_μ} – коэффициент повышения H_μ после УЭВ.

Снижение величин I_h и $h_{онз}$ при $A_1 > 0$ и $B_1 > 1$ возможно за счет снижения τ_{nn} и повышения H_μ . Повышение H_μ может быть достигнуто за счет предварительного УЭВ при упрочнении. Входные параметры ПР оказывают влияние на величины I_h и $h_{онз}$ через изменение температуры резания Θ . Возрастание Θ вызывает снижение как τ_{nn} , так и H_μ в соответствии с зависимостями таблицы 1.

Для определения связей интенсивности изнашивания инструмента с величиной энергетических потоков при резании выделим влияние энергетических потоков, вызывающих повышение H_μ на этапе упрочнения и снижение τ_{nn} и H_μ на этапе резания упрочненным инструментом.

Баланс энергетических потоков в зоне резания, согласно работе [1], описывается следующими уравнениями:

$$W = \Pi + Q; \quad (1)$$

$$\Pi = U + A; \quad (2)$$

$$U_2 = U_1 + U, \quad (3)$$

где W – суммарная величина энергии, поступающей в инструмент от всех энергетических источников; Q , Π – тепловая и нетепловая составляющие энергии; U – величина внутренней энергии, насыщающей контактный объем ИМ при резании; A – затраты энергии на работу диспергирования ИМ; U_1 – внутренняя энергия контактного объема ИМ до взаимодействия; U_2 – внутренняя энергия контактного объема ИМ к моменту диспергирования.

Связь интенсивности $\frac{dM}{dt}$ убыли массы инструмента при его изнашивании с энергетическими показателями ПР определяется полученными из общей логики уравнений (1–3) зависимостями [1]: $\frac{dM}{dt} = \frac{d}{dt}(\Pi - U)$ (для общего

случая) и $\frac{dM}{dt} = \frac{d\Pi}{dt} - \frac{dU}{dt}$ (для стадии нормального изнашивания), где M – сум-

марная масса частиц износа; $\frac{\partial A}{\partial M}$ – удельное значение работы диспергирования ИМ, затраченной на износ единицы его массы; $\frac{\partial U_2}{\partial M} = \frac{\partial U_1}{\partial M} + \frac{\partial U}{\partial M}$ – удельное содержание внутренней энергии контактного объема ИМ к моменту диспергирования.

Таблица 1 – Зависимости, определяющие интенсивность изнашивания инструмента при $V \langle V_o$ и $V \rangle V_o$ [4, 5, 7]

Скорость резания	$V \langle V_o$	$V \rangle V_o$
Температура резания	$\Theta \langle \Theta_{xap}$	$\Theta \rangle \Theta_{xap}$
Коэффициент упрочнения адгезионных связей	$\beta = \beta_{xap} = const$	$\beta = A \cdot e^{-B \cdot \Theta}$
Прочность на срез адгезионных связей при наличии пластических деформаций на контакте	$\tau_{nn} = \tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}$	$\tau_{nn} = \tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}$
Микротвердость поверхностного слоя твердого сплава	$H_\mu = H_{\mu_0} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}$	
Линейная характеристика изнашивания	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Микротвердость поверхностного слоя твердого сплава после упрочняющего воздействия	$H_\mu = H_{\mu_0} \cdot K_{H_\mu} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}$	
Линейная характеристика изнашивания после упрочняющего воздействия	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_\mu} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$I_h = A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_\mu} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Относительный поверхностный износ реза по задней поверхности	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$
Относительный поверхностный износ реза по задней поверхности после упрочняющего воздействия	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + \beta_{xap} \cdot A_r \cdot e^{-a_r \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_\mu} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$	$h_{онз} = \frac{10^8}{S} \cdot A_1 \cdot \left(\frac{\tau_0 + D \cdot e^{-C \cdot \Theta}}{H_{\mu_0} \cdot K_{H_\mu} \cdot e^{-a_{H_\mu} \cdot \Theta}} \right)^{B_1}$

Для снижения интенсивности изнашивания инструмента на этапе нормального изнашивания (для которого и определяются показатели I_h и $h_{онз}$),

необходимо обеспечить снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ и повышение $\frac{\partial U_2}{\partial M}$. При этом поло-

жительная корреляция между $\frac{dM}{dt}$ и характеристиками I_h и $h_{онз}$ следует из физического смысла процесса изнашивания.

В соответствии с уравнением (1) $\frac{d\Pi}{dt} = \frac{d(W-Q)}{dt}$. Снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ может достигаться за счет роста тепловой составляющей энергии Q , что при прочих равных условиях процесса резания вызывает повышение Θ .

Для инструментального материала, подвергнутого УЭВ, $\frac{\partial U_2}{\partial M} = \frac{G \cdot b^2 \cdot \rho \cdot (1 - \nu \cdot \cos^2 \alpha)}{4 \cdot \pi \cdot (1 - \nu) \cdot q} \cdot \ln\left(\frac{1}{b \cdot \sqrt{\rho}}\right)$ [1], где G – модуль упругости; b – параметр кристаллической решетки; ρ – плотность линейных дислокаций; ν – коэффициент Пуассона; α – угол между вектором Бюргерса и осью дислокации; q – плотность материала.

Из анализа зависимостей таблицы 1 следует, что снижение τ_{nn} происходит вследствие повышения Θ при постоянных β и τ_0 . Следовательно, снижение $\frac{d\Pi}{dt}$ обуславливает снижение τ_{nn} .

Повышение H_μ после предварительного УЭВ происходит вследствие воздействия на дефектную структуру ИМ, сопровождающегося повышением плотности дислокаций. При этом вследствие изменения $\frac{\partial U_2}{\partial M}$ формируется резерв повышенной микротвердости ИМ $\Delta H_{\mu_{yup}} = H_{\mu_{yup}} - H_{\mu_0}$, где $H_{\mu_{yup}}$ – значение H_μ после предварительного УЭВ.

Предварительное УЭВ повышает U_1 на величину ΔU_{yup} и уравнение (3) приобретает вид: $U_2 = U_1 + \Delta U_{yup} + U$ (насыщение контактного объема ИМ внутренней энергией на величину U происходит при приработке до стадии нормального изнашивания). Повышение ΔU_{yup} вследствие предварительного УЭВ высокой интенсивности при постоянных условиях резания может обусловить возрастание величины U_2 выше критического значения $U_{кр}$ и, как следствие, интенсификацию изнашивания переупрочненного ИМ вследствие активационных процессов развития пор и микротрещин, зародыши которых формируются еще на этапе предварительного УЭВ.

При резании резерв $\Delta H_{\mu_{yup}}$ уменьшается на величину ΔH_{μ_0} , что обусловлено ростом Θ за счет тепловой составляющей энергии Q . Осо-

бенно значительно уменьшение $\Delta H_{\mu_{yup}}$ при высоких значениях V , что объясняется интенсивным тепловыделением при резании. Для сохранения резерва микротвердости необходимо, чтобы $\Delta H_{\mu_{yup}} - \Delta H_{\mu_0} > 0$.

Результаты анализа энергетических процессов при резании представлены в схеме влияния режимов УЭВ и резания на интенсивность изнашивания инструмента (рисунок 1). В основе теоретической модели процесса изнашивания упрочненного инструмента при резании должны лежать три принципа снижения интенсивности изнашивания инструмента:

Принцип 1. Режимы УЭВ должны обеспечивать повышение плотности дислокаций в ИМ без интенсивного развития зародышей пор и микротрещин в материале, вызывающего снижение H_μ и повышение интенсивности изнашивания инструмента (неравенство $\Delta U_{yup} > (U_{кр} - U_1 - U)$);

Принцип 2. Соотношение характеристик энергетических потоков ΔU_{yup} и Q должно обеспечивать сохранение резерва повышенной микротвердости поверхностного слоя твердого сплава при реальной температуре резания (неравенство $\Delta H_{\mu_{yup}} > \Delta H_{\mu_0}$);

Принцип 3. В диапазоне скоростей резания $V \leq V_o$, соответствующем нормативным и оптимальным (с точки зрения минимума $h_{онз}$) режимам точения и адгезионному механизму изнашивания, Q и Θ должны оказывать более интенсивное снижающее влияние на τ_{nn} , чем на H_μ (неравенство $a_r > a_{H_\mu}$).

Положения модели подтверждаются результатами экспериментов при точении сталей 45, У8А, ХВГ резцами с режущими пластинами из твердого сплава ТН-20, подвергнутыми ОИМП. Точение производилось на токарно-винторезном станке модели 1К625Сп резцами по ТУ 2-035-892-82 с режущими пластинами формы 02114-080610 (ГОСТ 19048-80). Геометрия резцов: $\alpha = 10^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\varphi' = 10^\circ$. Средняя исходная микротвердость поверхностного слоя пластин в партии: $\overline{H_{\mu_0}} = 1400$ МПа. Диапазон исследуемых режимов резания: скорость резания $V = 100-300$ м/мин, подача $S = 0,2-0,4$ мм/об, глубина резания $t = 1-2,5$ мм. Режимы ОИМП режущих пластин: напряженность поля $H = 0,2 \cdot 10^5 - 1,8 \cdot 10^5$ А/м, продолжительность обработки $t = 2$ мин, время выдержки после ОИМП $t_g = 28$ час, частота импульсов $f = 5$ Гц.

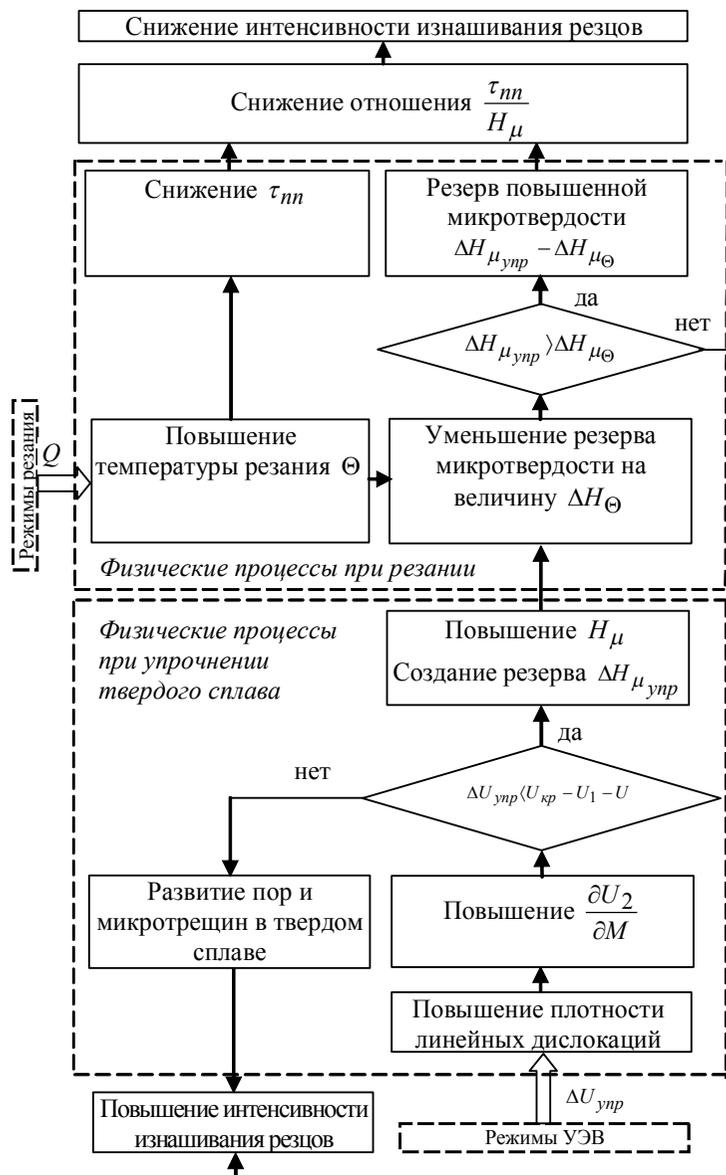


Рисунок 1 – Схема влияния режимов УЭВ и резания на интенсивность изнашивания упрочненного инструмента

Данные значения t , t_g и f обеспечивают максимум $K_{H_{\mu}}$. Микротвердость поверхностного слоя измерялась на приборе ПМТ-3. Плотность ρ ли-

нейных дислокаций в фазах твердого сплава определялась по истинной (физической) ширине линий (111) Ni и TiC на дифрактометре рентгенометрическом ДРОН-4-07. Величина $h_{онз}$ определялась по методике работы [8]. Результаты экспериментов по определению H_{μ} и $h_{онз}$ подвергались статистической обработке с расчетом доверительного интервала с вероятностью $P = 0,9$.

Результаты экспериментов, частично представленные в таблицах 2–5, свидетельствуют о снижении $h_{онз}$ в результате ОИМП режущих пластин, отмечаемом при точении всех рассматриваемых сталей во всем исследуемом диапазоне режимов резания и при всех значениях напряженности магнитного поля (кроме максимального значения $H = 1,8 \cdot 10^5$ А/м). Снижение интенсивности изнашивания инструмента происходит за счет повышения H_{μ} , обусловленного повышением плотности ρ линейных дислокаций в связующей и карбидной фазах в результате деформационного воздействия магнотрикции природы. Более высокие значения коэффициента $K_{h_{онз}}$ снижения относительного поверхностного износа резцов по задней поверхности и коэффициента $K_{H_{\mu}}$ повышения микротвердости поверхностного слоя твердого сплава, согласно данным таблицы 2, соответствуют режимам ОИМП, обеспечивающим большее повышение ρ и, соответственно, величины $\frac{\partial U_2}{\partial M}$. Наибольшее повышение ρ и максимумы $K_{h_{онз}}$ и $K_{H_{\mu}}$ отмечаются при $H = 1,1 \cdot 10^5$ А/м. При повышении H выше указанного значения, $K_{H_{\mu}}$ (как и величина повышения ρ), снижается,

Таблица 2 – Повышение плотности линейных дислокаций и микротвердости поверхностного слоя для пластин из твердого сплава ТН20 в результате ОИМП

Напряженность H поля, А/м	Повышение плотности ρ линейных дислокаций, раз		$K_{H_{\mu}}$
	в связующей фазе	в карбидной фазе	
$0,4 \cdot 10^5$	1,41	1,23	1,2
$0,8 \cdot 10^5$	1,45	1,28	1,22
$1,1 \cdot 10^5$	1,57	1,37	1,31
$1,4 \cdot 10^5$	1,39	1,25	1,2
$1,8 \cdot 10^5$	1,04	1,01	1,01

и при $H = 1,8 \cdot 10^5$ А/м значения ρ и H_{μ} практически не изменяются, а $h_{онз}$ либо практически не изменяется, либо повышается. В этом случае высокоинтенсивное УЭВ величиной $\Delta U_{упр}$ вызывает рост плотности пор и микротре-

щин, нивелирующий повышение ρ и приводящий к отсутствию повышения H_μ и снижения $h_{онз}$, что соответствует приведенному выше принципу 1 снижения интенсивности изнашивания инструмента.

Снижение $h_{онз}$ после ОИМП наблюдается при различных значениях V и S (таблица 3). В данном случае предварительное УЭВ обеспечивает существенное превосходство $\Delta H_{\mu_{зп}}$ над ΔH_{μ_0} во всем диапазоне режимов резания, что соответствует приведенному выше принципу 2 снижения интенсивности изнашивания инструмента.

Таблица 3 – Значения K_{H_μ} и $K_{h_{онз}}$ для резцов с режущими пластинами

из твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП с различной напряженностью поля

Напряженность H поля, А/м	K_{H_μ}	$K_{h_{онз}}$
Точение стали 45, $V = 160$ м/мин, $S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм		
$0,4 \cdot 10^5$	1,2	1,26
$0,8 \cdot 10^5$	1,22	1,39
$1,1 \cdot 10^5$	1,31	1,7
$1,4 \cdot 10^5$	1,2	1,27
$1,8 \cdot 10^5$	1,01	0,85
Точение стали У8А, $V = 155$ м/мин, $S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм		
$0,4 \cdot 10^5$	1,2	1,29
$0,8 \cdot 10^5$	1,22	1,43
$1,1 \cdot 10^5$	1,31	1,91
$1,4 \cdot 10^5$	1,2	1,31
$1,8 \cdot 10^5$	1,01	1,01
Точение стали ХВГ, $V = 145$ м/мин, $S = 0,2$ мм/об, $t = 1$ мм		
$0,4 \cdot 10^5$	1,2	1,29
$0,8 \cdot 10^5$	1,22	1,47
$1,1 \cdot 10^5$	1,31	2,19
$1,4 \cdot 10^5$	1,2	1,32
$1,8 \cdot 10^5$	1,01	0,93

Максимум $K_{h_{онз}}$ обеспечивается при оптимальных скоростях V_o резания для упрочненного инструмента (таблица 4); значения V_o для точения всех рассматриваемых сталей приведены в таблице 5. С ростом V в диапазоне $V \leq V_o$ значение $K_{h_{онз}}$ увеличивается до максимума при V_o , по достижении которого снижается. Это свидетельствует о более интенсивном снижающем влиянии Θ на $\tau_{ин}$, чем на H_μ , что соответствует приведенному выше принципу 3 снижения интенсивности изнашивания инструмента.

Таблица 4 – Показатели снижения $h_{онз}$ для режущих пластин из твердого сплава ТН20 в результате ОИМП с режимами, обеспечивающими наибольшее значение K_{H_μ}

Марка стали	S , мм/об	V_o , м/мин	$K_{h_{онз}}$
1	2	3	4
Сталь 45	0,2	120	1,72
		160	1,7
		190	1,97
	0,4	230	2,84
		120	1,39
		160	2,35
Сталь У8А	0,2	190	1,97
		230	1,49
		120	1,89
		155	1,91
Сталь У8А	0,4	180	2,27
		220	2,88
		120	1,25
Сталь ХВГ	0,2	155	2,08
		180	1,93
		220	1,67
	0,4	110	1,78
		125	1,96
		145	2,19
Сталь У8А	0,2	165	2,31
		110	1,92
		125	2,29
Сталь ХВГ	0,4	145	1,98
		165	1,80

Таблица 5 – Значения оптимальных скоростей резания V_o при точении сталей резцами с пластинами из твердого сплава ТН20, подвергнутыми ОИМП

Марка стали	Сталь 45		Сталь У8А		Сталь ХВГ	
Подача, мм/об	0,2	0,4	0,2	0,4	0,2	0,4
V_o , м/мин	230	160	220	155	165	125

Выводы

В работе сформулированы основные принципы снижения интенсивности изнашивания режущего инструмента, подвергнутого упрочнению. Эти принципы являются ключевыми для разработки теоретической модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого упрочняющему энергетическому воздействию. Положения модели подтверждаются анализом результатов экспериментальных исследований влияния обработки им-

пульсным магнитным полем на интенсивность изнашивания резцов с режущими пластинами из твердого сплава ТН20.

Список использованных источников: 1. Якубов, Ф. Я. Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Ф. Я. Якубов – Ташкент: «Фан», 1985. – 104 с. 2. Калинин, В. В. Влияние обработки импульсным магнитным полем на стойкость инструмента и технологические характеристики деталей при чистовом точении стали ХВГ резцами с режущими пластинами из БВТС / В. В. Калинин // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ–Київ, вип. № 20, 2006. – С. 176–183. 3. Калинин, В. В. Уравнения оптимальной интенсивности изнашивания резцов с режущими пластинами из БВТС, подвергнутыми обработке импульсным магнитным полем / В. В. Калинин // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ–Київ, вип. № 22, 2007. – С. 142–147. 4. Мироненко Е. В. Обоснование направлений снижения интенсивности изнашивания твердосплавного инструмента при чистовом точении сталей на основе термодинамического похода / Е. В. Мироненко, В. В. Калинин // Сучасні технології в машинобудуванні: До ювілею Ф. Я. Якубова: Зб. наук. статей / Укладач А. І. Грабченко ; заг. ред. А. І. Грабченко. – Харків : НТУ «ХПІ», 2007. – С. 134–145. 5. Шустер, Л. Ш. Адгезионное взаимодействие режущего инструмента с обрабатываемым материалом. – М.: Машиностроение, 1988. – 96 с. – ISBN 5-217-00055-4. 6. Зиновьев, Н. И. Влияние ОИМП на микротвердость поверхностного слоя и износ режущего инструмента из БВТС / Н. И. Зиновьев, В. В. Калинин // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Збірник наукових праць. Вип. 10. – Краматорськ: ДДМА, 2000. – Вип. 10. – С. 117–122. 7. Калинин, В. В. Снижение интенсивности изнашивания резцов с режущими пластинами из безвольфрамовых твердых сплавов с помощью обработки импульсным магнитным полем / В. В. Калинин // Вісник двигунобудування: научно-технический журнал. – Запорожье, ОАО «Мотор Сич». – № 1(8), 2005. – С. 128–132. 8. Макаров, А. Д. Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.

Поступила в редколлегию 19.01. 2011 г.

