

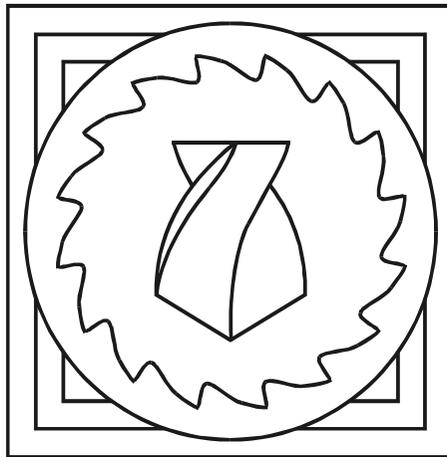
ISSN 2078-7405

МИНИСТЕРСТВО ОБРАЗОВАНИЯ И НАУКИ,
МОЛОДЕЖИ И СПОРТА УКРАИНЫ

РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ

В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМАХ

82' 2012



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

Ministry of Education & Science, Youth & Sports 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 82
Edition № 82**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2012 – 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 06.07.2012 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», 2012. – Вып. 82. – 328 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», 2012

А.И. Аникеев, канд. техн. наук, А.С. Верещака, д-р техн. наук,
И.В. Кобицкой, канд. техн. наук, Н.Б. Кобицкая,
А.А. Козлов, К.В. Крючков, Москва, Россия

РАЗРАБОТКА НОВЫХ МАРКОВ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ РЕЗАНИЕМ

В роботі розглянуті основні аспекти розробки ультрамелкодисперсних твердих сплавів, дані деякі рекомендації щодо їх застосування.

В работе рассмотрены основные аспекты разработки ультрамелкодисперсных твердых сплавов, даны некоторые рекомендации по их применению

In the present article the basic aspects of working out especially ultrafine-dispersed are considered and some recommendation about their application are made.

1. Введение

Твердые сплавы (ТС) являются основным инструментальным материалом, обеспечивающим высокопроизводительную обработку материалов. По данным работы [1] в странах Евросоюза до 55-60 % режущего инструмента, применяемого для обработки резанием различных конструкционных материалов, составляют твердосплавные инструменты, которыми при обработке различных материалов удаляется до 65 - 75% стружки. Последнее обусловлено тем, что скорость резания твердосплавных инструментов в 2-10 превышает соответствующий параметр для инструментов из быстрорежущей стали.

Твердые сплавы обладают рядом ценных свойств, основными из которых являются высокая твердость (HRA 82 – 92), сохраняемая при нагреве до 700 – 1000 °С, большое значение модуля упругости ($E=500-700$ ГПа) и предела прочности при сжатии ($\sigma_b = 6000$ МПа) (таблица 1).

Относительно невысокая прочность при изгибе ($\sigma_{и}=1000-2500$ МПа) и ударная вязкость твердые сплавы не являются лимитирующими факторами, так как способны сохранять достаточно высокую твердость и сопротивляемость термопластическому деформированию при температурах резания. Благоприятное сочетание физико-механических и теплофизических свойств твердые сплавы обеспечивает инструменту высокую пластическую прочность и повышенную сопротивляемость изнашиванию.

Стандартные твердые сплавы состоят из карбидов (титана, вольфрама, тантала и др.) и связки (кобальт, никель, молибден и др.). Связка предназначена для закрепления и удержания зерен хрупких карбидов и придания сплаву определенных прочностных свойств. Поэтому с ростом содержания карбидов увеличивается твердость, теплостойкость и износостойкость, а с ростом содержания связки увеличивается вязкость и прочность сплава, что предо-

пределяет достаточно узкую область применения всей номенклатуры марок твердые сплавы предназначенных для обработки резанием. Большое влияние на режущие свойства твердые сплавы оказывает структура, размер зерен и количество в сплаве свободного и связанного углерода. Эти параметры сплава строго контролируют технологически, обеспечивая стабильный уровень заданных режущих свойств.