Bibliography (transliterated): 1. Jakubov, F. Ja. Jenergeticheskie sootnoshenija processa mehanicheskoj obrabotki materialov / F. Ja. Jakubov – Tashkent: «Fan», 1985. – 104 s. 2. Kalinichenko, V. V. Vlijanie obrabotki impul'snym magnitnym polem na stojkost' instrumenta i tehnologicheskie harakteristiki detalej pri chistovom tochenii stali HVG rezcami s rezhuwimi plastinami iz BVTS / V. V. Kalinichenko // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zbirnik naukovih prac'. – Kramators'k–Kiïv, vip. № 20, 2006. – S. 176–183. 3. Kalinichenko, V. V. Uravnenija optimal'noj intensivnosti iznashivanija rezcov s rezhuwimi plastinami iz BVTS, podvergnutymi obrabotke impul'snym magnitnym polem / V. V. Kalinichenko // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem. Zbirnik naukovih prac'. – Kramators'k–Kiïv, vip. № 22, 2007. – S. 142–147. 4. Mironenko E. V. Obosnovanie napravlenij snizhenija intensivnosti iznashivanija tverdosplavnogo instrumenta pri chistovom tochenii stalej na osnovie termodinamicheskogo pohoda / E. V. Mironenko, V. V. Kalinichenko // Suchasni tehnologii v mashinobuduvanni: Do juvileju F. Ja. Jakubova: Zb. nauk. statej / Ukladach A. I. Grabchenko ; zag. red. A. I. Grabchenko. – Harkiv : NTU «HPI», 2007. – S. 134–145. 5. Shuster, L. Sh. Adgezionnoe vzaimodejstvie rezhuwego instrumenta s obrabatyvaemym materialom. – M.: Mashinostroenie, 1988. – 96 s. – ISBN 5-217-00055-4. 6. Zinov'ev, N. I. Vlijanie OIMP na mikrotverdost' poverhnostnogo sloja i iznos rezhuwego instrumenta iz BVTS / N. I. Zinov'ev, V. V. Kalinichenko // Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem: Zbirnik naukovih prac'. Vip. 10. – Kramators'k: DDMA, 2000. – Vip. 10. – S. 117–122. 7. Kalinichenko, V. V. Snizhenie intensivnosti iznashivanija rezcov s rezhuwimi plastinami iz bezvol'framovyh tverdyh spлавov s pomow'ju obrabotki impul'snym magnitnym polem / V. V. Kalinichenko // Visnik dvigunobuduvannja: nauchno-tehnicheskij zhurnal. – Zaporozh'e, ОАО «Motor Sich». – № 1(8), 2005. – S. 128–132. 8. Makarov, A. D. Optimizacija processov rezanija. – M.: Mashinostroenie, 1976. – 278 s.

UDK 621.9

V. Molnar, Miskolc, Hungary

THE EFFECT OF TOOL-WEAR ON CUTTING TEMPERATURE

V. МОЛНАР

ВПЛИВ ЗНОШУВАННЯ ІНСТРУМЕНТА НА ТЕМПЕРАТУРУ РІЗАННЯ

Точність виробництва відіграє важливу роль у сучасній промисловості. Не тільки провідні галузі світової промисловості, але й інші відповідають вимогам, які дозволяють компанії вийти на новий рівень прибутку, виробничих процесів й якісних показників виробництва виробів. Стаття представляє деякі результати експериментальної обробки, які подають інформацію про температуру й зношування інструментів, обмірювані в процесі обробки аустенітної корозійностійкої сталі. Результати порівнювались з результатами моделювання методом кінцевих елементів (FEM). Можна сказати, що вимір максимальної температури стружковідділення дозволяє прогнозувати зношування інструмента, за допомогою FEM можна одержати адекватне керівництво для обробки, у випадку точного планування моделі.

Ключові слова: зношування інструмента, температура різання, FEM

Точность производства играет важную роль в современной промышленности. Не только ведущие отрасли мировой промышленности, но и другие отвечают требованиям, которые позволяют компании выйти на новый уровень прибыли, производственных процессов и качественных показателей производства изделий. Статья представляет некоторые результаты экспериментальной обработки, которые дают информацию о температуре и износе инструментов, измеренные в процессе обработки аустенитной коррозионностойкой стали. Результаты сравнивались с результатами моделирования методом конечных элементов (FEM). Можно сказать, что измерение максимальной температуры стружкоотделения позволяет прогнозировать износ инструмента, с помощью FEM можно получить адекватное руководство для обработки, в случае точного планирования модели.

Ключевые слова: износ инструмента, температура резания, FEM

Precision manufacturing plays an important role in modern manufacturing. Not only leading industry branches of the world but any other meet the profit requirements that encourage companies to think over their manufacturing processes and quality indicators of the produced components. The paper introduces some results of a machining experiment which gave information about temperature and tool-wear measured during turning of austenitic corrosion resistant steel. The results were compared with the results of a finite element modeling (FEM). It can be stated that measuring maximum temperature of the leaving chip is able to predict tool-wear and FEM can give a usable guide to cutting phenomena in case of exact model planning.

Keywords: tool-wear, cutting temperature, FEM

INTRODUCTION

The increasing customer needs for higher quality enlarge the significance of precision machining. It is a relatively new area of machine industry and requires intensive experimental and practical investigation activity referring to technological parameters and circumstances, e.g. [1]. One part of the research activity of our department is the scope of precision machining and the applicability of our results in the industry. The monitoring of cutting processes predestinates the investigation on the major technological variables determining the shape and dimensional accuracy

of the machined parts. Among several influences cutting temperature and tool-wear plays an important role in metal cutting.

To investigate these technological parameters, we turned austenitic steel with tungsten carbide insert and measured the temperature of leaving chip, tool-wear, roughness and cutting force. The results gave us a reliable base to continue the experiments in case of the special conditions of precision machining.

1. CONDITIONS OF MACHINING AND MEASUREMENT

Table 1 includes the data of the machined workpiece, the used tool and the major technological conditions. The experiment was performed by dry cutting and minimal quantity lubrication too. The paper introduces only the first one. Temperature and tool-wear was measured in predetermined cutting times, which required the interrupted cutting. Thereby cutting was started with cold insert in every period. The workpiece was held in chuck and leaned with the lathe-centre. In the beginning of the experiment the edge of the inserts was sharp. In figure 1 the temperature measuring system can be seen.

Table 1 – Technological data of the experiment

Workpiece	Dimension	Ø168×600 mm
	Material	X6CrNiTi 18-10 (austenitic steel)
Tool	Insert	SNMM 120408FN
	Cutting tool	PSBNR 2525 M12
	Material	P20 tungsten carbide
	Coating material	titan carbide
	Rake angle	$\gamma = -6^\circ$
	Relief angle	$\alpha = +6^\circ$
Technological conditions	Cutting speed	$v_c = 147$ m/min
	Feed	$f = 0.25$ mm/rev
	Depth of cut	$a_p = 1$ mm
	Coolant	Dry cutting

There are several methods to measure temperature during machining and numerous publications detail the results of experiments performed with using infrared camera [2, 3] and optic fibre method [4, 5]. A more complicated method is measuring with built-in thin film thermocouple sensors [6] but it works very well if we have to monitor the temperature continuously. We have chosen the infrared (IR) camera because it provides temperature values in large resolution. But in case of precision manufacturing, resolution of the objective has to be relatively larger. The technique of measuring temperature by the detection of radiation is sometimes very useful in obtaining the surface temperature of the workpiece, the chip and the tool [7].

To use a technique which detects infrared radiation we have to consider several environmental variables. In case of IR camera the next important parameters

had to be measured in our experiments before data collection: specific emission, reflected temperature, temperature of environment, specific humidity and distance between the chip and measuring device. Table 2 includes some important parameters referring to the used measuring instruments.

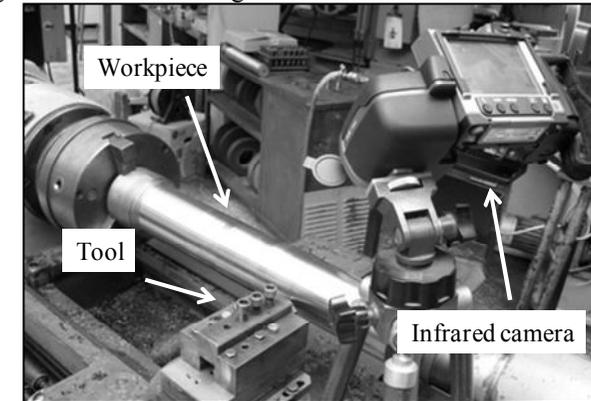


Figure 1 – Temperature measuring system

Table 2 – Measuring instruments

Measured variable		Instrument	Type	Accuracy
Temperature	θ_{max} , [C°]	Infrared camera	FLIR T-360	0,1 °C
Tool-wear	VB_{max}	Microscope with CCD-camera	Mitutoyo QVE 200	X, Y: 2 µm Z: 4 µm

2. RESULTS OF THE EXPERIMENT

The tool-wear diagram is shown on figure 2. The VB_{max} was measured only in every 52nd seconds, thereby the first phase of the theoretical diagram (degressive increasing) is not seen. Besides the regression line fitted to the data shows good linearity (equation 1). It corresponds to the data introduced by numerous literature. Wear-criteria was not appointed, that is why the leaving chip was continuous in the end of cutting.

$$VB_{max} = 0.03 + 0.0019 t_c \quad (1)$$

$$R^2=0,95$$

Maximum temperature diagram of leaving chip corresponds to the typical cutting temperature diagram. We could not measure cutting temperature with this method because the chip covers the largest temperature point of the edge. In this case the best regression curve is logarithmical (equation 2), the goodness of fit is almost 100 percent.

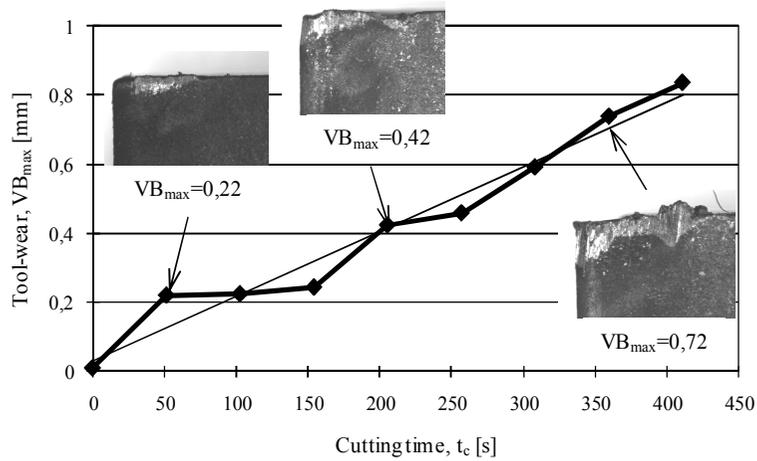


Figure 2 – Tool-wear diagram

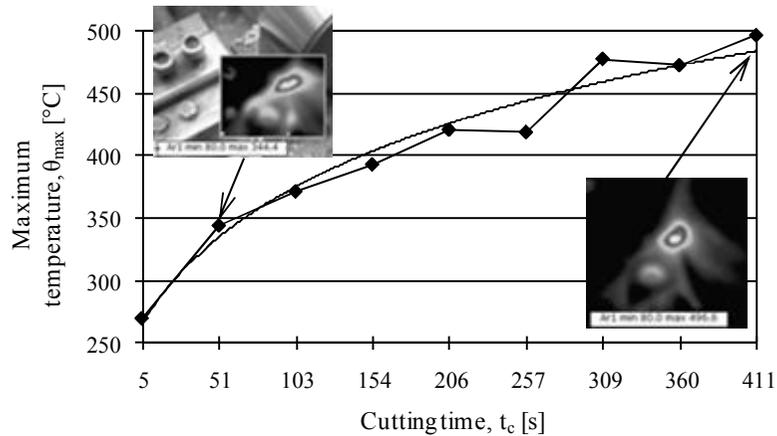


Figure 3 – Maximum temperature of the leaving chip

$$\theta_{\max} = 267 + 99 \ln t_c \quad (2)$$

$$R^2 = 0,97$$

The major goal of the experiment was the investigation on effect of temperature on tool-wear. Figure 4 shows the connection between the two variables. The fitted regression curve is logarithmic.

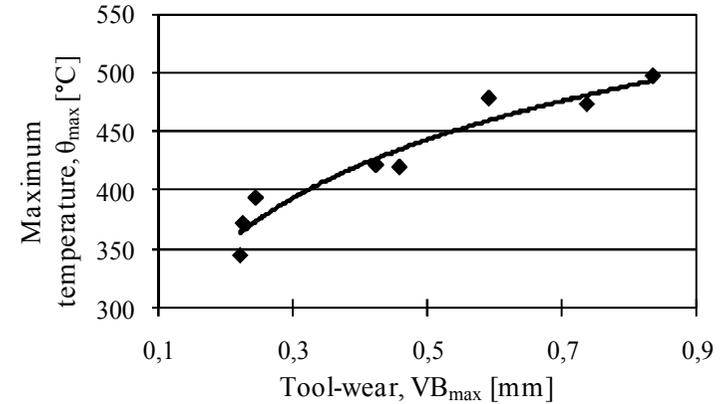


Figure 4 – Connection between tool-wear and temperature

$$\theta_{\max} = 511 + 98 \ln VB_{\max} \quad (3)$$

$$R^2 = 0,93$$

Considering the first derivative functions of investigated maximum temperatures (on the basis of equation 2 and 3), they are almost the same. The reason of it is the nearly linear VB_{\max} function. This experiment was the repeat of a previous investigation where the temperature measuring was performed by optic fibre method [5]. The connections between tool-wear and temperature were the same in both cases.

Finite element modeling of machining could give some information about several parameters of cutting process. It is used for simulating the machining with defined cutting edge [8], but applicable for simulation of abrasive machining too [9]. Figure 5 shows the simulated cutting temperature diagram besides sharp cutting edge and one that has 1,1 mm tool-wear. The results are similar but the diagrams show the typical logarithmic increasing (equation 4, 5).

The most important data of the standard-mode simulation:

- Minimum element size: 0.03
- Maximum element size: 0.3
- Mesh grade: 0.4
- Modeling of tool-wear: construction of special tool geometry
- Software: 2D Third Wave AdvantEdge V5.6-014.

$$\theta_{0,0} = 285 + 58 \ln t_c \quad (4)$$

$$R^2 = 0,96$$

$$\theta_{1,1} = 279 + 64 \ln t_c \quad (5)$$

$$R^2 = 0,98$$

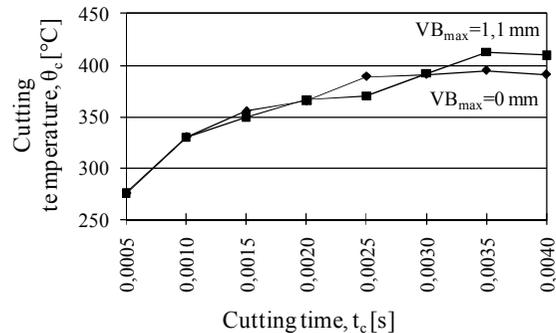


Figure 5 – Cutting temperature diagram by finite element modeling

3. CONCLUDING REMARKS AND FURTHER INVESTIGATION

On the linear part of tool-wear diagram, the connection between tool-wear and temperature is unique. Continuous measuring of tool-wear is complicated but temperature measuring is a good indirect way to get information about the extension of tool-wear. FEM could be a good pretest procedure but it does not substitute the real investigation. Furthermore exact data input is compulsory. During the experiments, force measuring was performed too. It did not give good results because the deviation of data was too large. We have to extend the investigation to special precision cutting circumstances and other, commonly used workpiece materials. It is also important to perform experiments besides more cutting speed levels.

4. ACKNOWLEDGEMENT

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

References 1. Szabo, O.: Designing of the Working Area of Ultraprecision Machining with High-Accuracy and Surface. Quality Occupational Ergonomics. Editors: Whang Sheng and Zhang Kan. Peking, 2002. Tianjing Science and Technology Press, pp. 385-387. ISBN-7-5308-3126-7. 2. Arrazola, P. J. et al: The effect of machinability on thermal fields in orthogonal cutting of AISI 4140 steel, CIRP Annals – Manufacturing Technology, 2008, pp65-68. 3. Wanigarathne, P. C. et al: Progressive tool-wear in machining with coated grooved tools and its correlation with cutting temperature, Wear, 2005, pp1215-1224. 4. Ueda, T. et al: Temperature measurement of cutting edge in drilling, CIRP Annals, 2007, pp93-96. 5. Kodacsy, J.: Investigation on the thermal phenomena of cutting process, Academic Journal of Manufacturing Engineering, 2009, pp30-35. 6. Basti, A. et al: Tools with built-in thin film thermocouple sensors for monitoring cutting temperature, International Journal of Machine Tools & Manufacture, 2007, pp793-798. 7. Bacci da Silva, M – Wallbank, J.: Cutting temperature: prediction and measurement methods – a review, Journal of Materials Processing Technology, 1999, pp195-202. 8. Szabo, G.: Research of the mechanism of plastic strain in case of tempered steel in hard turning, Hungarian Journal of Industrial Chemistry, vol. 38/2, 2010, pp163-167. 9. Mamalis, A.G. – Kundrak, J. – Manolakos, D.E. et al: Thermal modeling of surface grinding using implicit finite element techniques, International Journal of Advanced Manufacturing Technology 21, 2003, pp929-934.

Поступила в редколлегию 14.04.2011

УДК 621.914.2

В.Г. Нечепаяв, д-р техн. наук, А.Н. Гнитко, канд. техн. наук,
М.С. Мышов, Донецк, Украина

ПОСТАНОВКА ЗАДАЧИ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Виконаний аналіз складових похибки обробки профільного пазу (Т-подібний і типу «ласточкин хвіст») стосовно до завдання забезпечення заданої точності геометричних параметрів його поперечного перерізу. Аналіз дозволив зробити висновок, що похибка обробки, обумовлена повторною взаємодією профільних фрез із відділеною стружкою, становить істотну частину загальної похибки обробки профільних пазів. Усунення, або зниження похибки обробки, обумовленою повторною взаємодією профільних фрез із відділеною стружкою, є істотним резервом підвищення точності обробки профільних пазів.

Выполнен анализ составляющих погрешности обработки профильного пазу (Т-образный и типа «ласточкин хвост») применительно к задаче обеспечения заданной точности геометрических параметров его поперечного сечения. Анализ позволил сделать вывод, что погрешность обработки, обусловленная повторным взаимодействием профильных фрез с отделенной стружкой, составляет существенную часть общей погрешности обработки профильных пазов. Устранение, либо снижение погрешности обработки, обусловленной повторным взаимодействием профильных фрез с отделенной стружкой, является существенным резервом повышения точности обработки профильных пазов.

V.G. NECHEPAYEV, A.N. GNITKO, M.S. MYSHOV

STATEMENT OF THE PROBLEM OF INCREASING THE ACCURACY OF PROFILE SLOTS PROCESSING

The analysis of components of an error of processing of a profile groove (T-shaped and type «ласточкин a tail») with reference to a problem of maintenance of the set accuracy of geometrical parameters of its cross-section section is made. The analysis has allowed to draw a conclusion, that the error of the processing caused by repeated interaction of profile mills with the separated shaving, makes an essential part of the general error of processing of profile grooves. Elimination, or decrease in an error of the processing caused by repeated interaction of profile mills with the separated shaving, is an essential reserve of increase of accuracy of processing of profile grooves.

Введение. В изделиях станкостроения и общего машиностроения широкое применение находят профильные пазы с различной конфигурацией поперечного сечения. В столах станков различных типов, в плитах-спутниках, планшайбах, в конструкциях разнообразной технологической оснастки и т. д. преимущественно используются Т-образные пазы, пазы типа «ласточкин хвост» и угловые пазы.

Основной целью при проектировании и технологической подготовке производства таких изделий (также, как и производстве большинства изделий современного машиностроительного производства), является получение на этапе изготовления параметров, обеспечивающих заданные эксплуатационные свойства.

Применяемые в рассматриваемых изделиях профильные пазы, кроме закрепления деталей и приспособлений, одновременно выполняют также функ-

цию их ориентации относительно базовых элементов станка. Поэтому основным параметром, обуславливающим высокие эксплуатационные свойства изделий, является точность обработки пазов. А задача повышения качества изделий чаще всего сводится к минимизации погрешностей обработки пазов.

Трудоемкость обработки профильных пазов составляет, по выполненной оценке [1], более половины трудоемкости обработки столов обрабатывающих центров, фрезерных, сверлильных, плоскошлифовальных и других станков. Таким образом, профильные пазы составляют значительную часть общего объема металлообработки при изготовлении металлообрабатывающего оборудования и технологической оснастки.

При этом профильные пазы являются весьма нетехнологичными элементами конструкций, поскольку их конфигурация и принятая схема обработки обуславливают затрудненный отвод стружки.

Изложенное определяет актуальность задачи повышения точности профильных пазов на основе минимизации погрешностей их обработки.

Основная часть. Погрешность обработки можно рассматривать как результат нарушения заданного закона относительного движения технологических баз заготовки и рабочих поверхностей инструмента [2]. Минимизация нарушений закона относительного движения заготовки и инструмента достигается посредством статической и динамической настройки технологической системы [2].

Задачи статической и динамической настройки отличаются достижением заданного относительного положения и траектории движения рабочих поверхностей технологической системы соответственно без приложения рабочих нагрузок и при наличии рабочих нагрузок [2].

В общем случае суммарная геометрическая погрешность обработки

$$\omega = \omega_y + \omega_c + \omega_\partial, \quad (1)$$

где ω_y – погрешность установки; ω_c – погрешность статической настройки; ω_∂ – погрешность динамической настройки.

$$\omega_y = \omega_\partial + \omega_{np} + \omega_3, \quad (2)$$

где ω_∂ – погрешность базирования; ω_{np} – погрешность приспособления; ω_3 – погрешность закрепления.

$$\omega_c = \omega_{ус.пр.} + \omega_{ус.ин.} + \omega_{пров}, \quad (3)$$

где $\omega_{ус.пр.}$ – погрешность установки на станке приспособлений; $\omega_{ус.ин.}$ – погрешность перемещения и установки режущих кромок инструмента относительно выбранных координатных плоскостей; $\omega_{пров}$ – погрешность проверки точности статической настройки после фиксации требуемого положения режущего инструмента и приспособлений.

$$\omega_\partial = \omega_m + \omega_{прит} + \omega_{деф} + \omega_{виб} + \omega_{инс} + \omega_{темн} + \omega_{вн.напр.} + \omega_{раб}, \quad (4)$$

где ω_m – погрешность, возникающая из-за отклонений параметров качества

материала; $\omega_{прит}$ – погрешность, возникающая из-за отклонений припусков на обработку; $\omega_{деф}$ – погрешность, возникающая из-за деформаций системы СПИД; $\omega_{виб}$ – погрешность, возникающая из-за вибраций, возникающих при обработке; $\omega_{инс}$ – погрешность, возникающая из-за размерного износа инструмента; $\omega_{темн}$ – погрешность, возникающая из-за температурных деформаций системы СПИД; $\omega_{вн.напр}$ – погрешность, возникающая из-за деформации деталей вследствие перераспределения внутренних напряжений; $\omega_{раб}$ – погрешность, возникающая из-за влияния рабочего на качество продукции.

$$\omega_{деф} = \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 + \omega_4, \quad (5)$$

где ω_1 – погрешность, вызванная упругими перемещениями станка; ω_2 – погрешность, вызванная упругими перемещениями детали в процессе обработки; ω_3 – погрешность, вызванная упругими перемещениями узлов, несущих инструмент; ω_4 – погрешность, вызванная упругими деформациями режущего инструмента.

Таким образом, суммарная геометрическая погрешность обработки в общем случае равна

$$\omega = \omega_\partial + \omega_{np} + \omega_3 + \omega_{ус.пр.} + \omega_{ус.ин.} + \omega_{пров} + \omega_m + \omega_{прит} + \omega_1 + \omega_2 + \omega_3 + \omega_4 + \omega_{виб} + \omega_{инс} + \omega_{темн} + \omega_{вн.напр.} + \omega_{раб}. \quad (6)$$

Выполним анализ составляющих зависимости (6) применительно к задаче обеспечения заданной точности геометрических параметров поперечного сечения профильного паза (Т-образный и типа «ласточкин хвост»). Результаты анализа сведены в таблицу 1.

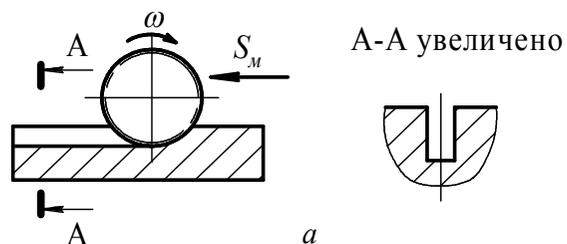
Рассмотрим наиболее распространенную схему построения технологического процесса обработки профильных пазов:

1 этап – обработка прямоугольного паза дисковой фрезой с горизонтальной осью вращения (рис. 1а);

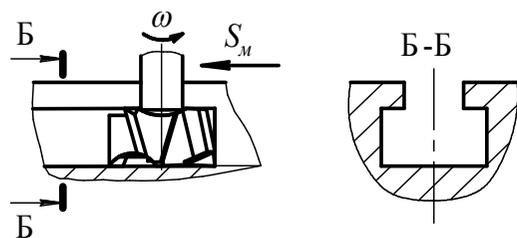
2 этап – обработка профильного паза Т-образной фрезой (рис. 1б) или фрезой типа ласточкин хвост (рис. 1в).

1) Погрешность установки $\omega_y = 0$, поскольку при всех общепринятых схемах базирования и закрепления при обработке составляющие ω_∂ , ω_{np} и ω_3 отсутствуют. (Следует отметить, что при рассмотрении вопроса точности расположения пазов относительно базовых поверхностей стола и относительно друг друга, параллельности пазов, прямолинейности и др., значения ω_∂ , ω_{np} и ω_3 не равны нулю).

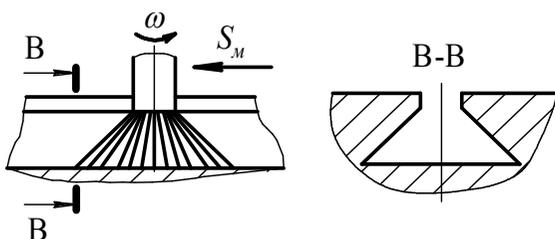
2) Погрешность статической настройки ω_c . Определяется значениями $\omega_{ус.пр}$ и $\omega_{пров}$ и проявляется в виде несимметричности расположения боковых поверхностей пазов относительно их вертикальных осей.



а



б



в

Рисунок 1 – Этапы обработки профильных пазов:

- а) дисковой фрезой прямоугольного паз; б) профильной фрезой Т-образного паз; в) профильной фрезой паз типа «ласточкин хвост»

Значение ω_c может быть минимизировано за счет соответствующей настройки и поднастройки станка.

3) Погрешность динамической настройки ω_d . Составляющие ω_m , $\omega_{прп}$, $\omega_{виб}$, $\omega_{инс}$, $\omega_{темп}$, $\omega_{вн.напр}$ и $\omega_{раб}$ равны нулю, либо практически могут быть сведены к нулевому значению при правильной организации и подготовке технологического процесса.

Составляющие погрешности, возникающей из-за деформации системы СПИД ω_1 , ω_2 и ω_3 , также равны нулю либо практически могут быть сведены к нулевому значению при правильном подборе станочного оборудования.

Погрешность ω_4 можно представить в виде

$$\omega_4 = \omega_4^{pez} + \omega_4^{pez.cmp.},$$

где ω_4^{pez} – погрешность вследствие упругих деформаций режущего инструмента, вызванных отделением стружки на 2-м этапе обработки профильного паз; $\omega_4^{pez.cmp.}$ – погрешность вследствие упругих деформаций режущего инструмента, вызванных повторным взаимодействием зубьев фрезы с отделенной стружкой на 2-м этапе обработки профильного паз.

Погрешность ω_4^{pez} применительно к рассматриваемому вопросу обусловлена соответствующей ориентацией составляющих силы резания (рис. 2).

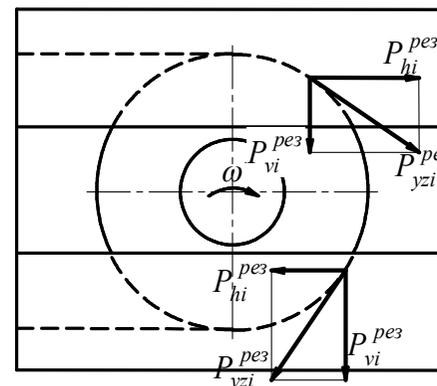
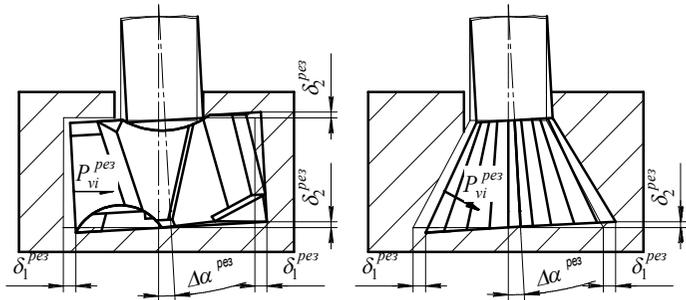


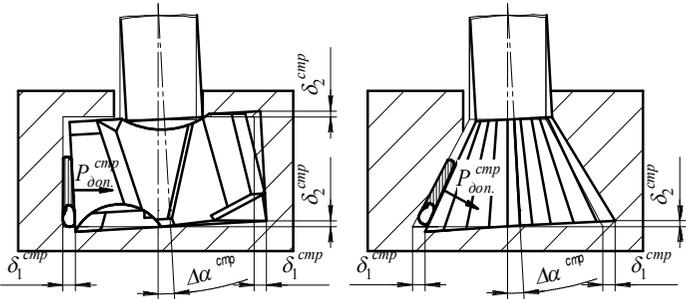
Рисунок 2 – Схема расположения составляющих сил резания

На рис. 2 показано, что вертикальные составляющие сил резания P_{vi}^{pez} направлены в одну сторону и определяют соответствующую деформацию режущего инструмента $\Delta\alpha^{pez}$, рис. 3а. Профильную фрезу (Т-образная или типа «ласточкин хвост») в данном случае можно схематизировать в виде консольной балки. При консольном закреплении упругой балки и нагружении ее поперечной силой перемещение от приложенной нагрузки имеет линейный характер. Угловая деформация оси фрезы $\Delta\alpha^{pez}$ в свою очередь вызывает систематические постоянные погрешности обработки паз δ_1^{pez} и δ_2^{pez} (рис. 3а).

Значения указанных погрешностей практически не могут быть уменьшены без снижения режимов обработки.



а



б

Рисунок 3 – Деформация Т-образной фрезы и фрезы типа «ласточкин хвост» вследствие: а) действия вертикальной составляющей P_{vi}^{pez} силы резания; б) повторного взаимодействия с отделенной стружкой

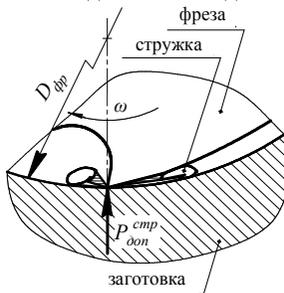


Рисунок 4 – Схема процесса повторного взаимодействия режущего инструмента с отделенной стружкой

Погрешность $\omega_4^{pez.стр.}$ обусловлена повторным взаимодействием режущего инструмента с отделенной стружкой [1]. Механизм этого явления поясняется рис. 4.

Направление вектора $P_{доп}^{стр}$ (рис. 4, рис. 3б) совпадает с направлением вектора вертикальной составляющей P_{vi}^{pez} силы резания P_{yzi}^{pez} . Поэтому

погрешность обработки, вызванная действием силы $P_{доп}^{стр}$, арифметически суммируется с погрешностью, вызванной деформацией инструмента под действием составляющей P_{vi}^{pez} , существенно усугубляя ее.

Значение силы $P_{доп}^{стр}$, согласно данным [3], составляет до 25 % от значения силы P_{vi}^{pez} . Таким образом, в первом приближении можно предположить, что деформация инструмента $\Delta\alpha^{стр}$ и погрешность обработки $\delta_1^{стр}$ и $\delta_2^{стр}$ (рис. 3б), обусловленные повторным взаимодействием стружки с инструментом, будут пропорционально увеличиваться. Погрешность обработки в этом случае имеет системный переменный характер.

Для определения значений указанных погрешностей с достаточной точностью, необходимо выполнить моделирование и анализ деформирования

Таблица 1 – К анализу общей погрешности размеров поперечного сечения профильного паза

Составляющие общей погрешности		Наличие и характер погрешнос
1	Погрешность установки, ω_y	
	1.1 Погрешность базирования, ω_b	–
	1.2 Погрешность закрепления, ω_z	–
	1.3 Погрешность приспособления, $\omega_{пр.}$	–
2	Погрешность статической настройки технологической системы, ω_c	
	2.1 Погрешность установки на столе приспособлений, $\omega_{с.пр.}$	+
	2.2 Погрешность перемещения и установки режущих кромок инструмента, $\omega_{с.ин.}$	+
	2.3 Погрешность проверки точности статической настройки после фиксации требуемого положения режущего инструмента и приспособлений, $\omega_{пров.}$	+
3	Погрешность динамической настройки технологической системы, ω_d	
	3.1 Погрешность, возникающая из-за неоднородности обрабатываемого материала, ω_m	–
	3.2 Погрешность, возникающая из-за отклонений припусков на обработку, $\omega_{прип.}$	–
	3.3 Погрешность, возникающая из-за деформаций системы СПИД $\omega_{деф.}$	
	3.3.1 Погрешность, вызванная упругими перемещениями станка, ω_1	–
	3.3.2 Погрешность, вызванная упругими перемещениями детали в процессе обработки, ω_2	–
	3.3.3 Погрешность, вызванная упругими перемещениями узлов, несущих инструмент, ω_3	+
	3.3.4 Погрешность, вызванная упругими деформациями режущего инструмента, ω_4	*
3.4 Погрешность, возникающая из-за вибраций при обработке, $\omega_{виб.}$	–	

3.5 Погрешность, возникающая из-за размерного износа инструмента, $\omega_{изс}$	–
3.6 Погрешность, возникающая из-за температурных деформаций системы СПИД, $\omega_{темт}$	–
3.7 Погрешность, возникающая из-за деформаций деталей вследствие перераспределения внутренних напряжений, $\omega_{вн.напр}$	–
3.8 Погрешность, возникающая из-за влияния рабочего на качество продукции, $\omega_{раб}$	–

«–» - погрешность отсутствует при любом варианте базирования;

«+» - погрешность может быть устранена при правильном выборе оборудования, баз и настроек инструмента;

«*» - устранение погрешности требует принятия специальных мер.

режущего инструмента вследствие повторного взаимодействия зубьев фрезы с отделенной стружкой.

Выводы.

1. Выполненный анализ позволяет сделать вывод, что погрешность обработки, обусловленная повторным взаимодействием профильных фрез с отделенной стружкой, составляет существенную часть общей погрешности обработки Т-образных и типа «ласточкин хвост» пазов.

2. Устранение, либо снижение погрешности обработки, обусловленной повторным взаимодействием профильных фрез с отделенной стружкой, является существенным резервом повышения точности обработки профильных пазов.

3. Принудительное удаление отделенной стружки, устраняющее повторное взаимодействие ее с режущим инструментом, является перспективным путем повышения точности обработки профильных пазов.

Список использованных источников: 1. Нечепаяев В.Г. Эффективность применения устройств удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов / В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнидько // *Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї-наука-виробництво: матеріали сьомої Всеукраїнської молодіжної науково-технічної конференції*. Одеса: ОНПУ, 29-31 жовтня 2007 р. – Одеса, 2007. – С. 43-44. 2. Базров Б.М. Основы технологии машиностроения: [учебник для вузов] / Б.М. Базров. – М.: Машиностроение, 2005. – 736 с. 3. Нечепаяев В.Г. Результаты экспериментальных исследований фрезерования профильных пазов / В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнидько // *Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: збірник наукових праць*. – Краматорськ-Київ: ДДМА, 2006. – Вип. 20. – С. 54-62.

Поступила в редколлегию 08.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Nechepaev V.G. Jeffectivnost' primenenija ustrojstv udalenija struzhki pri frezerovanii zakrytyh profil'nyh pazov / V.G. Nechepaev, A.N. Gnit'ko // *Mashinobuduvannya Ukraїni ochima molodih: progresivni ideї- nauka-virobnictvo: materiali s'omoi vseukraїns'koi molodizhnoi naukovo-tehnichnoi konferencii*. Odesa: ONPU, 29-31 zhovtnja 2007 r. – Odesa, 2007. – S. 43-44. 2. Bazrov B.M. Osnovy tehnologii mashinostroenija: [uchebnik dlja vuzov] / B.M. Bazrov. – M.: Mashinostroenie, 2005. – 736 s. 3. Nechepaev V.G. Rezul'taty jeksperimental'nyh issledovanij frezerovanija profil'nyh pazov / V.G. Nechepaev, A.N. Gnit'ko // *Nadijnist' instrumentu ta optimizacija tehnologichnih sistem: zbirnik naukovih prac'*. – Kramators'k-Kiiv: DDMA, 2006. – Vip. 20. – S. 54-62.

В. В. Пегловский, канд. техн. наук, В. И. Сидорко, д-р техн. наук,
В. Н. Ляхов, Киев, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ЗАВИСИМОСТИ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ПРИРОДНОГО КАМНЯ ОТ МАРКИ СИНТЕТИЧЕСКИХ АЛМАЗОВ В РАБОЧЕМ СЛОЕ АЛМАЗНОГО ИНСТРУМЕНТА

Проведены экспериментальные исследования зависимости производительности шлифования различных видов декоративных и полудрагоценных камней от марки синтетических алмазов в рабочем слое алмазного инструмента, на основании которых выявлена общая для всех видов этих камней тенденция возрастания производительности обработки камней при увеличении номера марки синтетических алмазов в инструменте и определены количественные значения поправочных коэффициентов позволяющие учитывать эту взаимосвязь.

Проведені експериментальні дослідження залежності продуктивності шліфування різних видів декоративних та напівдорогоцінних каменів від марки синтетичних алмазів в робочому шарі алмазного інструменту, на підставі яких виявлена загальна для всіх видів цих каменів тенденція зростання продуктивності обробки каменів при збільшенні номера марки синтетичних алмазів в інструменті і визначені кількісні значення поправочних коефіцієнтів що дозволяють враховувати цей взаємозв'язок.

V. V. PEGLOVSKIJ, V. I. SIDORKO, V. N. LJAHOV
AN INVESTIGATION OF THE GRINDING PERFORMANCE NATURAL STONE FROM THE NAMES OF SYNTHETIC DIAMONDS IN THE WORKING LAYER OF DIAMOND TOOLS

Experimental researches of dependence of the productivity of polishing of different types of decorative and semiprecious stone are conducted from the brand of synthetic diamonds in the working layer of diamond instrument, on the basis of which the general is exposed for all of types of these stone tendency of growth of the productivity of treatment of stone at the increase of number of brand of synthetic diamonds in an instrument and the quantitative values of correction coefficients are certain allowing to take into account this intercommunication.

Введение. Известно, что, несмотря на широкое разнообразие видов природных декоративных и полудрагоценных камней, различающихся своим химическим составом, прочностными свойствами, производительностью обработки [1], минералогическими особенностями [2], а также трудоемкостью и энергоемкостью обработки [3, 4], большинство их видов может быть распределено по определенным группам обрабатываемости [5].

Известно также, что большинство природных камней обрабатываются (шлифуются) с применением алмазно-абразивного инструмента, причем для их обработки в большинстве случаев используются синтетические алмазы высокой прочности [6, 7].

Данная работа посвящена установлению взаимосвязи между свойствами синтетических алмазов используемых в камнеобрабатывающем инструменте и производительностью обработки природных декоративных и полудрагоценных камней [8].

Методика исследований. Марки используемых в камнеобработке алмазов, для технологических операций резания, чернового шлифования и формообразования находятся в диапазоне AC15-AC100. Это связано с высокими прочностными свойствами природного камня и вследствие этого высокой трудоемкостью его обработки. Марки алмазов ниже AC15 в камнеобработке для резки, формообразования и шлифования в инструменте с металлическими связками, как правило, не используют.

Эти виды синтетических алмазов делятся на 4 группы в зависимости от их прочностных свойств и геометрической формы (габитуса) алмазных зерен [9, 10].

Марка алмазов представляет собой приблизительное значение предела прочности отдельных алмазных зерен синтетического алмазного порошка при статическом сжатии и эти значения для данных марок алмазных порошков зернистостей 200/160 и 160/125 приведены в табл. 1 [9]. Там же приведена характеристика (коэффициент формы – отношение продольного и поперечного размеров) алмазных зерен этих марок синтетических алмазов. Причем для зернистости 200/160 прочностные значения соответствуют марке алмазов.

Таблица 1 – Прочность и форма зерен синтетических алмазов различных марок

Марки алмазов	AC15-AC20	AC32-AC50	AC65-AC80	AC100
Прочность для порошков 200/160, Н	15,0 – 20,0	32,0 – 50,0	65,0 – 79,0	99,0
Прочность для порошков 160/125, Н	13,0 – 17,0	30,0 – 41,0	54,0 – 67,0	83,0
Форма зерен	Кэф. формы зерен от 1,3 до 3,0	Кэф. формы зерен не более 1,2	Кэф. формы зерен 1,1-1,2	Кэф. формы зерен не более 1,1

Таким образом, прочностные свойства алмазов выбранных марок существенно возрастают. В тоже время режущие свойства синтетических алмазов, кроме прочностных свойств, связаны и с их геометрической формой (габитусом), а возможно и с другими диагностическими признаками.

На рис. 1 представлены фотографии алмазов AC15 и AC80 зернистостью 200/160.

Из рис. 1 видно, что с зерна алмазов марки AC15 (а) имеют более развитую пространственную форму, а большинство зерен алмазов марки AC80 (б) имеют геометрическую форму, приближенную к наиболее часто встречающимся формам алмазов (додекаэдру, октаэдру или кубу) [11, 12].

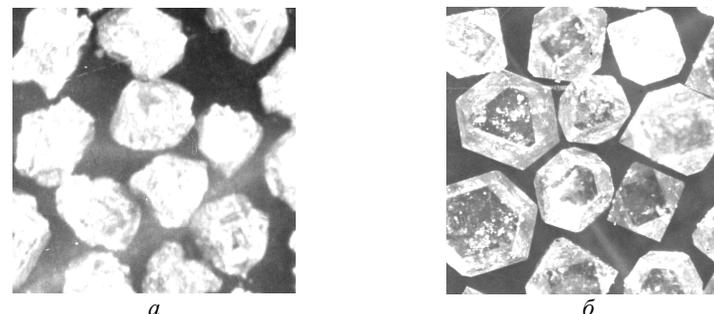


Рисунок 1 – Геометрическая форма синтетических алмазов зернистостью 200/160 марок: а – AC15; б – AC80.

Кроме того в общей массе алмазных зерен в марке AC80 число прозрачных алмазных зерен больше чем в алмазном порошке марки AC15, а прозрачность и цвет, являются важными диагностическими признаками камней [13].

Таким образом, возрастание номера марки ведет к росту прочности зерен синтетических алмазов, и приближению их формы к правильным пространственным фигурам.

Для проведения исследований по установлению влияния марки алмазов на производительность шлифования были отобраны 8 видов природных камней из разных групп обрабатываемости [5] месторождений разных стран, к которым принадлежат широко известные виды природного камня (табл. 2). Из этих камней изготовили образцы размерами: Ø 90 мм и высотой 25-30 мм.

Таблица 2 – Исследуемые виды природного камня

Исследуемые материалы	Группа обрабатываемости
Мрамор бежевый (1), мрамор «Император» (2) – оба Турция, Лазурит (3) – Россия, Мрамор «Верде» (4) – Индия	2
Чароит (5), родонит (6) – оба Россия, габбро (7) – Украина, лабрадорит (8) – Норвегия	3

Для проведения исследований были также изготовлены несколько видов алмазного инструмента, характеристики которого представлены в табл. 3. Причем из каждой группы алмазов, используемых при обработке камня, было выбрано по одной их марке. Для экспериментальных исследований были выбраны синтетические алмазы зернистости 160/125, как приблизительно средний размер зерен, из диапазона размеров (40/28-315/250) наиболее часто используемых при черновом шлифовании, формообразовании или резке в камнеобработке.

Указанные виды инструмента отличались друг от друга только маркой синтетических алмазов алмазоносного слоя. Для этих инструментов была выбрана связка – М6-15 [14, 15], одна из наиболее распространенных в камнеобработке металлических связок.

Таблица 3 – Параметры алмазоносного слоя инструмента

Наименование	Характеристика алмазосносного слоя
1. АЭ Ø40×5	АС15 160/125-100 М 6-15
2. Тоже	АС32 160/125-100 М 6-15
3. -	АС65 160/125-100 М 6-15
4. -	АС100 160/125-100 М 6-15

Исследования проводились на шлифовально-полировальном станке модели ЗШП-320 при одинаковых для всех камней параметрах обработки (табл. 4).

Таблица 4 – Технологические параметры проведения исследований

Технологические параметры	Ед. измерения.	Значение
1. Частота вращения шпинделя	об./мин.	97
2. Частота двойных ходов поводка	дв. ход./мин.	48
3. Давление воздуха в системе	МПа	2,0
4. Усилие прижима	Н	330

Полученные результаты. На рис. 2 (а. б) приведены аппроксимированные линейными функциями вида $Y = \kappa X + b$ с использованием известных методов [16] зависимости производительности шлифования от марки используемых в алмазосносном слое синтетических алмазов.

Данные о коэффициентах уравнений регрессий (κ и b) и средних ошибках аппроксимаций (Δ) для зависимостей, представленных на рис. 2 сведены в табл. 5. Следует также отметить, что средняя ошибка аппроксимации по рассматриваемым видам камней составляет около 6 %.

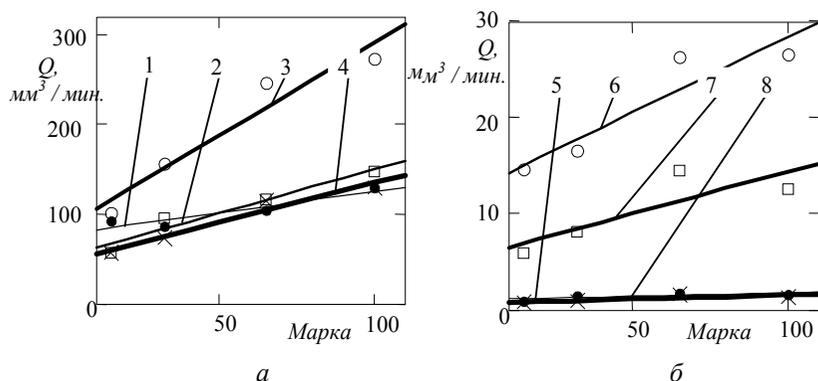


Рисунок 2 – Зависимость производительности шлифования для камней разных групп обрабатываемости: а – второй (1, 2, 4 – мраморы, 3 – лазурит); б – третьей (5 – чароит, 6 – родонит, 7 – габбро, 8 – лабрадорит).

Проанализировав полученные результаты для рассмотренных видов камней, а также имеющиеся данные по другим видам камней, относящихся к

другим группам обрабатываемости, можно найти выражение, связывающее производительность обработки и марку используемых в инструменте синтетических алмазов при прочих равных условиях.

На основании такого выражения можно рассчитать рекомендуемые поправочные коэффициенты (K_M), для оценки производительности шлифования природных камней при их обработке алмазным инструментом, в алмазосносном слое которого использованы различные марки алмазного порошка. В табл. 6 представлены значения этих коэффициентов для алмазов тех марок, которые наиболее часто используются в камнеобработке.

Таблица 5 – Значения коэффициентов регрессий и средних ошибок аппроксимаций зависимостей, показанных на рис. 2

№ п. п.	Исследуемые материалы,	Значения κ	Значения b	Ошибка Δ , %
2 группа				
1	Мрамор бежевый. Турция	0,469	78,0	5,9
2	Лазурит. Россия	2,06	85,3	8,8
3	Мрамор «Император». Турция	0,974	52,6	8,3
4	Мрамор «Верде». Индия	0,875	47,5	5,4
3 группа				
5	Чароит. Россия	0,00759	1,046	14,2
6	Родонит. Россия	0,156	12,74	7,5
7	Габбро. Украина	0,087	5,62	14,4
8	Лабрадорит. Норвегия	0,00836	0,716	13,4
	Средняя ошибка			6,2

Таблица 6 – Значения поправочных коэффициентов при расчете производительности шлифования

Марка алмазов	Группа прочности алмазов						
	1	2	3	4			
	AC15	AC20	AC32	AC50	AC65	AC80	AC100
Значения коэффициентов	1,0	1,05	1,22	1,37	1,54	1,88	1,92

Данные коэффициенты могут быть использованы при сопоставлении производительности шлифования природных полудрагоценных и декоративных камней инструментом с различными марками алмазов в алмазосносном слое при их равной зернистости и концентрации, одинаковой марке используемых металлических связок, а также одинаковых технологических пара-

метрах шлифования (скорости и приведенного удельного давления) для одинаковых схем обработки.

Выводы. В результате проведенной работы установлено.

Производительность шлифования природных камней существенно зависит от марки алмазов алмазоносного слоя камнеобрабатывающего инструмента. Возрастание производительности шлифования с увеличением номера марки синтетических алмазов характерно для всех видов природных камней всех групп обрабатываемости, различающихся своим химическим и минералогическим составом, а также физико-механическими свойствами.

Результаты исследований могут быть использованы при определении производительности шлифования на различных технологических операциях камнеобработки, сопоставлении производительности шлифования камня при использовании разных марок алмазов в инструменте, а также при определении основных технологических параметров изготовления изделий из камня.

Список использованных источников: 1. Исследование влияния компонентов химического состава природных камней на их прочностные свойства и производительность шлифования / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Резание и инструмент в технологических системах. - МНТС Вып. 75. - Харьков: НТУ «ХПИ». - 2008. - С 356-361. 2. Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н., Поталико О. М. Оброблюваність природного каміння - об'єктивна основа його класифікації. Частина 6. Мінералогічний склад природних каменів. Вплив мінералогічного складу на енергоємність та трудомісткість їх обробки. // Коштовне та декоративне каміння. Науково-практичний журнал. - Київ: Вид. ДГЦ МФУ, - 2010. - 3. № 61, С 4 - 9. 3. Исследование производительности и трудоемкости шлифования природных камней алмазным инструментом / В. В. Пегловский, В. И. Сидорко, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент - техника и технологии его изготовления и применения. - Вып. 12. - Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля. - 2009. - С 500-504. 4. Исследование влияния прочностных свойств природных камней на мощность потребляемую при алмазном шлифовании / В. И. Сидорко, В. В. Пегловский, В. Н. Ляхов, Е. М. Поталько // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент - техника и технологии его изготовления и применения. - Вып. 11. - Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля. - 2008. - С 449-453. 5. Пегловский В. В., Сидорко В. И., Ляхов В. Н., Поталико О. М. Оброблюваність природного каміння - об'єктивна основа його класифікації. Частина 8. Класифікація декоративного та напівдорогоцінного каміння за оброблюваністю. // Коштовне та декоративне каміння. Науково-практичний журнал. - Київ: Вид. ДГЦ МФУ, - 2011. - 1. № 63, С 16 - 22. 6. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов. - М. Машиностроение, 1974. - 318с. 7. Сычев Ю. И., Берлин Ю. Я. Шлифовально-полировальные и фрезерные работы по камню. - К.: Стройиздат. - 1985. - 312 с. 8. Постановление Кабинета Министров Украины № 512 от 27. 07. 1994г. «Об общей стоимости и оценке стоимости естественных камней». 9. ДСТУ 3292-95 Порошки алмазные синтетические. Введ. 01.01.95 г. 10. Шлифпорошки синтетических алмазов ТУ У 28.5-05417377-072.2003. 11. А. Е. Ферсман. Кристаллография алмаза. - Л.; Изд. АН СССР, 1955. - 568 с. 12. Физические свойства алмаза / Под. ред. Новикова Н. В. - К.; Наукова думка, 1987. - 190 с. 13. Индутная Т. В. Полудрагоценные камни: Метод. руководство по диагно-

стике и экспертизе. - К.: Изд-во ГГЦ МФУ, 1997.- 44 с. 14. Связки металлические СТП 90.502-85. Введ. 01.09.85. 15. Связки металлические СТП 90.877-83. Введ. 01.01.83. 16. Кирьянов Д. В. Mathcad 13. - СПб.: БВХ-Петербург, 2006. - 590 с.

Поступила в редколлегию 14.03.2011

Bibliography (transliterated): 1. Issledovanie vlijaniya komponentov himicheskogo sostava prirodnyh kamnej na ih prochnostnye svojstva i proizvoditel'nost' shlifovaniya / V. I. Sidorko, V. V. Peglovskij, V. N. Ljahov, E. M. Potalyko // Rezanie i instrument v tehnologicheskikh sistemah. - MNTS Vyp. 75. - Har'kov: NTU «HPH». - 2008. - S 356-361. 2. Peglovskij V. V., Sidorko V. I., Ljahov V. N., Potaliko O. M. Obroblyvanist' prirodnogo kaminnja - ob'ektivna osnova jogo klasifikacii. Chastina 6. Mineralogichnij sklad prirodnyh kameniv. Vpliv mineralogichnogo skladu na energoemnist' ta trudomistkist' ih obrobki. // Koshtovne ta dekorativne kaminnja. Naukovo-praktichnij zhurnal. Kiiv: Vid. DGC MFU, - 2010. - 3. № 61, S 4 - 9. 3. Issledovanie proizvoditel'nosti i trudnoemkosti shlifovaniya prirodnyh kamnejalmaznym instrumentom / V. V. Peglovskij, V. I. Sidorko, V. N. Ljahov, E. M. Potalyko // Porodorazrushajuwij i metalloobrabatyvujuwij instrument - tehnika i tehnologii ego izgotovlenija i primenenija. - Vyp. 12. - Kiev: ISM im. V.N. Bakulja. - 2009. - S 500-504. 4. Issledovanie vlijaniya prochnostnyh svojstv prirodnyh kamnej na mownost' potrebljaemuju pri almaznom shlifovanii / V. I. Sidorko, V. V. Peglovskij, V. N. Ljahov, E. M. Potalyko // Porodorazrushajuwij i metalloobrabatyvujuwij instrument - tehnika i tehnologii ego izgotovlenija i primenenija. - Vyp. 11. - Kiev: ISM im. V.N. Bakulja. - 2008. - S 449-453. 5. Peglovskij V. V., Sidorko V. I., Ljahov V. N., Potaliko O. M. Obroblyvanist' prirodnogo kaminnja - ob'ektivna osnova jogo klasifikacii. Chastina 8. Klasifikacija dekorativnogo ta napivdorogocinnogo kaminnja za obroblyvanistju. // Koshtovne ta dekorativne kaminnja. Naukovo-praktichnij zhurnal. Kiiv: Vid. DGC MFU, - 2011. - 1. № 63, S 16 - 22. 6. Maslov E.N. Teorija shlifovaniya materialov. - M. Mashinostroenie, 1974. - 318s. 7. Sychev Ju. I., Berlin Ju. Ja. Shlifoval'no-poliroval'nye i frezernye raboty po kamnju. - K.: Strojizdat. - 1985. - 312 s. 8. Postanovlenie Kabinetu Ministrov Ukrainy № 512 ot 27. 07. 1994g. «Ob obwey stoimosti i ocenke stoimosti estestvennyh kamnej». 9. DSTU 3292-95 Poroshki almaznye sinteticheskie. Vved. 01.01.95 g. 10. Shlifporoshki sinteticheskikh almazov TU U 28.505417377072.2003. 11. A. E. Fersman. Kristallografija almaza. - L.; Izd. AN SSSR, 1955. - 568 s. 12. Fizicheskie svojstva almaza / Pod. red. Novikova N. V. - K.; Naukova dumka, 1987. - 190 s. 13. Indutnaja T. V. Poludragocennye kamni: Metod. rukovodstvo po diagnostike i jekspertize. - K.: Izd-vo GGC MFU, 1997.- 44 s. 14. Svjazki metallicheskie STP 90.502-85. Vved. 01.09.85. 15. Svjazki metallicheskie STP 90.877-83. Vved. 01.01.83. 16. Kir'janov D. V. Mathcad 13. - SPb.: BVH-Peterburg, 2006. - 590 s.

Д.В. Ромашов, Д.О. Федоренко,
В.А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков Украина,
М. Хорват, д-р техн. наук, Будапешт, Венгрия

РАЗРАБОТКА МЕТОДОЛОГИИ 3D МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ СВЕРХСКОРОСТНОГО ШЛИФОВАНИЯ

У статті проведено дослідження можливості застосування різних відомих конструкцій шліфувальних кругів в режимі надшвидкісного шліфування. Досліджено елементи системи "оброблюваний матеріал - покриття - зерно - металофаза - зв'язка". Аналіз здійснювався шляхом 3D моделювання напружено-деформованого стану зони шліфування і спікання. За результатами дослідження встановлено, що алмазні шліфувальні круги на різних стандартних зв'язках при швидкостях понад 200 м / с мають значні поля критичних напружень і руйнуються. Розроблено найбільш наближені до реальності динамічні 3D-моделі процесу шліфування алмазними колами та процесу спікання, що враховують анізотропію властивостей алмазних зерен і їх форму.

В статье проведены исследования возможности применения различных известных конструкций шлифовальных кругов в режиме сверхскоростного шлифования. Исследованы элементы системы "обрабатываемый материал - покрытие - зерно - металофаза - связка". Анализ осуществлялся путем 3D моделирования напряженно-деформированного состояния зоны шлифования и спекания. По результатам исследования установлено, что алмазные шлифовальные круги на различных стандартных связках при скоростях свыше 200 м/с имеют значительные поля критических напряжений и разрушаются. Разработаны наиболее приближенные к реальности динамические 3D-модели процесса шлифования алмазными кругами и процесса спекания, учитывающие анизотропию свойств алмазных зерен и их форму.

D.V. ROMASHOV, D.O. FEDORENKO, V.A. FEDOROVICH, M. HORVAT
DEVELOPMENT OF METHODOLOGY 3D MODELING OF HIGH-VELOCITY GRINDING

The paper investigated the possibility of using various well-known designs of grinding wheels in the ultrafast regime grinding. Were studied components of the system, "work material - coating - grain - metalphase - sheaf". The analysis was carried out by 3D modeling tensely-deformed conditions sintering and grinding area. The study found that diamond grinding wheels for a variety of standard bundles at speeds over 200 m / s have a significant field of critical stresses and destroyed. Developed the most approximate to the reality of dynamic 3D-model of the grinding diamond wheels and the sintering process, taking into account the anisotropy of the properties of diamond grains and their shape.

В настоящее время одним из наиболее перспективных направлений повышения эффективности операций шлифования и расширения его технологических возможностей является изменение скорости резания, задаваемой частотой вращения круга, т.е. применение процесса высокоскоростного шлифования.[1]

Высокоскоростное или сверхскоростное шлифование – это метод обработки со скоростями свыше 80м/с, который повышает производительность, точность и качество обработанной поверхности. Повышение скорости алмазного шлифования до нескольких сотен метров в секунду связано с решением

сложных задач – проблем прочности шлифовального круга (разрыв круга), отслоения алмазного слоя и др.[3]

Создание методологических основ и системы 3D-CAD моделирования алмазных композиционных материалов (АКМ) в режиме сверхскоростного шлифования даст существенные преимущества для дальнейшего использования процесса. Предлагаемая 3D методология исследования процессов сверхскоростного шлифования в первом приближении представлена на рисунке 1.

Исследования разделяются на два направления: изучение собственно процесса шлифования на высоких скоростях и подбор необходимых свойств компонентов круга; изучение процесса изготовления кругов с необходимыми свойствами для реализации процесса шлифования.

Таким образом, реализуется идеология полной компьютерной автоматизации моделирования процесса эксплуатации АКМ при сверхскоростном шлифовании, что рассматривается как приближение к идеологии CALS-технологий (Computer-Aided Logistics Support)[2].

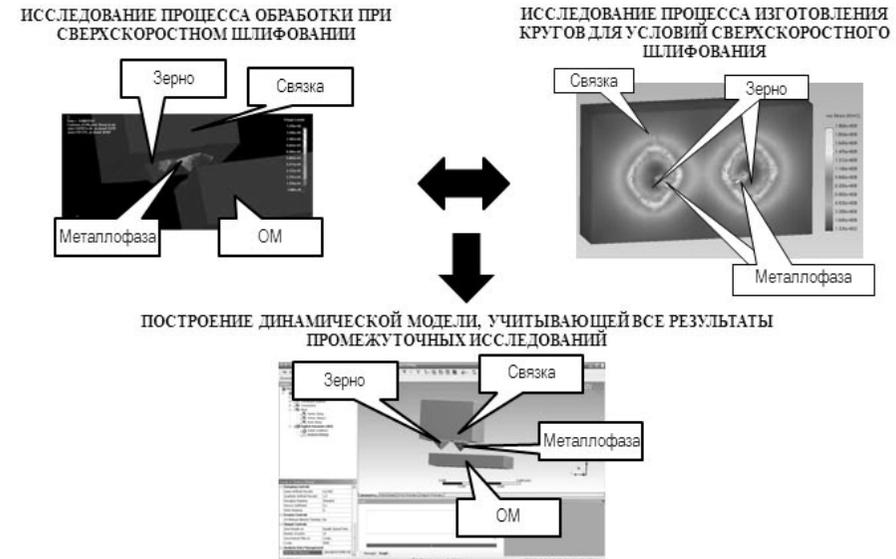


Рисунок 1 — Концепция комплексного подхода к моделированию процесса сверхскоростного шлифования.

На первом этапе моделирования исследовались возможности сочетания различных компонентов системы «связка-зерно-металофаза-обрабатываемый материал» при скоростях шлифования свыше 100 м/с.

Т.к. при высоких скоростях основной проблемой является разрушение круга от действия значительных центробежных сил, целью данного этапа бы-

ло установить необходимые свойства связок для надежного закрепления алмазного слоя и исследование разрушения корпуса круга в целом.

Для реализации поставленных задач изучения НДС в зоне шлифования при заточке инструмента из СТМ были использованы расчетные комплексы ANSYS, LS-DYNA, Cosmos, Third Wave AdvantEdge. Построение 3D-моделей, имитирующих процесс резания применялась система автоматизации проектных работ (САПР) SolidWorks.

Примененная к процессу шлифования методика 3D моделирования его напряженно-деформированного состояния позволила проанализировать 3D НДС системы «связка-зерно-металлофаза-обрабатываемый материал» в зависимости от технологических режимов шлифования (наиболее критический параметр – изменение скорости), вида связки и металла-катализатора, концентрации зерен и зернистости. Для повышения точности теоретических расчетов алмазное зерно моделировалось с учетом наличия в нем металлических включений, присутствующих в реальном зерне после синтеза (рисунок 2).

На рисунке 2 изображена 3D модель системы «связка-2 зерна-металлофаза-обрабатываемый материал» в окне вычислительного комплекса ANSYS с сеткой конечных элементов.

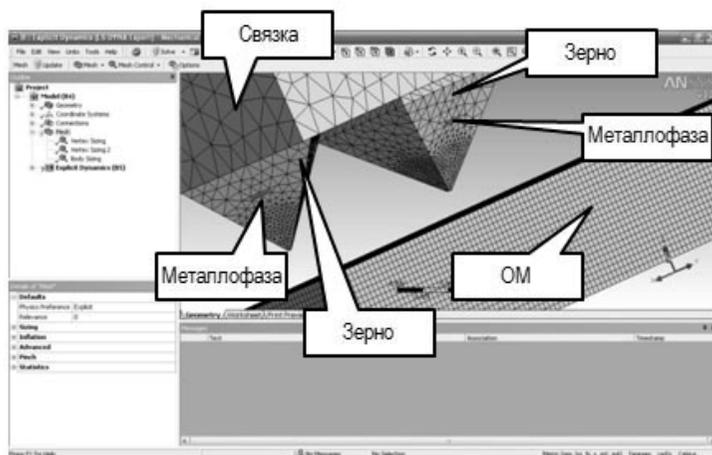


Рисунок 2 — Конечно-элементная сетка 3D модели для динамической модели процесса сверхскоростного шлифования

Впервые были проведены динамические расчеты для изучения процесса сверхскоростного шлифования, в которых, на данной стадии, устанавливалось влияние различных скоростей и концентрации зерен в одной модели на 3D НДС зоны шлифования (рисунок 3).

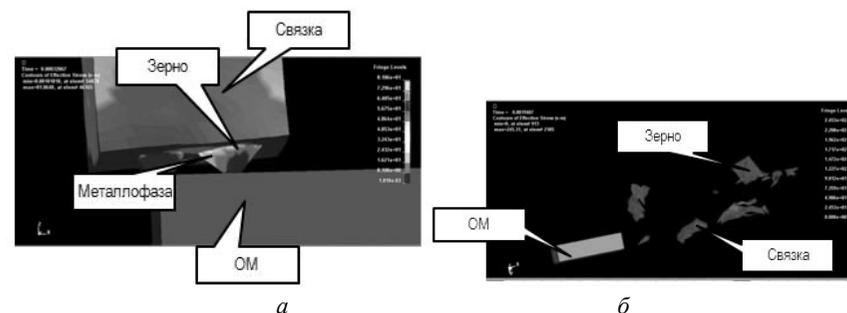


Рисунок 3 — Динамика процесса сверхскоростного шлифования: скорость шлифования 270 м/с, связка на основе железа (а); скорость шлифования 270 м/с, связка на основе алюминия (б)

Расчеты 3D напряженно-деформированного состояния системы «связка-2 зерна-металлофаза- обрабатываемый материал» позволили выявить тенденции увеличения степени повреждения зерен и связывающего материала: при значительных скоростях (свыше 100 м/с) наблюдается рост критических напряжений с увеличением концентрации зерен, а также полное разрушение связывающего материала с меньшим модулем упругости.

После установления необходимых характеристик алмазных кругов для режимов сверхскоростного шлифования необходимо было установить теоретическую возможность изготовления данных кругов. Для этого проводились расчеты путем моделирования процесса спекания алмазного слоя.

Впервые проведены расчеты спекания алмазно-абразивного инструмента с учетом анизотропии свойств алмазных зерен для их использования при сверхскоростном шлифании. Для проведения теоретических расчетов необходимо использовать различные вариации формы зерна. Это позволяет упростить некоторые промежуточные расчеты в целях экономии машинного времени. На рисунке 4 приведены конечноэлементные модели используемых в расчетах форм зерен. Для приближения к реальной динамической модели с учетом максимального количества характеристик в дальнейших исследованиях будет использоваться модель зерна в форме октаэдра (рисунок 4, б)

Анализ приведенных напряжений показал, что в зависимости от ориентации алмазного зерна, меняются зоны повышенных напряжений, однако разность максимальных напряжений при различных ориентациях алмаза не превышает 10%, что говорит об адекватности результатов предыдущих расчетов без учета свойств анизотропии алмаза.

В существующей литературе [3] приведены результаты множественных испытаний с целью выявления свойств алмаза при различных ориентациях. Мы примем в расчет вариант, при котором модуль упругости при воздейст-

вии на одну из трех плоскостей сдвига $\{110\}/\{111\}/\{101\}$ равняется соответственно 900/750/700 МПа. Результаты расчетов, представленные на рисунок 5 (а,б,в,) отображают НДС системы «зерно-металлофаза-связка» при ориентировании фронтальной плоскости в качестве плоскости кристалла $\{110\}$, $\{111\}$ и $\{101\}$ соответственно

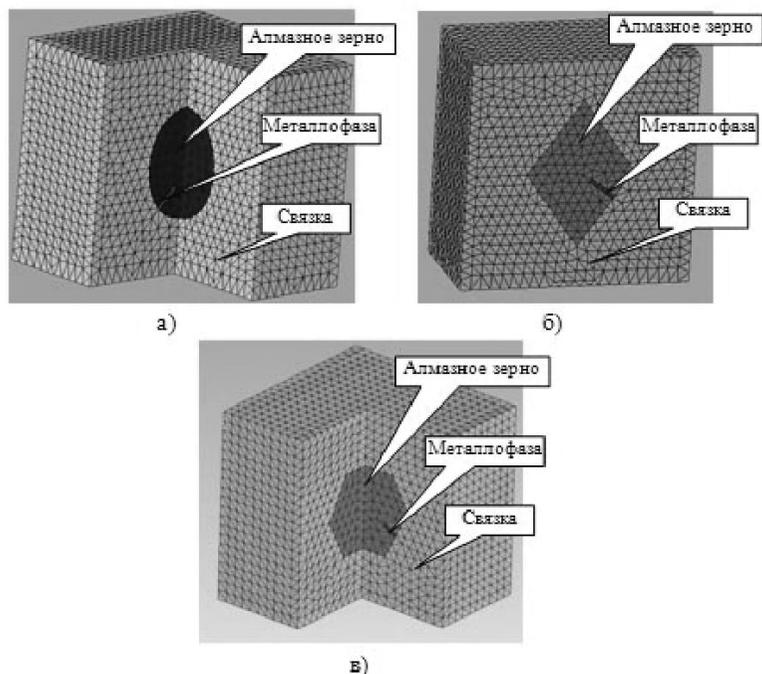


Рисунок 4 – Конечно-элементная сетка 3D модели для эллипсоида (а), октаэдра (б) и додекаэдра (в)

Расчеты 3D напряженно-деформированного состояния системы «связка-зерно-металлофаза» позволили выявить тенденции увеличения степени повреждения зерен: с уменьшением прочности алмазных зерен; с ростом концентрации зерен; с увеличением температуры спекания.

В дальнейшем планируется создать оптимальные сочетания компонентов шлифовального круга на основе существующих типов связок, а так же создание оригинальных с добавлением наноструктурированных материалов в связующий элемент. Для этого необходима экспертная система прогнозирования поведения алмазных кругов в условиях сверхскоростного шлифования.

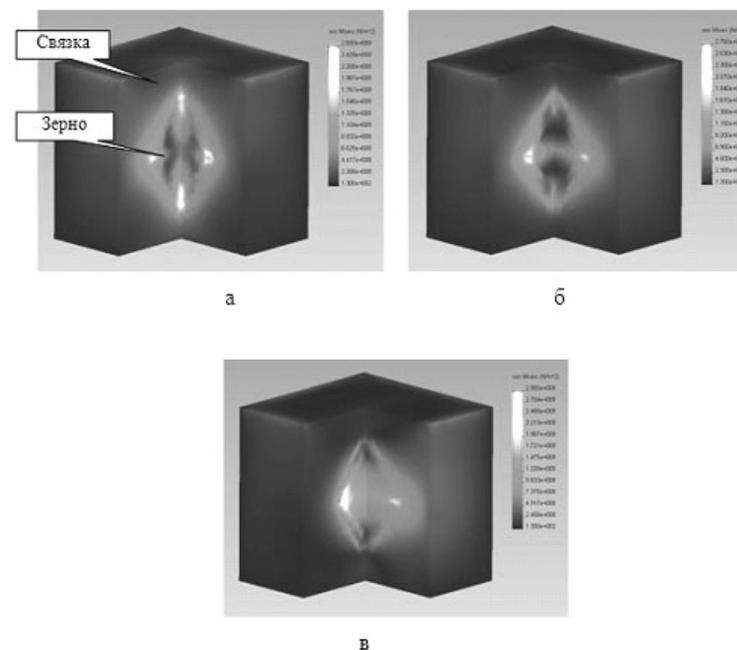


Рисунок 5 —Распределения напряжений в 3D модели «зерно-металлофаза-связка» при анизотропии свойств алмаза при ориентировании фронтальной плоскости в качестве плоскости кристалла $\{110\}$ (а), $\{111\}$ (б) или $\{101\}$ (в)

Список использованных источников: 1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение. Монография в 6 томах. Том 3: Композиционные инструментальные материалы / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля, ИПЦ "Алкон" НАНУ, 2005. 2. Yuan Z.J., Yao Y.X Lapping of Single Crystal Diamond Tools//CIRP Annals - Manufacturing Technology.-2003.-№1.-C.285-288. 3. Yali Hou1, Changhe Li1, Yan Zhou Applications of High-Efficiency Abrasive Process with CBN Grinding Wheel//CIRP Annals - Manufacturing Technology.-2010.-№2.-C.184-189

Поступила в редколлегию 12.04.2011

Bibliography (transliterated): 1. Sverhtverdye materialy. Poluchenie i primenenie. Monografija v 6 tomah. Tom 3: Kompozicionnye instrumental'nye materialy / Pod obwey red. N.V. Novikova. – Kiev: ISM im. V. N. Bakulja, IPC "Alkon" NANU, 2005. 2. Yuan Z.J., Yao Y.X Lapping of Single Crystal Diamond Tools//CIRP Annals - Manufacturing Technology.-2003.-№1.-S.285-288. 3. Yali Hou1, Changhe Li1, Yan Zhou Applications of High-Efficiency Abrasive Process with CBN Grinding Wheel//CIRP Annals - Manufacturing Technology.-2010.-№2.-S.184-189

Руднев А.В., Харьков, Украина

ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОГО КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОМ ШЛИФОВАНИИ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ

У роботі розглянута можливість застосування моделі якості обробленої поверхні на основі аналізу сумарного приведенного профілю алмазного круга для надтвердих матеріалів на прикладі ДСКМ «Томал-10». Показана висока збіжність розрахункових і практичних значень шорсткості поверхні. Підтверджена можливість завдання по необхідній шорсткості обробленої поверхні режимів обробки, що гарантують цю якість.

В работе рассмотрена возможность применения модели качества обработанной поверхности на основе анализа суммарного приведенного профиля алмазного круга для сверхтвердых материалов на примере ДСКМ «Томал-10». Показана высокая сходимость расчетных и практических значений шероховатости поверхности. Подтверждена возможность задания по требуемой шероховатости обработанной поверхности режимов обработки, гарантирующих это качество.

*A.V. RUDNEV
PROVIDING OF THE SET QUALITY OF SURFACE AT A DIAMOND-SPARK POLISHING OF SVERKHTVERDYKH MATERIALS*

There was discussed the possibility of quality model of treated surface using on the basis of total resulted type of diamond circle for superhard materials on the example of DSKM «Tomal-10». There was shown the high convergence of calculation and practical values of surface roughness.

There was confirmed the possibility of required roughness of treated surface, which can guarantee the quality.

При шлифовании наиболее значимыми факторами, определяющими условия обработки, принято считать зернистость и концентрацию круга, глубину резания, скорость обработки и продольную подачу. От них зависит качество обработанной поверхности.

Если по требуемым выходным параметрам (шероховатость поверхности) необходимо найти входные сигналы (режимы обработки), обеспечивающие эти параметры, то это относится к классу задач управления.

При одном обороте круга оставляемый на обрабатываемой поверхности след есть результат наложения всех профилей зерен в различных сечениях круга, перпендикулярных вектору скорости резания. Назовем его суммарный приведенный профиль круга [1, 2]. Характеристика суммарного приведенного профиля зависит от зернистости и концентрации круга. Неровности этого следа являются как бы отпечатком суммарного приведенного профиля круга на обрабатываемом материале. Наиболее удобно их характеризовать средним квадратичным отклонением σ_1 профиля.

Если предположить, что стандартное отклонение суммарного профиля σ_1 и стандартное отклонение микронеровностей обработанной поверхности

σ_2 имеют тесную связь, то задачу управления системой для получения заданной шероховатости можно реализовать.

Задавшись стандартным отклонением суммарного профиля режущей поверхности круга σ_1 , которое определяется экспериментально для различных условий, можно вычислить σ_2 , характеризующее шероховатость обработанной поверхности.

Расчеты показывают, что среднее квадратичное отклонение приведенного профиля является важнейшей характеристикой, предопределяющей шероховатость обработанной поверхности.

Отношение стандартного отклонения σ_2 микронеровностей поверхности к стандартному отклонению σ_1 суммарного приведенного профиля, есть величина постоянная для любых значений σ_1 , и зависит только от числа контактов n .

При каждом обороте и перемещении вдоль направления продольной подачи ($S_{\text{прод}}$) приведенный профиль оставляет на обработанной поверхности определенный соответствующий след. Количественные значения шероховатости поверхности будут получены в результате n соприкосновений перемещающегося приведенного профиля с обрабатываемой поверхностью, где n определяется частотой вращения круга ω , об/мин, скоростью продольной подачи $S_{\text{прод}}$, мм/мин и шириной рабочей поверхности круга b , мм: $n = \frac{b \cdot \omega}{S}$.

Таким образом, положение о постоянстве соотношения средних квадратических отклонений микронеровностей обработанной поверхности и приведенного суммарного профиля круга σ_2/σ_1 для любых условий шлифования позволяет прогнозировать потенциальную шероховатость обработанной поверхности, либо по требуемой шероховатости задавать условия обработки.

Эта модель применялась для различных материалов, в том числе твердых сплавов. Однако, для группы сверхтвердых материалов исследования проведены не были.

В связи с этим были проведены специальные экспериментальные исследования по определению шероховатости поверхности и среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля σ_1 для пластин ДСКМ «Томал-10» при различных режимах обработки. ДСКМ «Томал-10» относится к группе сверхтвердых инструментальных материалов созданных на основе нитрида бора.

Методика проведения экспериментов

В работе применялись пластины ДСКМ «Томал-10» производства Томилинского завода алмазных инструментов (Россия). Двухслойный синтетиче-

ский 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.

Проводилось две серии экспериментов: по определению среднего квадратического отклонения приведенного суммарного профиля σ_1 при различных режимах обработки и по определению шероховатости обработанной поверхности при тех же режимах.

В первой серии опытов при подготовке эксперимента пластины ДСКМ «Томал-10» доводились алмазным кругом на бакелитовой связке Б1, имеющим зернистость 28/20. Затем после разового контакта шлифовального круга с исследуемой доведенной пластиной производилось измерение параметра Ra. После определения параметра Ra приведенного профиля определялось значение σ_1 по формуле:

$$\sigma_1 = 1,25 \cdot Ra;$$

В работе применялся профилометр- профилограф SURTRONIC 3+ фирмы TAYLOR – HOBSON.

При исследованиях применялось планирование эксперимента. Использовали трехфакторный план (табл. 1).

Таблица 1 – Обозначения факторов, уровней и интервалов их варьирования

Уровни	Факторы		
	$S_{\text{поп}}$, мм/дв.х	Z, мкм	K, %
	X2	X3	X4
Верхний /+/ Нулевой /0/ Нижний /-/ Интервал варьирования	0,011 0,008 0,005 0,003	160/125 100/80 50/40 45	6 4 2 2

Результаты обрабатывались с помощью специально написанной программы на объектно-ориентированном языке VisualFoxPro.

Качество поверхностного слоя пластин после алмазно-искрового шлифования

В первой серии экспериментов определялось среднее квадратическое отклонение приведенного суммарного приведенного профиля круга σ_1 при обработке пластин «Томал-10» при различных режимах обработки. Значения Ra_1 и σ_1 приведены в таблице 2.

Поскольку скорость резания при шлифовании пластин была неизменной, то было неизменным и число встреч $n = 64$. Таким образом значение R_c было также постоянным и равнялось 0,4540. Далее рассчитываем значения σ_2 и Ra_2 (см. табл. 3).

Шероховатость пластин, шлифованных на тех же режимах, близка к расчетным (см. табл. 4).

Таблица 2 – Матрица планирования и результаты экспериментов

№ п/п	$S_{\text{поп}}$, мм/дв.х	Z, мкм	K, %	Ra_1 , мкм	σ_1
1	0,016	50/40	4	0,324	0,4053
2	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
3	0,016	160/125	4	0,409	0,5110
4	0,016	100/80	2	0,395	0,4934
5	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
6	0,016	100/80	6	0,264	0,3304
7	0,008	100/80	4	0,300	0,3744
8	0,016	100/80	4	0,365	0,4559
9	0,024	100/80	4	0,470	0,5881

Таблица 3 – Расчетные значения σ_2 и Ra для ДСКМ «Томал-10»

№ п/п	$S_{\text{поп}}$, мм/дв.х	Z, мкм	K, %	σ_1	σ_2	Ra_2 , мкм
1	0,016	50/40	4	0,4053	0,1840	0,1472
2	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656
3	0,016	160/125	4	0,5110	0,2320	0,1856
4	0,016	100/80	2	0,4934	0,2240	0,1792
5	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656
6	0,016	100/80	6	0,3304	0,60	0,1200
7	0,008	100/80	4	0,3744	0,1700	0,1360
8	0,016	100/80	4	0,4559	0,2070	0,1656
9	0,024	100/80	4	0,5881	0,2670	0,2136

Таблица 4 – Расчетные и экспериментальные значения шероховатости для ДСКМ «Томал-10»

№ п/п	$S_{\text{поп}}$, мм/дв.х	Z, мкм	K, %	Ra_2 , мкм	Ra , мкм	Δ , %
1	0,016	50/40	4	0,1472	0,146	-0,82192
2	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
3	0,016	160/125	4	0,1856	0,192	3,333333
4	0,016	100/80	2	0,1792	0,172	-4,18605
5	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
6	0,016	100/80	6	0,1200	0,102	-17,6471
7	0,008	100/80	4	0,1360	0,132	-3,0303
8	0,016	100/80	4	0,1656	0,166	0,240964
9	0,024	100/80	4	0,2136	0,224	4,642857

Обработка результатов экспериментов на ЭВМ позволила установить зависимость шероховатости шлифованных поверхностей пластин ДСКМ «Томал-10» от параметров обработки. Для того, чтобы не вызывать искажения модели, отсев незначимых факторов не производился.

Для ДСКМ «Томал-10» получено следующее уравнение регрессии:

$$Ra = 0,160191 \cdot z^{0,215} \cdot k^{-0,38} \cdot S^{0,304}$$

На рисунках 1 – 2 представлены результаты обработки экспериментальных данных в виде графиков поверхностей отклика.

Таким образом для группы сверхтвердых материалов на основе нитрида бора также появляется возможность прогнозировать потенциальную шероховатость.

На рисунке 3 представлен график позволяющий прогнозировать потенциальную шероховатость обработанной поверхности для различных значений числа встреч и приведенного профиля.

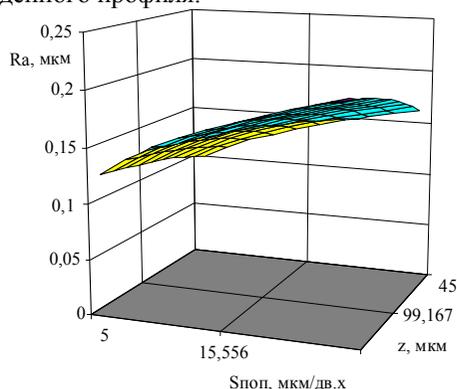


Рисунок 1 – Зависимость шероховатости поверхности пластин ДСКМ «Томал-10» от поперечной подачи и зернистости круга

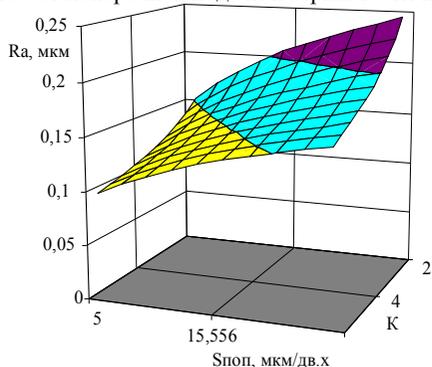


Рисунок 2 – Зависимость шероховатости поверхности пластин ДСКМ «Томал-10» от поперечной подачи и концентрации алмазов в круге

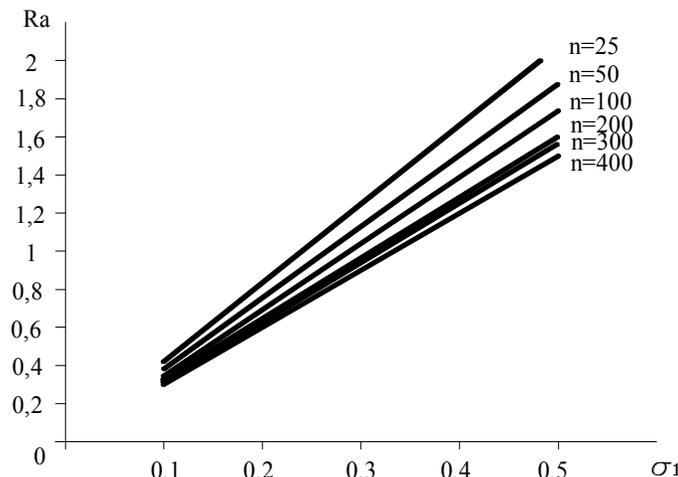


Рисунок 3 – Определение потенциальной шероховатости поверхности для различных значений числа встреч и приведенного профиля.

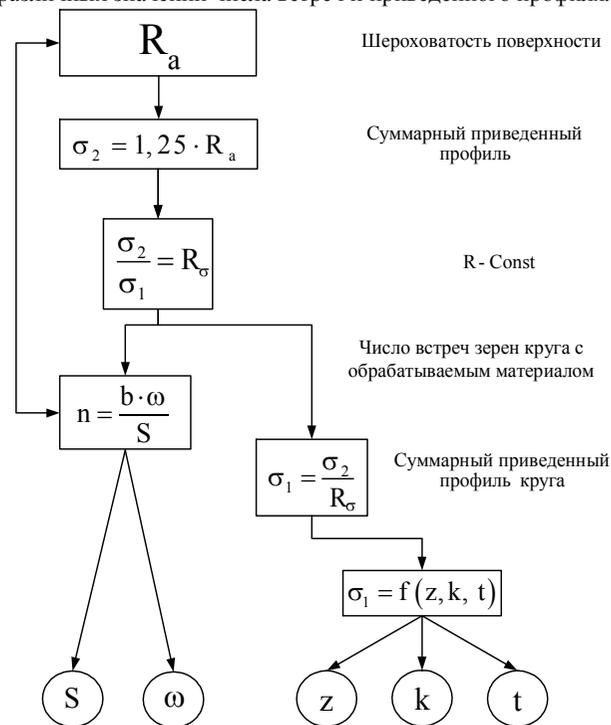


Рисунок 4 – Схема управления качеством обработанной поверхности при шлифовании

На рисунке 4 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 σ_1 , которое будет обеспечено зернистостью и глубиной шлифования, и необходимое число встреч профиля круга, которое в свою очередь обеспечивается частотой круга и продольной подачей.

Выводы. Использование положения о постоянстве отношения среднеквадратических отклонений микронеровностей поверхности и приведенного суммарного профиля круга σ_2/σ_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 сверхтвердом инструментальном материале нитридной группы марки «Томал-10» показал высокую сходимость расчетных и экспериментальных значений шероховатости, что говорит о применимости предложенной теории для данной группы инструментальных материалов.

Список использованных источников: 1. Узунян М.Д., Глухов А.Б. Исследование корреляционной функции ординат приведенного профиля алмазного круга // Резание и инструмент. – 1998. – Вып. 52. – С. 243 - 250. 2. Руднев А.В. Суммарный проведенный профиль и его влияние на качество обработанной поверхности различных материалов - Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве. Труды 8-й Международной научно-технической конференции, 9-10 декабря 2003 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2003 г. – С. 139 – 141.

Поступила в редколлегию 15.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. Uzunjan M.D., Gluhov A.B. Issledovanie korreljacionnoj funkcii ordinat privedennogo profiljaalmaznogo kruga // Rezanie i instrument. – 1998. – Вып. 52. – С. 243 - 250. 2. Rudnev A.V. Summarnyj provedennyj profil' i ego vlijanie na kachestvo obrabotannoj poverhnosti razlichnyh materialov - Fizicheskie i komp'juternye tehnologii v narodnom hozjajstve. Trudy 8-j Mezhdunarodnoj nauchno-tehnicheskoy konferencii, 9-10 dekabnja 2003 g. – Har'kov: HNPK «FJeD», 2003 g. – С. 139 – 141.

УДК 621.922.04

А.Г. Саржинская, Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, Запорожье, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ АДГЕЗИОННОЙ АКТИВНОСТИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО МАТЕРИАЛА НА ОСНОВНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Описано вплив адгезійної активності інструментального матеріалу на основні характеристики процесу різання. Рівень адгезійної активності, а також розташування плівкового покриття на контактній поверхні.

Описано влияние адгезионной активности инструментального материала на основные характеристики процесса резания. Уровень связывающей активности, а также расположение пленочного покрытия на контактной поверхности.

A.G. SARZHINSKAJA, JU.N. VNUKOV
INVESTIGATION OF INFLUENCE OF ADHESIVE ACTIVITY OF CUTTING TOOL ON CUTTING PROCESS MAIN CHARACTERISTICS

Influence of adhesive activity of cutting tool contact surfaces on cutting process main characteristics is described. Level of adhesive activity as well as location of film coating on the contact surface are considered.

Инструменты с тонкими пленочными покрытиями получили широкое распространение в современной металлообработке благодаря повышенной стойкости по сравнению с ненапыленными инструментами. Однако их применение далеко не всегда оказывается настолько эффективным, как ожидается. Это связано с тем, что при общеизвестном факте положительного влияния пленок на стойкость инструмента механизм этого влияния не раскрыт. Существуют мнения о том, что покрытие меняет теплопроводность инструмента, препятствует появлению лунок износа за счет собственной износостойкости и прочие, однако, учитывая толщину пленок и их химический состав, становится очевидной ошибочность подобных версий. В действительности суть работы тонких (<10 мкм) пленочных покрытий состоит в изменении условий трения между обрабатываемым материалом и контактными поверхностями инструмента вследствие существенного (в несколько раз) изменения адгезионной активности последних. Причем тонкими пленками можно как снижать, так и увеличивать схватывание со стружкой. Таким образом, адгезионная активность инструмента может рассматриваться как инструмент регулирования процессов, протекающих на контактных площадках инструмента, и поэтому исследование ее представляет интерес.

Одним из способов увеличения адгезионной активности поверхности инструментов может быть нанесение сверху на пленку из нитрида титана тонкого адгезионно-активного к обрабатываемому материалу слоя [1]. Наличие такой композиции, позволяет принципиально изменить условия контакта

стружки с передней поверхностью, и в результате этого добиться значительного повышения стойкости инструмента для определенных условий резания.

Для получения композиционного покрытия в установках типа «Булат» на инструмент наносили износостойкое покрытие TiN, постепенно переходящее в адгезионно-активный слой (ААС) чистого титана или непосредственно обрабатываемого материала. Такое композиционное покрытие за счет изменения условий схватывания с обрабатываемым материалом в первые моменты контакта определяет место расположение основного очага износа и условия трения на передней поверхности.

В таблице 1 и на рис. 1 представлены результаты исследования контактных характеристик и стружкообразования при резании инструментом с покрытием TiN и с покрытием TiN, на которое нанесен адгезионно-активный слой (чистого титана).

Таблица 1 – Влияние нанесения адгезионно-активных слоев (ААС) на контактные характеристики и усадку стружки

Материал покрытия	Скорость резания, м/с	Усадка стружки Ka	Составляющие силы резания, Н		Длина контакта C, мм	Относительная длина контакта c/a	Площадь контакта стружки S, мм ²	Среднее контактное давление q _н , Н/мм ²	Средний коэффициент трения, μ	Удельная сила трения q _F , Н/мм ²
			Pz	Py						
TiN	0,67	3,03	1432	569	0,93	3,10	2,14	610	0,62	378
TiN + ААС		3,42	1618	706	1,42	4,74	3,10	412	0,66	271
TiN	0,83	2,88	1392	559	0,97	3,23	2,29	554	0,62	343
TiN + ААС		3,38	1530	745	1,46	4,87	3,23	380	0,72	274

Результаты исследований показывают, что ААС существенно влияет на изменение условий контакта инструмента со стружкой.

Как показано на рис. 1, форма «типичных» кривых для резцов с ААС изменяется и становится по виду подобной той, что у инструмента без покрытия, т.е. рельефно начинает проявляться зона наростообразования.

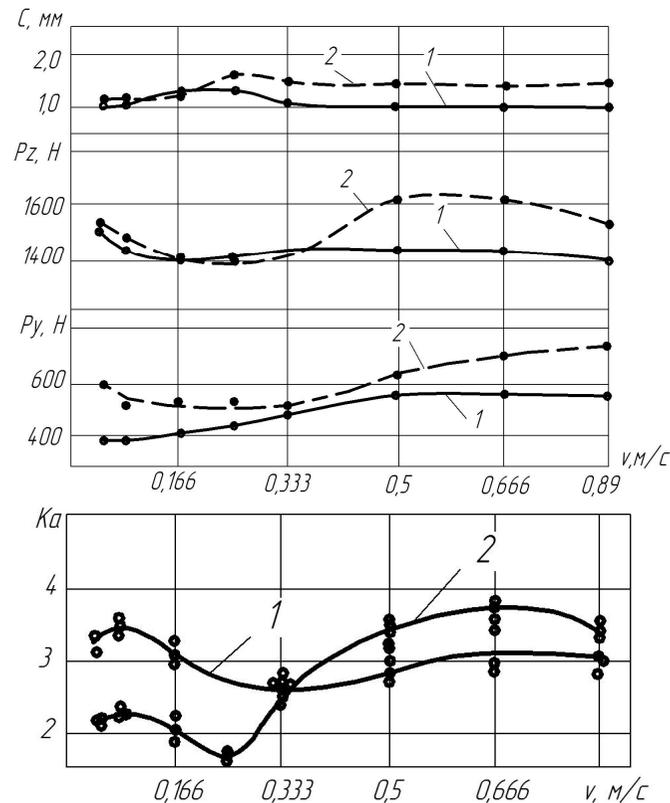


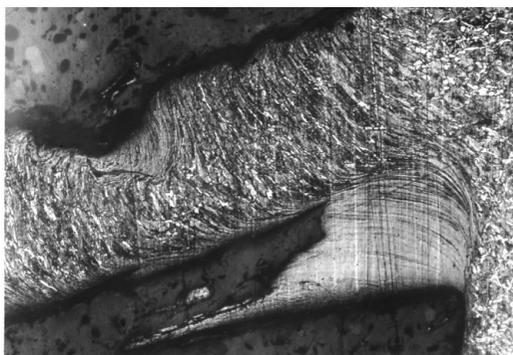
Рисунок 1 – Влияние адгезионно-активного слоя (ААС) на характер типичных кривых (свободное ортогональное резание стали 45, a = 0,3 мм, b = 1,5 мм, γ = 10°, α = 8°):

- 1 – P6M5+TiN,
- 2 – P6M5+TiN+AAS(Ti)

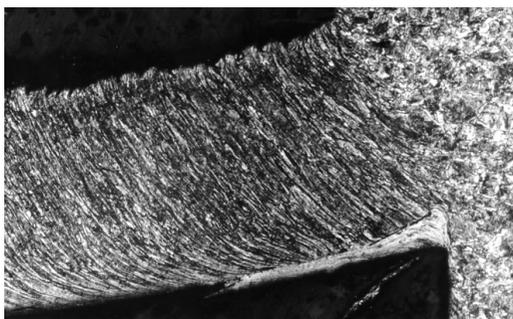
На микрофотографиях корней стружек (рис 2), полученных при скорости v = 0,25 м/с (интенсивное наростообразование) видно, что ААС, нанесенный на износостойкое покрытие, способствует появлению более развитого нароста.

На рис. 1 можно видеть, что составляющие силы резания и длина контакта у инструмента с ААС выше, чем с пленкой нитрида титана. Расчет контактных характеристик при скоростях резания 0,67 и 0,83 м/с показывает, что нанесение ААС значительно (на 46-48%) снижает величину средних контактных давлений. Интересно заметить, что значение удельной силы трения у резцов с ААС также значительно ниже, чем у резцов с покрытием из нитрида титана, что может быть объяснено дополнительным пластическим течением более мягкого адгезионно-активного слоя. Но вместе с тем, величина q_F по-

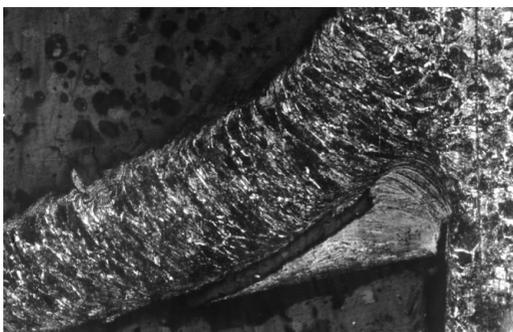
стоянна для каждого из двух условий резания (с ААС и без него), что соответствует выводам работы [2].



а



б



в

Рисунок 2 – Наростообразование при резании: а – инструментом без покрытия; б – инструментом с покрытием TiN; в – инструментом с покрытием TiN+AAC.

Использование адгезионно-активных слоев на износостойких пленках позволяет значительно изменять контактные характеристики и условия стружкообразования, показывая тем самым, что адгезионная активность контактной поверхности инструментального материала может быть характеристикой, регулирующей процесс резания.

Однако, при рассмотрении роли адгезионных процессов на передней поверхности до сих пор остается экспериментально не доказанным вопрос о том, какая часть зоны контакта – «пластическая», прилегающая к режущей кромке или «упругая», находящаяся в месте неустойчивого дискретного контакта оказывает решающее влияние на характер стружкообразования.

Некоторые авторы считают, что адгезионная составляющая силы трения имеет максимальное значение у режущей кромки и постепенно снижается, приближаясь к точке отрыва стружки [3].

Влияние различных зон взаимодействия стружки с передней поверхностью инструмента на формирование контактных процессов и зоны стружкообразования наиболее полно рассмотрено в работах Н.В. Талантова и его учеников [4, 5].

По их мнению, главную роль в процессе стружкообразования играет зона пластического контакта, точнее ее начальный участок упрочнения, связанный с зоной стружкообразования. При этом процессы, происходящие на участке упрочнения оказывают влияние на величину угла наклона плоскости начала зоны стружкообразования. Участок же разупрочнения и зона упругого контакта только косвенно влияют на закономерности роста температур в зоне пластического деформирования и не определяют условия стружкообразования.

Ю.М. Быков [6], резюмируя результаты исследований контактных процессов на инструменте с износостойкими пленками, отмечает, что коэффициент «внешнего трения» на участке «упругого» контакта вносит незначительный вклад в уменьшение сил резания. Он считает, что увеличение угла сдвига и сокращение длины контакта связано со снижением значений сопротивления пластическому деформированию контактного слоя стружки на начальном участке «пластического» контакта из-за снижения в его объеме продиффундировавших атомов инструментального материала, заэкранированного износостойкой пленкой. К такому выводу он приходит исходя из общей схемы построения контактных процессов по Н.В. Талантову, где процесс деформации элементарного объема контактного слоя стружки рассматривается при прохождении им последовательно участка упрочнения, разупрочнения и только затем участка «упругого» контакта, названного им участком «вязкого трения». Мы считаем, что в этой схеме игнорируется роль начального уровня напряженно-деформированного состояния контактного слоя стружки у вершины резца, из которой взят и рассматривается элементарный объем металла при прохождении его через участки «упрочнения» и «разупрочнения». По нашему мнению, уровень напряженно-деформированного состояния в зоне контактных пластических деформаций, в основном, определяется условиями трения на «упругом» участке контакта. Это утверждение легко доказать экспериментально, для чего используем возможность избирательно менять адгезионные условия в разных зонах контакта передней поверхности инструмента, путем нанесения износостойких пленок.

На переднюю поверхность режущих пластин, были нанесены износостойкие пленки по трем вариантам, показанным на рис. 3, где во втором варианте вся передняя поверхность полностью покрывалась пленкой из нитрида титана, в третьем только узкая полоска у режущей кромки шириной 0,5 - 0,6мм, и в четвертом вся передняя поверхность, кроме узкой полоски шириной 0,5 - 0,6мм у режущей кромки. Для сравнения использовали пластинку без покрытия – вариант I.

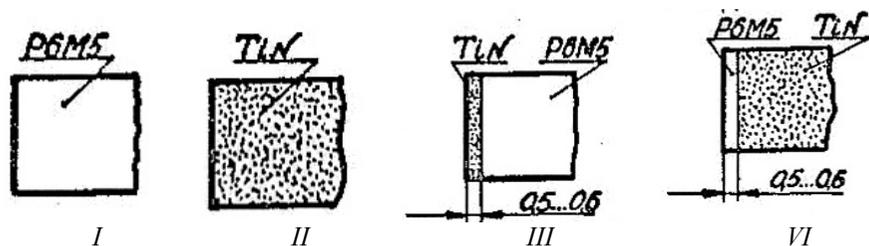


Рисунок 3 – Варианты передней поверхности резцовой пластинки с зонами различной адгезионной активности

«Типичные» кривые получены при изменении скорости резания от 0,017 до 0,75 м/с в условиях свободного резания с толщиной среза $a = 0,3$ мм и шириной среза $b = 2$ мм, без СОЖ. Результаты измерений приведены на рис.4.

Тонкие полоски у режущей кромки в вариантах 3 и 4 позволяют создать различные условия молекулярного схватывания на пластической и «упругой» зонах контакта передней поверхности со стружкой. Рассмотрение «типичных» кривых (рис. 4) показывает, что кривые зависимости основных контактных характеристик и усадки стружки от скорости резания расположились парами, причем наблюдается строгая закономерность состава пары. Эта закономерность связана с тем, что пару образуют режущие пластинки с одинаковыми условиями трения на втором – «упругом» участке контакта. Т.е. первая пара: варианты 1 и 3 и вторая пара: варианты 2 и 4. У первой пары в зоне «упругого» контакта нет покрытия, а у второй пары имеется. Этот простой и очень наглядный эксперимент говорит о том, что на процессы стружкообразования основное влияние оказывают условия трения стружки в «упругой» зоне контакта, а явления, происходящие в «пластической» зоне являются их следствием.

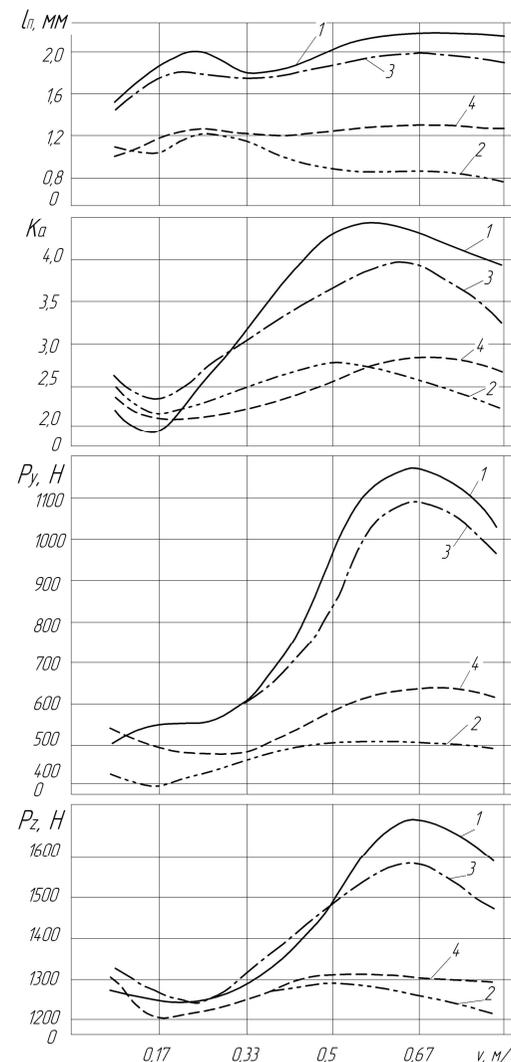


Рисунок 4 – Влияние расположения зон передней поверхности с различной адгезионной активностью на характер типичных кривых:

- 1 – I вариант;
- 2 – II – второй вариант;
- 3 – III вариант;
- 4 – IV вариант (в соответствии с рис. 3)

Полученные результаты не противоречат практическому опыту. Действительно, если различия в адгезионной активности фрикционного контакта

при резании преимущественно проявляются в зоне удаленной от режущей кромки, то становится совершенно объяснимой роль жидких и газообразных сред в изменении условий резания и работоспособности инструментов. Очевидно, что эти среды, проникая через дискретный или неустойчивый сплошной контакт, в зоны трения, адсорбируясь или производя хемосорбционные эффекты на контактных поверхностях, изменяют их адгезионную активность.

Итак, исследования показывают, что адгезионная активность поверхности инструментального материала может оказывать существенное влияние на условия его контакта с обрабатываемым материалом и процесс образования стружки.

Список литературы: 1. А.с. 1559760. Многослойный материал для изготовления инструмента/ Внуков Ю.Н, и др. - №4318525; заявл. 22.12.1989. 2. Внуков Ю.Н., Саржинская А.Г. Влияние условий контактирования инструмента со стружкой на удельную силу трения.//Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – К.:НТУУ «КПИ». – 2007. – С.377-384. 3. Гордон М. Б. Физическая природа трения при обработке металлов резанием // Физико-химическая механика контактного взаимодействия в процессе резания металлов. – Чебоксары: Изд-во Чувашск. ун-та, 1984. –122с. 4. Талантов Н.В. Исследование контактных процессов, тепловых явлений и износа режущего инструмента: автореф. дисс. на соискание научн. степени доктора техн.наук/ Н.В. Талантов.- Ижевск, 1970. - 48 с. 5. Талантов Н.В. Физические основы процесса резания: Учебное пособие. - Волгоград: Издательство ВПИ, 1988. - 129 с. 6. Быков Ю.М. Исследование закономерностей износа твердосплавного инструмента с износостойкими покрытиями с целью повышения его работоспособности: автореф. дисс. на соискание научн. степени канд. техн. наук/ Ю.М. Быков. – Тбилиси, 1984.-19 с.

Поступила в редколлегию 16.05.2011

Bibliography (transliterated): 1. A.s. 1559760. Mnogoslojnyj material dlja izgotovlenija instrumenta/ Vnukov Ju.N, i dr. - №4318525; zajavl. 22.12.1989. 2. Vnukov Ju.N., Sarzhinskaja A.G. Vlijanie uslovij kontaktirovanija instrumenta so struzhkoj na udel'nuju silu trenija.//Vestnik nacional'nogo tehničeskogo universiteta Ukrainy «Kievskij politehničeskij institut». Mashinostroenie. – K.:NTUU «KPI». – 2007. – S.377-384. 3. Gordon M. B. Fizičeskaja priroda trenija pri obrabotke metallov rezaniem // Fiziko-himičeskaja mehanika kontaktnogo vzaimodejstvija v processe rezanija metallov. – Cheboksary: Izd-vo Chuvashsk. un-ta, 1984. –122s. 4. Talantov N.V. Issledovanie kontaktnyh processov, teplovyh javlenij i iznosa rezhuvogo instrumenta: avtoref. diss. na soiskanie nauchn. stepeni doktora teh.nauk/ N.V. Talantov.- Izhevsk, 1970. - 48 s. 5. Talantov N.V. Fizičeskie osnovy processa rezanija: Učebnoe posobie. - Volgograd: Izdatel'stvo VPI, 1988. - 129 s. 6. Bykov Ju.M. Issledovanie zakonornostej iznosa tverdosplavnogo instrumenta s iznosostojkimi pokrytijami s cel'ju povyšeniya ego rabotosposobnosti: avtoref. diss. na soiskanie nauchn. stepeni kand. teh.nauk/ Ju.M. Bykov. – Tbilisi, 1984.-19 s.

СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

ПРОФЕССОР РАБ АЛЕКСАНДР ФОМИЧ (К 80-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Пока не наступит завтра,
Ты не поймешь,
как хорошо тебе было сегодня.*

Леонард Луис Левинсон

*Каждый человек имеет право
на собственное мнение – при условии,
что оно совпадает с нашим.*

Джордж Бернард Шоу

Исполнилось 80 лет профессору кафедры «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко – Рабу Александру Фомичу.

Юбиляр – человек реального мира, надежный, безкомпромисный и трезвый в понимании сущного; он оригинален, ему чуждо подражание и у него свои жизненные принципы.

Профессор Раб А.Ф. никогда не надевал галстук, не носил часы, не пользовался зонтом, не имел и не ходил на работу с портфелем или дипломатом. Что это? Своеобразное убеждение, внутренний протест, выработанный против развивающегося на его глазах с детства и юности «пижонства» в окружающей действительности трудных послевоенных лет?

Как непосредственный участник трудового фронта военных лет, Александр Фомич твердо усвоил, что означает преодоление и насколько важен свой выбор. И в студенческие годы, обучаясь в МВТУ им. Баумана, известном своим высоким уровнем технического образования, профессор Раб А.Ф. преодолевал самого себя, имея зачастую единственную материальную поддержку в виде студенческой стипендии.

Закончив успешно институт Александр Фомич связал свою судьбу с одним из крупных промышленных центров страны – городом Харьковом.

Здесь он в полной мере проявил свои инженерные, организаторские и творческие способности с характерной для него ответственностью – на станкостроительном заводе, в ПТИМаше, а затем на кафедре «Резание материалов

и режущие инструменты» Харьковского политехнического института, которой он отдал 50 лет своей жизни.

Становление Отраслевой, а затем создание Проблемной лаборатории алмазного инструмента Министерства станкоинструментальной промышленности – все это не только проявление организаторского таланта, чувство нового, но и понимание необходимости преобразования и совершенствования научных разработок.

Под руководством Михаила Федоровича Семко молодой инженер Раб А.Ф. одним из первых в стране защитил диссертацию, в которой тщательно и скрупулезно исследовал актуальные вопросы качества рабочих поверхностей режущих инструментов из труднообрабатываемых инструментальных материалов после алмазного шлифования. Научные работы Александра Фомича и их практическая реализация на многих предприятиях получили широкое признание инженерно-технической общественности.

Под руководством профессора Раба А.Ф. подготовлено и успешно защищено ряд достойных кандидатских диссертаций, результаты которых нашли применение на промышленных предприятиях.

Александр Фомич автор более 100 публикаций, его работы отражены в 5 монографиях и целом ряде методических пособий и руководств. Тщательность и прирожденный талант методиста несомненно способствовали совершенствованию и дальнейшему развитию учебного процесса в вузе и на кафедре.

Много сил и энергии отдал профессор А.Ф. Раб повышению профессионального образования студентов, уровня их знаний; он поставил и читает основные курсы дисциплин технологического цикла.

Огромную душевную отдачу Александра Фомича ощущают студенты, под его руководством защищено большое количество реальных дипломных работ.

Профессор Раб А.Ф. много лет успешно возглавляет методическую комиссию по стандартизации НТУ «ХПИ», является активным членом методического Совета университета.

Говорят – Бог знает, какой длины будет жизнь, а вот какой ширины, зависит от человека.

Эрудиция, широта взглядов, компетентность, исключительное трудолюбие и скромность – все это вызывает неподдельное уважение и любовь сотрудников кафедры к Александру Фомичу.

Коллектив кафедры и редколлегия сборника горячо и сердечно поздравляют юбиляра, желают ему здоровья и благополучия в семье!

ПРОФЕССОР МАЛЫШКО ИВАН АЛЕКСАНДРОВИЧ (К 75-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Истинная мудрость не клонит
головы.*

Станислав Ежи Лец

11 августа 2011 г. исполняется 75 лет доктору технических наук, профессору кафедры «Металлорежущие станки и инструменты» Донецкого национального технического университета Малышко Ивану Александровичу.

Иван Александрович родился в селе Солдатское Днепропетровской области, где его отец в послевоенные трудные годы работал механиком, а затем заведующим колхозной МТС. Поэтому тягу к металлу, машинам Иван Александрович впитал с детства. Закончив в 1954 г. среднюю школу, он идет работать на шахту и, решая в дальнейшем связать свою жизнь с горной промышленностью, поступает заочно в Криворожский горный институт. Однако, проработав и проучившись в этом направлении около трех лет, приходит к пониманию, что горное дело - это не его призвание. Поэтому в 1959 году он поступает в Запорожский машиностроительный институт, который успешно заканчивает в 1963 году по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты».

После окончания вуза вся дальнейшая жизнь Ивана Александровича связана с Донецким политехническим институтом, впоследствии - Донецким национальным техническим университетом (ДонНТУ). При этом он проходит путь от ассистента до профессора кафедр «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты», затем «Металлорежущие станки и инструменты».

Работая в вузе, упорно занимается научной работой в направлении усовершенствования конструкций металлорежущего инструмента. Разрабатывает и внедряет на предприятиях Донецкого региона и Украины прогрессивные конструкции осевого режущего инструмента, многие из которых защищены авторскими свидетельствами и патентами. В 1980 году под руководством доктора технических наук проф. П.Р. Родина в Киевском политехническом институте И.А. Малышко защищает кандидатскую диссертацию на тему «Влияние конструктивных элементов развертки на точность обработки отверстий». Здесь необходимо отметить, что именно Петр Родионович Родин стал для юбиляра тем человеком, о котором обычно говорят «учитель на всю жизнь».

По рекомендации П.Р. Родина Иван Александрович в 1993 году поступает в докторантуру при Киевском национальном техническом университете «КПИ». В 1996 году И.А. Малышко успешно защищает докторскую диссертацию на тему «Основы теории проектирования осевых комбинированных инструментов» и в том же году возвращается к преподавательской деятельности.

сти на родную кафедру уже в должности профессора, на которой работает и до сих пор.

Для Ивана Александровича Малышко характерно стремление к глубокому, всеобъемлющему знанию своего дела – от главного, существенного, значимого, до мельчайших, но важных тонкостей и нюансов. Эти качества сочетаются в его натуре с желанием и умением донести собственные знания до студентов, аспирантов, коллег. Он впервые в Украине подготовил курс лекций для специалистов и магистров «Инструментальное обеспечение автоматизированных производств», для чтения которого им, совместно с Киселевой И.В., выпущено учебное пособие с грифом Министерства образования и науки Украины «Системы инструментального обеспечения автоматизированных производств» (2007). Он автор двух монографий «Осевые комбинированные инструменты» (1996) и «Проектирование высокопроизводительных осевых комбинированных инструментов» (2009), около 200 научно-методических разработок и статей, более двадцати авторских свидетельств и патентов.

Малышко И.А. очень серьезно и плодотворно занимается вопросами повышения производительности и точности обработки отверстий в условиях автоматизированного производства за счет использования осевых комбинированных инструментов, являясь руководителем многих хозяйственных и госбюджетных тем. Его авторские разработки внедрены на 12 заводах СНГ, в том числе на Винницком инструментальном заводе. Дальнейшее развитие научное направление, связанное с проектированием осевого инструмента, нашло в одной докторской и трех кандидатских диссертациях учеников Малышко И.А.

Научный авторитет профессора Малышко И.А. позволил ему долгие годы быть заместителем председателя специализированного Совета по защите докторских диссертаций при ДонНТУ, три срока подряд быть членом экспертной комиссии ВАК Украины, неоднократно по поручению Министерства образования и науки Украины принимать участие в работе комиссий по аккредитации высших учебных заведений. Иван Александрович является членом редакционных коллегий научных журналов «Прогрессивные технологии и системы машиностроения» и „Наукові праці Донецького національного технічного університету Серія: „Машинобудування і машинознавство“. За самоотверженную научно-педагогическую работу награжден знаком «Отличник образования Украины».

Профессор Малышко И.А. уважаем не только коллегами, но и студентами. Не одно поколение выпускников благодарно Ивану Александровичу за полученные у него знания в области проектирования металлорежущего инструмента, вспоминая его высокую требовательность, профессионализм и умение указать верную дорогу, поддержать в трудной жизненной ситуации.

Коллеги и друзья юбиляра поздравляют Ивана Александровича Малышко со славной датой, желают ему крепкого здоровья, долгих лет жизни, вдохновения в научно-педагогической деятельности.

ПРОФЕССОР ДИТЕР ИОГАНН ГЕОРГ ШНАЙДЕР (К 70-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Какою ты стихией порожден?

Все по одной отбрасывают тени.

А за тобою вьется миллион

Твоих теней, подобий, отражений.

В. Шекспир

Дитер Иоганн Георг Шнайдер родился в Берлине 9 апреля 1941 г. В 1968 г. закончил Берлинский университет по специальности «Экономика производства». Вскоре после этого он переезжает в Университет Грац (Австрия), где работает в качестве ассистента в институте торговых и маркетинговых исследований. Здесь он блестяще защищает диссертацию на степень доктора социальных и экономических наук, которая в 1977 г. получила первую премию австрийского конкурса Кардинала Innitzer.

В 1980 г. профессор Д. Шнайдер переезжает в Штуттгартский университет, где возглавляет кафедру экономики производства и маркетинга и занимается консалтинговой деятельностью на ряде промышленных предприятий. В 1987 году он получает приглашение от энергично развивающегося Клагенфуртского университета и становится заведующим кафедрой маркетинга и интернационального менеджмента. Лекции профессора Шнайдера традиционно остаются самыми посещаемыми. А его изобретательность при проведении семинаров удивляет даже бывалых студентов: то это цех по производству суперсовременных микрочипов, то небольшой туристический пансионат в горах, то ознакомительная поездка в Ригу, Штуттгарт или Милан. Длительное время возглавляет институт экономики и является членом коллегии факультета экономики и информатики, членом Сената Клагенфуртского университета и председателем комиссии по защите докторских диссертаций по экономическим дисциплинам. Благодаря в том числе и его настойчивым усилиям этот университет в настоящий момент занимает 1-е место в рейтинге австрийских университетов в области экономики.

Дитер Шнайдер является известным ученым в области менеджмента и маркетинга. Им опубликовано свыше 100 научных статей, написано 11 книг и монографий. Имя профессора Д. Шнайдера прочно вошло во все немецкоязы-

звичные учебники по маркетингу и менеджменту. Университеты Украины, Германии, Италии, Венгрии, Латвии, Словении, Турции, Китая, Таджикистана, России постоянно приглашают его для чтения курсов лекций. За консультациями к профессору Д. Шнайдеру постоянно обращаются различные производственные фирмы, среди них такие индустриальные гиганты, как «Siemens», «Volkswagen» и «Daimler-Benz». Он активно работает как действующий член немецкого общества производственной экономики, а также австрийского общества научной пропаганды.

Большой вклад вносит профессор Д. Шнайдер в развитие межвузовского сотрудничества между НТУ «ХПИ» и Клагенфуртским университетом. Благодаря стараниям профессора Д. Шнайдера в Клагенфуртский университет ежегодно направляются на включенное обучение и стажировку студенты и сотрудники НТУ «ХПИ». На протяжении двадцати лет он регулярно приезжает в Украину для чтения цикла лекций по маркетингу и менеджменту.

Ученый постоянно подчеркивает, что инновационное развитие современной экономики требует реализации всего потенциала высокотехнологичного и ресурсосберегающего производства, способного в непродолжительные сроки обеспечить разработку и внедрение конкурентоспособных систем машин нового поколения, ориентированных на удовлетворение запросов внутреннего и внешнего рынков.

Получение такого уровня изделий все больше связывают с нетрадиционными конструкторскими и технологическими решениями, реализация которых далеко не всегда возможна на основе использования технологических аналогов известных рабочих процессов, использования оборудования и оснастки общего назначения и т. д., то есть на основе всего того, что составляет суть понятия «традиционные технологии».

В рамках общего машино- и приборостроения сформировалось особое направление – высокотехнологичное производство, характеризуемое наукоемкостью, системностью, компьютерной технологической средой и прецизионностью, устойчивостью и надежностью, экологической направленностью. Принципиальным отличием высоких технологий от аналоговых является их индивидуализация, целевой характер, более жесткая связь с требованиями, вытекающими из заданного уровня функциональных, эстетических и экологических свойств изделий. Инновационный процесс и инновационный продукт неотделимы друг от друга.

Профессор Д. Шнайдер доказывает, что маркетинг высоких технологий и высокотехнологичных товаров должен обладать определенной спецификой, а это требует иного подхода в определении с помощью его инструментария именно тех областей производственной деятельности, в которых с наибольшим экономическим и социальным эффектом могут быть разработаны и использованы новые технологии, спрогнозированы их потенциальные возможности как товара на внутреннем и внешнем рынке. Технология выступает как движущая сила в конкурентной борьбе.

Как высококлассный, широко эрудированный специалист проф. Шнайдер Д. основные черты маркетинга высоких технологий, собственно маркетинговое мышление и маркетинговые концепции, роль окружающей рыночной среды, стратегические основы принятия решений и выбор поля деятельности, модели поведения покупателей-организаций, особенности использования инструментов маркетинговой политики (товарной, контрактной, дистрибутивной, коммуникационной) рассматривает с учетом специфики высокотехнологичных товаров и самих технологий как предмета сбыта.

В 1999 году профессор Д. Шнайдер был награжден Международной медалью М.Ф.Семко «За вклад в сотрудничество университетов», а в 2001 году единогласно избран Почетным доктором Национального технического университета «Харьковский политехнический институт».

Редколлегия сборника сердечно поздравляет профессора Дитера Шнайдера с юбилеем и желает доброго здоровья, энтузиазма и новых свершений.

ПРОФЕСОР БОБИР МИКОЛА ІВАНОВИЧ (ДО 60-РІЧЧЯ З ДНЯ НАРОДЖЕННЯ)

Нет подвижничества, равного терпеливости; нет счастья, равного удовлетворенности; нет дара, равного дружбе; нет добродетели, равной состраданию.

Из афоризмов древнего мира

Бобир Микола Іванович (нар. у 1950) – д.т.н., професор, декан механіко-машинобудівного факультету (1994), директор механіко-машинобудівного

інституту (з 1999), завідувач кафедри динаміки і міцності машин та опору матеріалів (з 1994). Закінчив Київський політехнічний інститут (1974), 1974-1976 – інженер-стажист, молодший науковий співробітник, 1976-1979 – аспірант Київського політехнічного інституту. У 1979-1981 – асистент кафедри опору матеріалів, 1981-1991 – доцент, з 1991 – професор Київського політехнічного інституту. У 1981 захистив кандидатську дисертацію, в 1991 – докторську.

Наукова діяльність пов'язана з розробкою основ моделювання процесів накопичення пошкоджень та граничного стану елементів конструкцій в умовах складного малоциклового термосилового навантаження (деформування). Запропонував феноменологічні моделі накопичення пошкоджень та руйнування, які засновані на основних положеннях термодинаміки незворотніх процесів, континуальної механіки руйнувань та механіки твердого деформованого тіла.

Професор Бобир М.І. відіграє важливу роль в системі вищої освіти України. Він залучався до керівництва ДНК в галузі машинобудування та транспорту. Тривалий час очолює науково-методичну раду Міністерства освіти і науки України з напрямку інженерної механіки і машинобудування. Саме так ефективна робота, що стосується усіх технічних вузів з цих напрямків, вплинула на реформування інженерної освіти, поглиблення її змісту, поширення зв'язків навчальної роботи з сучасними досягненнями науки.

Як талановитого Вченого і подвижника вищої освіти Миколу Івановича добре знають колеги з університетів близького та дальнього зарубіжжя. Треба звернути особу увагу на ті зусилля, які він приклав до організації українсько-німецького факультету разом з Магдебурзьким університетом Отто-фон-Геріке. Студентська спільнота високо оцінила цю роботу директора механіко-машинобудівного факультету. Перші випуски спеціалістів, що пройшли підготовку по цій схемі підтвердили доцільність і значимість організації спільного факультету.

Професор Бобир М.І. веде велику суспільно-корисну роботу. Це і участь в редколегіях наукових збірок, в роботі програмних та організаційних комітетів міжнародних конференцій, сам очолює декілька із них, являється членом низки спеціалізованих рад по присудженню кандидатських та докторських дисертацій.

Бобир М.І. є засновником і президентом Спілки інженерів-механіків Національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут» – Всеукраїнської громадської незалежної організації, яка вже внесла великий внесок в розвиток науки, техніки та вищої освіти.

Заслужений діяч науки і техніки України (1998), лауреат Державної премії УРСР (1990).

Підготував 2 докторів та 7 кандидатів технічних наук, опублікував понад 200 наукових праць, п'ять монографій і підручників.

Редколегія збірки зичить ювіляру міцного здоров'я та нових звершень на ниві науки та вищої освіти.

ПРОФЕСОР СТРУТИНСЬКИЙ ВАСИЛЬ БОРИСОВИЧ (К 60-ЛЕТІЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Совершенно мудрый никогда не считает себя великим, поэтому он может стать действительно великим
Лао-Цзы

Серед нині діючих професорів-механіків Київського політехнічного інституту одним із найбільш результативних є Василь Струтинський. До свого 60-ти річчя він має вагомні наукові здобутки. Це близько 400 наукових праць, з них 20 монографій та підручників, 50 винаходів, наукове консультування 11 захищених докторських та керівництво 16 захищеними кандидатськими дисертаціями.

В.Б. Струтинський родом із старовинного міста Ромни. В 1968-74 роках навчався на механіко-машинобудівному факультеті Київського політехнічного інституту. Після закінчення КПІ був розподілений у науково-дослідний інститут будівельних конструкцій, відділ динаміки і транспортування. Транспортні засоби оригінальної конструкції, безліч нестандартних задач машинознавства: за кілька років розроблено і застосовано близько 15 різноманітних пристроїв для динамічних випробувань машин, створені гідрофіковані стенди резонансного типу з відповідними системами керування. Обладнання орієнтовано на стохастичне навантаження машин.

Застосування обладнання для конкретного дослідження динаміки машин визвало необхідність поглибленого вивчення задач динаміки, зокрема випадкових процесів. Перші розробки по статистичним методам в динаміці машин відносяться до 1980 року. Дослідження даних проблем неможливе без широкого застосування ЕОМ. З 1975 року освоєно програмування на передових тоді машинах серії ЕС. Створені програмні комплекси для розв'язання задач динаміки, дослідження випадкових процесів, математичного моделювання континуальних систем, зокрема в гідромеханіці. Дані розробки одержали значний розвиток в теперішній час. Математичне моделювання професором Струтинським В.Б та його учнями здійснюється із застосуванням сучасних інформаційних технологій математичних пакетів.

Теоретичні розробки 80-х впроваджені в реальних конструкціях стендового обладнання. Стенди побудовані на новій елементарній базі гідропривода, яка реалізує методи струменевого керування малорозмірними високонапірними (25 МПа і вище) струменями рідини.

Розробки виконані в рамках робіт наукової школи в галузі гідропривода, яку очолював вчений із світовим ім'ям Трифон Максимович Башта .

З 1975 року під керівництвом Віктора Пантелійовича Бочарова завідувача кафедри гідрогазових систем повітряних суден Національного авіаційного університету України В.Б. Струтинський працює над науковими проблемами в галузі гідропневмопривода. Виконані теоретичні дослідження, проведено широкий комплекс експериментальних досліджень струменевих пристроїв високого тиску. В 1979 році захищена кандидатська, а в 1989 році докторська дисертації, які включають розробку нової елементної бази гідропривода на основі методів струменевого керування. По результатам досліджень опублікована монографія «Расчет и проектирование гидравлических струйных устройств высокого давления» (1987г.)

Одержані наукові результати знайшли застосування в ряді практично важливих розробок в галузі авіаційної промисловості, енергетики, верстатобудування.

В 1985-93 р.р. плідна співпраця з АНТК Антонов. Розроблена гідродистанційна система керування, яка забезпечує неоднорідне резервування статично нестійкого літака. Конкретна розробка стосується гіроскопічного вимірювача кутової швидкості тангажу. Гіроскопічний вимірювач, що реалізує

струменеві технології, не має механічних рухомих частин, роль гіроскопа виконує рідина, яка з високою швидкістю переміщується в кільцевому каналі.

В 90 роках створена оригінальна гідрофікована розривна машина з номінальним зусиллям 25000 кН. Машина розроблена, виготовлена і застосована в Полтавській головній протифонтанній пожежній частині для відновлення аварійних нафтових і газових свердловин. Система керування машини реалізована на принципово нових безконтактних струменевих пристроях гідроприводу.

Розроблено ряд незвичайних технологічних машин і пристроїв. Серед них фреза діаметром 1000 мм, по периферії якої встановлені струменеві пристрої для різання і видалення залишків залізобетону, каміння, металоконструкції. Оригінальна конструкція демпфера сейсмічних коливань споруд у вигляді гідроциліндра, в якості робочої рідини якого використано свинець.

Одним із головних напрямків досліджень того часу є розробка гідравлічної передачі вільнопоршневого двигуна внутрішнього згорання. Розробка і понині не має світових аналогів. Основу гідропередачі складає рідинний маховик із ламінаризованою течією робочої рідини в кільцевому каналі і струменевим регулюванням параметрів потоку. В гідропередачі застосовані спеціально розроблені унікальні зворотні клапани зі швидкодією 0.001 с, система гідростатично-гідродинамічного центрування плунжерів ударної дії, керування течією рідини в граничному шарі на стінках трубопроводів з метою підвищення стійкості руху рідини та попередження вихроутворення і турбулізації течії та інші.

Але основні науково технічні здобутки відносяться до верстатобудування. З 1985 року В.Б. Струтинський працює на кафедрі конструювання верстатів та машин Київської політехніки. На кафедрі функціонують потужні наукові школи. Школа по гідроприводу започаткована в 30-х роках 20 сторіччя Єфремом Мойсеєвичем Хаймовичем та по динаміці верстатів. В даних напрямках і працює В.Б. Струтинський. Розроблено ряд конструкцій гідроприводів металорізальних верстатів. Це комплектні гідроприводи затиску деталей, гідростатичні опорні вузли шпинделів, гідрофіковані приводи подач фрезерувальних верстатів з ЧПК. Значна увага приділена промисловим роботам і маніпулятором. Результати роботи викладені в підручниках і монографіях: «Гідроприводи та гідропневмоавтоматика» (1995 р.); «Технічна гідромеханіка, гідравліка та гідропневмопривод» (1998 р.); «Гідравліка, гідро та пневмопривод» (2009 р.). Розробки виконано у співпраці із верстатобудівними заво-

дами «Беве́рс» (м. Бердичів), «Шліфверст» (м. Лубни), «Веркон» (м. Київ), завод фрезерувальних верстатів (м. Львів).

Розробка гідроприводів верстатів потребує вирішення важливих задач машинознавства, зокрема, технології виготовлення точних вузлів і деталей. В даному напрямку виконано ряд важливих науково дослідних робіт. Вони стосуються токарної обробки довговимірних деталей, методів обробки пластичним деформуванням, вібраційної обробки деталей, електрофізичних та фізико-технічних методів обробки.

Значну увагу приділено методам гідроструменевої обробки матеріалів струменями високого тиску. Створено обладнання для струменевої обробки, в тому числі обладнання для роботи в екстремальних умовах. По даному напрямку опубліковано монографії: «Техніка та технологія гідроструменевої обробки» (1998 р.), «Ефективне гідрорізання» (2005 р.).

Широке коло досліджень направлено на розробку обладнання та дослідження процесів вібраційної обробки деталей вільним абразивом. Запропоновані статистичні методи розрахунку параметрів якості оброблених поверхонь. Розроблені принципово нові методи моделювання вібраційних механізмів, що базуються на описі параметрів системи з використанням нелінійних стохастичних тензорних полів. Результати робіт узагальнені в монографіях: «Вібраційна обробка. Теорія і практика застосування» (2010 р.); «Інструмент для обробки деталей вільним абразивом» (2010 р.).

При виконанні наукових досліджень застосовані спеціальні теоретичні методи на основі векторного, матричного, тензорного числення, теорії автоматичного керування, теорії коливань та статистичної динаміки машин. Роботи по динаміці ведуться на базі верстатобудівних підприємств. Виконано значний обсяг експериментальних досліджень динамічних процесів у металорізальних верстатах. Запропоновані нові теоретичні підходи до спектрального аналізу випадкових процесів з нечітко визначеним періодом, введені тензорні статистичні характеристики випадкових процесів. Дано опис інерційних параметрів просторових динамічних систем металорізальних верстатів в термінах стохастичного тензорного поля тензора моментів інерції. Розглянуто застосування сингулярних тензорних полів тензорів теплопровідності. Використано високоефективні інформаційні технології математичного моделювання динамічних систем металорізальних верстатів. Широко застосовані моделі на основі графів зв'язку, нечітко визначених множин, нечіткої логіки, методів

опису динамічних характеристик введення різномасштабних по швидкодії детермінованих та стохастичних динамічних процесів, застосуванню нейронних мереж для задач математичного моделювання технічних систем механіки. Їх реалізація здійснена із застосуванням сучасних програмних продуктів, зосереджених в математичних пакетах Matlab, Maple, MathCAD. По результатам досліджень опубліковано ряд монографій: «Математичне моделювання металорізальних верстатів» (2002 р.); «Динамічні процеси в металорізальних верстатах» (2010 р.); «Стохастичні процеси у гідроприводах верстатів» (2009 р.).

Нові теоретичні методи дали можливість на якісно новому рівні описати робочі процеси в металорізальних верстатах, такі як процеси деформування в контактах деталей верстатів, які мають попередній натяг, процесів тертя малорухомих з'єднань та динамічних пар тертя стохастичних складових процесу просторового швидкісного різання, віброакустичних процесів, що супроводжують процеси обробки деталей на металорізальних верстатах, інженерно-фізичних процесів різного виду, зокрема процесів теплопровідності з врахуванням анізотропії теплофізичних властивостей основних вузлів верстата. Результати досліджень опубліковані в монографії «Совершенствование металлорежущего оборудования для тропиков и субтропиков» (1998 р.).

Одержані наукові результати послужили основою для розв'язання ряду прикладних задач верстатобудування. Серед них обробка полігональних поверхонь, обробка довго вимірних деталей на токарних верстатах з виявленням остаточних деформацій деталей при обробці. Широкий клас задач по шліфувальній обробці деталей із встановленням стохастичних характеристик процесів шліфування та побудови на цій основі адаптивної системи керування.

На новому рівні розглянуті питання моделювання системи приводів, які складають основу металорізальних верстатів. Розроблено і вирішено ряд ефективних методів побудови математичних моделей статистичної динаміки гідроприводів. Показано, що нестабільність характеристик гідроприводів є наслідком їх специфічних робочих процесів. Запропоновані способи оцінки статистичних характеристик гідроприводів. Основні результати даних досліджень опубліковані в монографіях: «Математичне моделювання стохастичних процесів у системах приводів» (2005 р.), «Стохастичні процеси у гідроприводах верстатів» (2009 р.). Розв'язано ряд практично важливих задач машинознавства. Зокрема коливання точних обертових валів, проблема балан-

сування, специфічні проблеми регулювання параметрів з метою забезпечення стійкості руху. Результати досліджень опубліковані в монографії «Автоматичне центрування неврівноважених роторів технологічних систем» (2004 р.).

Значну увагу приділено організації технологічних процесів обробки деталей шляхом застосування верстатних комплексів. Запропоновано спеціальні інформаційні технології для моделювання і моніторингу процесу обробки. Основні положення розроблених методів викладено в монографії «Технологія моделювання динамічних процесів та систем» (2007 р.).

З 2000 року ведуться розробки по новому науковому напрямку кафедри КВМ – багатокоординатному металообробному обладнанню.

Розроблені теоретичні основи досліджень кінематики багатокоординатного обладнання. Робочий простір обладнання запропоновано визначати методами Монте-Карло. Розроблено метод розв'язання прямої задачі кінематики просторових механізмів без використання ітераційного процесу. Метод придатний для обмежених (невеликих) переміщень шпинделя, які є характерними при аналізі точності обладнання з паралельною кінематикою. Вагомі результати одержані при дослідженнях просторової жорсткості верстатів паралельної кінематики.

Використано при розробці методів аналізу стохастичних динамічних процесів, що протікають в багатокоординатному обладнанні. Вперше досліджено статистичну динаміку просторових рухів багатокоординатних верстатів. Встановлено виникнення особливих хвильових динамічних процесів у замкнених (кільцевих) кінематичних ланцюгах, що утворюють просторову систему приводів.

В 2005 році під керівництвом В.Б. Струтинського захищена перша на Україні дисертація по машинознавству, яка присвячена дослідженню механізмів типу гексапода, що складають основу широкого класу багатокоординатного металообробного обладнання.

Роботи в цьому напрямку ведуться у співпраці з провідними науковими установами і ВУЗами України. В рамках даних робіт здійснено трансфер унікальних технологій Інституту надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України в розробку багатокоординатного металообробного обладнання.

Професор Струтинський В.Б. веде активну педагогічну діяльність. В 1989 році вперше на Україні постановлено дисципліну «Математичне моделювання металорізальних верстатів». З 1997 року в КПІ започатковано підго-

товку магістрів. На основі конкурсу здобуто право на викладання дисципліни «Математичне моделювання процесів та систем», яка в даний момент читається для магістрів 18 факультетів КПІ. Основні положення дисципліни викладені в підручниках: «Математичне моделювання процесів та систем механіки» (2001 р.); «Тензорні математичні моделі процесів та систем» (2005 р.); «Математичне моделювання процесів та систем» (2011 р.).

Розвитком даного напрямку є введення нової дисципліни для рівня підготовки бакалавр «Основи математичного моделювання», а також викладання ряду дисциплін в рамках програми підготовки аспірантів (докторів філософії), а саме розроблені і читаються дисципліни «Спеціальні технології теоретичних досліджень», «Математичне моделювання в теорії поля», «Статистична динаміка машин».

З 2001 року при безпосередній участі Струтинського В.Б. кафедра розпочала підготовку спеціалістів з нової спеціальності «Інтелектуальна власність», а в 2010 році – підготовку магістрів.

Наукові результати напряму математичного моделювання використанні для розв'язання актуальних проблем комерціалізації інтелектуального продукту в сфері машинобудування.

В 90-х роках Струтинський В.Б. був одним із ініціаторів створення міжнародної Асоціації спеціалістів промислової гідравліки та пневматики і є її віце-президентом.

З 1996 р. проф. Струтинський В.Б. виконує обов'язки віце-президента Всеукраїнської громадської організації «Спілка інженерів-механіків національного технічного університету України «КПІ».

Великі плани у Василя Струтинського на розвиток в НТУУ «КПІ» фундаментальних і прикладних досліджень в напрямку механіки.

Бажаємо йому здоров'я та наснаги!

Бобир М.І., д.т.н., проф.

Равська Н.С., д.т.н., проф.

Національний технічний університет «КПІ»

**ПРОФЕССОР ТУРМАНИДЗЕ РАУЛЬ СЕРГЕЕВИЧ
(К 60-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)**

*Самое меньшее благо в жизни –
это богатство, самое большое –
мудрость.*

Готхольд Лессинг

Турманидзе Рауль Сергеевич 1950 г. рождения, 1972 г. окончил механико-машиностроительный факультет Грузинского политехнического института по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты» с отличием. По распределению был оставлен на кафедре технология машиностроения, где работал на должностях старшего лаборанта, учебного мастера и ассистента.

С 1976 по 1979 г. Учился в аспирантуре после окончания которой продолжил работу на этой же кафедре в должности ассистента. В 1982 г. защитил кандидатскую диссертацию, которая была посвящена исследованию контактных явлений при алмазном шлифовании однокарбидных, двухкарбидных, маловолфрамовых и безволфрамовых твердых сплавов. Была установлена природа износа алмазных кругов при шлифовании твердых сплавов разных характеристик в разных условиях обработки.

Для определения среднеинтегральной температуры контакта и характера и распределения температуры в глуб шлифуемой детали был разработан экспериментально-аналитический метод определения температурного поля в зоне шлифования, который был защищен патентом Грузии.

Метод характеризуется повышенной точностью определения среднеинтегральной температуры в зоне шлифования по сравнению с другими существующими методами.

На основе проведенных теоретических и экспериментальных исследований были определены оптимальные режимы алмазного шлифования разных твердых сплавов для каждого конкретного случая обработки в зависимости от требуемых характеристик поверхности шлифуемой детали.

Под руководством Турматидзе Р.С. в 1984 г. была организована проблемная научная лаборатория «Конструирование и изготовление прецизионных микроинструментов и технологической оснастки различного назначения».

В лаборатории были разработаны и практически осуществлены технологические процессы изготовления твердосплавных прецизионных сверл в диапазоне рабочего диаметра 0,5÷3 мм, а также прецизионных фрез разной конструкции и специальных микроинструментов для точного машиностроения, микроэлектроники, приборостроения, ювелирной промышленности и др.

По новым конструкциям инструментов и отдельным технологическим операциям для их изготовления получены авторские свидетельства, которые защищены соответствующими патентами.

Многие специальные инструменты изготовленные в этой лаборатории внедрены на предприятиях Грузии, России, Украины, Белоруссии, Армении и др.

В 1990 г. Турманидзе Р.С. Защитил докторскую диссертацию и стал профессором кафедры.

С 1993 г. по 1995 г. работал заведующим управления научно-исследовательских работ, а 1995 г. по 2004 г. проректором по научной работе Грузинского технического университета. В настоящее время является руководителем направления технология машиностроения.

Паралельно систематический выполняет международные проекты по линии международного научно-технического центра (МНТЦ) и научно-технического центра Украины (НТЦУ).

По линии МНТЦ под его руководством выполнены проекты по разработке новых конструкций воздушных винтов с изменяемыми геометрическими параметрами. Эти конструкции дают возможность одновременно менять в процессе полета диаметр воздушного винта, угол установки лопастей, а также характер крутки каждой лопасти. Коллабораторами этих проектов являются ведущие специалисты таких известных авиационных фирм мира как «Боинг», «Агуста-Вестланд», «ONERA» и др.

Эти конструкции кроме авиации успешно можно использовать в ветровых станциях, в судостроении и др. областях техники. В настоящее время ведутся переговоры с представителями многих фирм на совместные работы .

По линии НТЦУ выполнены проекты по разработке эффективной технологии изготовления сферических поверхностей имплантов тазобедренного сустава человека. Разрабатываются методы определения оптимальных пар с использованием таких разных современных износостойких материалов медицинского назначения как титан, тантал, керамика, монокристалл сапфира и их комбинация. Основными критериями подбора этих материалов и технологических процессов их обработки является совместимость с организмом человека и срок службы без нарушения их эксплуатационных показателей. Исследуется влияние анизотропических характеристик сапфира с одной стороны на обрабатываемость и с другой, на интенсивность износа монокристалла.

В настоящее время совместно с коллегами Магдебургского технического Университета выполняется также проект по изготовлению малоразмерных твердосплавных спиральных сверл с изменяемым углом наклона стружечных канавок и определения эффективности использования таких сверл при сверлении разных труднообрабатываемых материалов по сравнению сверл со стандартными геометрическими параметрами.

Турманидзе Р.С. автор более чем 170 опубликованных научных трудов, в том числе 35 патентов, трех учебников и двух монографий. Член Американского общества инженеров механиков, Академик инженерной Академии Грузии и член союза вертолетчиков Америки. Он участник и организатор многих международных и республиканских научно-технических конференций, а также руководитель и участник ряда значительных проектов и научных исследований.

Как Личность Рауль Сергеевич демонстрирует глубокое уважение к своим учителям, к памяти тех, кто уже ушел из жизни, к их традициям.

Он стал продолжателем Грузинской школы инженеров-механиков-технологов, связанной с именами таких выдающихся ученых и подвижников высшей школы как Лоладзе Т.Н., Бетанели А.И., Бокучава Г.В., Цоцхадзе А.Б. и др.

Редколлегия сборника сердечно поздравляет Рауля Сергеевича и выражает глубокую уверенность в том, что его усилия по консолидации ученых постсоветского пространства и дальнего зарубежья будут столь же плодотворны, как и его научные свершения.

ПАМЯТИ ДРУЗЕЙ

ПРОФЕССОР ОЛЕГ АЛЕКСАНДРОВИЧ РОЗЕНБЕРГ

14 апреля 2011 года на 75-м году жизни после тяжелой непродолжительной болезни скончался Олег Александрович Розенберг, заведующий отделом «Перспективных ресурсосберегающих технологий механообработки инструментами из СТМ» Института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, доктор технических наук, профессор, академик Академии инженерных наук Украины, Заслуженный деятель науки и техники Украины, лауреат Государственной премии Украины в области науки и техники, лауреат премии им. Е.О. Патона, почетный профессор Краковской Политехники им. Тадеуша Костюшко, известный ученый в области физики и механики процессов резания и холодного пластического деформирования, ученик и последователь научной школы профессора Александра Минеевича Розенберга.

Научную деятельность О.А. Розенберг начал в 1959 г. на одном из предприятий г. Томска после окончания Томского политехнического института, где внедрил свой первый инструмент – твердосплавную режущую протяжку. В 1963 г. по запросу Института синтетических сверхтвердых материалов и инструмента Госплана УССР (с 1972 г. Институт сверхтвердых материалов НАН Украины) был переведен в Киев и до последних дней жизни занимался в институте научной работой.

С 1965 года научные интересы О.А. Розенберга связаны с глубоким и всесторонним изучением физики и механики взаимодействия инструмента с изделием при холодном ступенчатом пластическом деформировании осесимметричных изделий на основе широкого использования современных спеченных твердых сплавов и инструмента из сверхтвердых материалов, впервые открыто явление возникновения волны внеконтактной деформации при холодном ступенчатом пластическом деформировании осесимметричных изделий. Фундаментальные исследования в этом направлении использованы при разработке теоретических основ процесса обработки отверстий в деталях типа втулок и труб методом холодного пластического деформирования.

В 1966 г. О.А. Розенберг защитил кандидатскую диссертацию.

В последующие годы О.А. Розенберг рассматривает возможность использования фундаментальной характеристики обрабатываемого металла (истинного напряжения при разрыве), синтезирующей свойства прочности и пластичности для отработки элементов механики в процессах резания и холодного осесимметричного пластического деформирования. Это открывает новые возможности в создании и обосновании, новых технологических про-

цессов, в частности, процессов ступенчатого холодного пластического деформирования деталей типа втулок и труб с внутренним или наружным периодическим повторяющимся профилем.

С 1979 г. – заведующий отделом перспективных ресурсосберегающих технологий механообработки инструментами из сверхтвердых материалов.

Под руководством О.А. Розенберга и при его непосредственном участии разработаны и внедрены в производство такие высокоэффективные ресурсосберегающие технологические процессы, как обработка изделий типа «Камера» с получением длинных тонкостенных изделий с кривизной оси, не превышающей 0,15 мм на длине 500 мм; финишная обработка биметаллических волноводных секций длиной 5000 мм; процессы обработки в условиях массового производства отверстий в деталях типа поршневых пальцев, втулок балансира, втулок звена гусеницы тракторов; новые безотходные технологические процессы восстановления изношенных деталей, в том числе крестовин карданных валов, пальцев двигателей внутреннего сгорания, штоков гидроцилиндров и др. Применение предложенных процессов позволило обеспечить снижение расхода металла до 30 %, повышение ресурса изделий – до 20 %, повышение производительности обработки – до 5 раз. В 1981 г. О.А. Розенберг защитил докторскую диссертацию, звание профессора ему присвоено в 1985 г.

В 1991 г. ему присвоено звание «Заслуженный деятель науки и техники Украины», в 1992 году О.А. Розенберг удостоен премии им. Е.О. Патона за монографию «Механика пластического деформирования в процессах резания и деформирующего протягивания».

С 1994 г. профессор О.А. Розенберг – академик Академии инженерных наук Украины. В 1998 г. ему присвоено звание лауреата Государственной премии Украины в области науки и техники.

С 2000 года под руководством профессора О.А. Розенберга проводились работы по разработке и внедрению крупномодульного зуборезного инструмента для обработки восстановленных методом наплавки зубчатых венцов диаметром до 7 м и весом до 25 т для шаровых мельниц горно-обогатительных комбинатов. Первый зубчатый венец был восстановлен в 2000 году и в октябре этого же года был запущен в эксплуатацию на ОАО «Ингулецкий горно-обогатительный комбинат». К настоящему времени восстановлено 10 зубчатых венцов.

По инициативе О.А. Розенберга международным коллективом ученых велись работы по использованию процесса радиального деформирования как для уплотнения порошковых материалов, так и для регулирования принципиально недостижимой при других схемах прессовок структуры порошковых

тел за счет сочетания параллельно протекающих волновых процессов нагружения и разгрузки.

Под руководством профессора О.А. Розенберга в институте разработаны уникальные технологии алмазной обработки, которые позволили получать на уровне мировых требований компоненты шарнирной пары эндопротезов суставов из искусственного сапфира, биокерамики на основе оксидов алюминия, циркония, титановых сплавов медицинского назначения.

В 2009 году за ряд современных разработок в области механики и трибологии для медицины Сенат Краковской Политехники им. Тадеуша Костюшко присвоил профессору О.А. Розенбергу звание Почетного профессора этого университета. Он стал 12-м среди зарубежных ученых, удостоенных этого почетного звания.

Предложенная профессором О.А. Розенбергом с сотрудниками шарнирная пара типа "сапфир - керамика" вызвала интерес представителей ведущих мировых производителей эндопротезов суставов из Германии, Италии, других стран.

О.А. Розенбергом опубликовано свыше 430 научных работ, в т. ч. 12 монографий, 9 книг и брошюр, 102 охранных документа интеллектуальной собственности, подготовлено 5 докторов и 13 кандидатов технических наук. В последние годы профессор О.А. Розенберг работал над монографией "Эндопротезы суставов человека: материалы и технологии", которая увидит свет уже в этом году.

Олег Александрович Розенберг являл собой уникального ученого, который всегда пребывал в состоянии непрерывного научного поиска, строго ориентированного на реализацию этих результатов в промышленности. Но не менее важным было его стимулирующее влияние на увлечение наукой молодых исследователей, достоинство ученого, честность по отношению к теории и эксперименту. Он был своеобразным камертоном, к звучанию которого прислушивались многие. Он был признан и зарубежными учеными в университетах и фирмах. Кафедра «Интегрированные технологии машиностроения» избрала его Почетным профессором.

Научная общественность страны потеряла активно работавшего ученого, смелого экспериментатора, умелого руководителя, надежного товарища, обаятельного интеллигентного человека.

Добрую память о нем долго будут хранить все те, кто знал Олега Александровича.

Редколлеги сборника

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Абдулкеримов И.Д.</i> Технологическое обеспечение герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью.....	3
<i>Азарова Н.В., Матюха П.Г., Цокур В.П.</i> Сравнение параметров стружек и единичных срезов, образующихся при плоском алмазном шлифовании	9
<i>Внуков Ю.Н., Гончар Н.В., Кондратюк Э.В., Степанов Д.Н.</i> Применение полимерно-абразивных инструментов для обработки острых кромок пазов типа «ласточкин хвост».....	14
<i>Гончаров В.Д., Некрасов В.Н.</i> Исследование износостойких свойств покрытий на основе <i>TiC + NiCr</i>	25
<i>Гуцаленко Ю.Г., Полянский В.И., Шаргуленко В.В.</i> Закономерные тенденции формирования параметров силовой напряженности при абразивной обработке.....	31
<i>Деревянченко А.Г., Грибова В.В., Марченко Е.Н.</i> Подходы к построению моделей режущей части инструмента с учетом ее формоизменений в процессе износа	39
<i>Джэха Ш.К., Стрельчук Р.М., Узунян М.Д.</i> Исследование и анализ шероховатости поверхности при шлифовании наноструктурных твердых сплавов.....	46
<i>Доброскок В.Л., Фадеев В.А., Гаращенко Я.Н., Чернышов С.И.</i> Морфологический анализ триангуляционных моделей промышленных изделий.....	52
<i>Забо Д., Кундрак Я.</i> Влияние эффекта износа режущего инструмента на стружкообразование при точении закаленных сталей	64
<i>Забо О.</i> Шероховатость поверхности при хонинговании	70
<i>Залого В.А., Дядюра К.А.</i> Модель принятия решений на этапах жизненного цикла машиностроительной продукции производственно-технического назначения на основе обратных вычислений.....	79
<i>Клименко С.А., Петруша И.А., Копейкина М.Ю., Мельничук Ю.А., Муковоз В.С.</i> Разработка ПСТМ на основе КНБ для оснащения высокоэффективных режущих инструментов	93
<i>Кун-Боднар К., Кундрак Я.</i> Применяемость водоструйной резки на различных циклах технологической обработки	102
<i>Кундрак Я., Дьяни К., Дезпот И.</i> Чистовое точение закаленных деталей наружных цилиндрических поверхностей методом вращения.....	108

<i>Кундрак Я., Разкови Л.</i> Исследование износостойкости режущих инструментов.....	118
<i>Лавриненко В.И., Солод В.Ю., Никитин Ю.И., Лещук И.В., Сытник Б.В., Полторацкий В.Г., Девицкий А.А., Скрябин В.А.</i> Особенности шероховатости обработанной поверхности при шлифовании кругами из СТМС опорными элементами в рабочем слое.....	124
<i>Логоминов В.А., Внуков Ю.Н.</i> Анализ подходов по учету динамики сил резания при прогнозировании виброустойчивости механической обработки (обзор)	132
<i>Марчук В.И., Ткачук А.А., Марчук И.В.</i> Технологическое обеспечение качества поверхностей вращения на операциях поверхностного выглаживания	154
<i>Мироненко Е.В., Калинин В.В.</i> Основные положения теоретической модели процесса изнашивания режущего инструмента, подвергнутого упрочняющему энергетическому воздействию.....	166
<i>Молнар В.</i> Влияние износа инструмента на температуру резания	178
<i>Неченаев В.Г., Гнитько А.Н., Мышов М.С.</i> Постановка задачи повышения точности обработки профильных пазов	184
<i>Пегловский В.В., Сидорко В.И., Ляхов В.Н.</i> Исследование зависимости производительности шлифования природного камня от марки синтетических алмазов в рабочем слое алмазного инструмента ...	192
<i>Ромашов Д.В., Федоренко Д.О., Федорович В.А., Хорват М.</i> Разработка методологии 3D моделирования процессов сверхскоростного шлифования	199
<i>Руднев А.В.</i> Обеспечение заданного качества поверхности при алмазно-искровом шлифовании сверхтвердых материалов	205
<i>Саржинская А.Г., Внуков Ю.Н.</i> Исследование влияния адгезионной активности инструментального материала на основные характеристики процесса резания.....	212
<i>СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ</i>	220
Раб Александр Фомич	220
Малышко Иван Александрович	222
Шнайдер Дитер Иоганн Георг.....	224
Бобьрь Николай Иванович	226
Стругинский Василий Борисович	228
Турманидзе Рауль Сергеевич	235
<i>ПАМЯТИ ДРУЗЕЙ</i>	238
Розенберг Олег Александрович	238



"МТТ"- настольная книга для каждого руководителя,
источник идей- для каждого "технаря",
путеводитель по рынку- для каждого снабженца.

Рубрики:

Оборудование

Инструмент

Автоматизация

Технологии

Специнформ

Энергосбережение

Экология

Торговый зал

Наши контакты:

+38 (057)761-20-74,761-10-66
+38 (05746) 2-22-06 (факс)

E-mail:

pochta@mtt.com.ua
mtt@mtt.com.ua

Наш адрес:

63503 Украина,
Харьковская обл.,
г. Чугуев,
ул. Харьковская, 249

www.mtt.com.ua

Научное издание

РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ в технологических системах

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 79

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Балака Е. В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 15.07.2011 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнітура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХПР".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000
61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132