Таблица 1 – Обобщенные значения свойств основных групп инструментальных материалов

Материал	ρ , г/см ³	HRA, не менее	HV, М	σ_n	$\sigma_{сж}$	$KCU \cdot 10^5$ Дж/м ²	Тепло-стой-кость, °С	λ , Вт/(м·К)	$\alpha \cdot 10^5$, 1/°С	$E \cdot 10^3$, МПа
				МПа						
Быстрорежущая сталь	7,9-8,75	До 80	—	До 4000	До 4400	До 6,5	До 715	16,75— 25,12	9,0— 12,0	21
Твердые сплавы	9,5-15,3	87— 92	17000 - 24000	До 1660	До 5900	24,51— 58,8	800— 1000	16,75— 87,92	3,0— 7,5	500
БВТС (керметы)	4,4-4,7	До 95,3	19000	До 980	До 5600	До 19,6	1400	25,12— 83,70	7,2— 7,5	350
Режущая керамика (оксидная)	3,6-4,0	До 94	3000 0	До 950 Д	До 3000	4,9- 11,76	2000	4,2 —21,0	6,3— 9,0	400
Кубический нит-	3,45	—	60000 -80000	До 1000	До 6500	—	1500	—	—	720
Алмазы синтетические	3,48- 3,56	—	100000	До 300	До 2000	—	800	138,2 — 146,5	0,9— 1,9	900

В настоящее время основные тенденции совершенствования твердых сплавов осуществляют по следующим направлениям: • разработка мелко- и ультрадисперсных сплавов, обладающих более сбалансированным сочетанием твердости и вязкости по сравнению со сплавами нормальной зернистости;

• создание сплавов со связками повышенной жаропрочности и сопротивляемостью вязкому разрушению при повышенных термомеханических напряжениях (например, на основе Со легированного Re и Ru); • разработка экономнолегированных безвольфрамовых твердых сплавов с никельмолибденовыми связками (керметы), не содержащих дорогостоящих и дефицитных элементов (W, Co, Ta); • создание композиционных твердых сплавов со сбалансированным сочетанием твердость/вязкость и расширенной областью применения, содержащих твердосплавный субстрат (монолитный или слоистый) и функциональное покрытие.

Марки твердых сплавов нового поколения предназначены для решения совокупности технологических задач, связанных с: • широким применением сухого высокоскоростного резания;

• обработкой материалов повышенной твердости и жаропрочности (труднообрабатываемые материалы); • изготовлением высокоэффективных цельнотвердосплавных сложнопрофильных режущих инструментов (сверла, концевые фрезы, метчики и т.д.).

2. Задачи, методика и результаты исследований

В ФГУП «ВНИИТС» в содружестве с рядом технических университетов России последние десятилетия проведены научные исследования, направленные на разработку нового поколения высокоэффективных марок твердых сплавов. В частности разработана гамма твердых сплавов с мелкой, особомелкой - и ультрадисперсной структурой для резания различных материалов – сложнелегированных сталей повышенной твердости жаропрочности и коррозионной стойкости, труднообрабатываемых сплавов на $Ti - Ni$ - основах, дерева [2-3].

Для изготовления твердых сплавов с ультрадисперсной структурой (размер средней фракции зерна менее 0,5 мкм) разработана специальная технология, сдерживающая рост размеров зерна при спекании исходных компонентов порошковой смеси W , WC , Co заданного гранометрического состава и зернистости [3].

При разработке технологии производства ультрадисперсных твердых сплавов особое внимание уделяли однородности распределения легирующих элементов типа Cr_3C_2 , VC , TaC в порошковых смесях и способу их введения в сплавы группы $WC-Co$, так как эти факторы оказывают сильное влияние на микроструктуру и физико-механические свойства спеченных твердых сплавов. Установлено, что наибольшее влияние на повышение однородности распределения легирующих элементов в порошковой смеси оказывают Cr и V , которые, кроме того, выполняют роль ингибиторов коагуляции зерен на стадиях спекания и приготовления шихты для карбидизации вольфрама [3].

На основе рассмотренной технологии разработаны сплавы группы « BX », у которых до 70 % зерен WC имеют средние размеры менее 0,5 мкм, что соответствует классификации «особомелкодисперсные». Особенно следует отметить, что твердые сплавы группы BX не содержат в своем составе дорогостоящих и дефицитных карбидов тантала и ниобия, что резко снижает себестоимость их производства и конечную цену продукции, в то время как в мировой практике производства особомелкодисперсных твердых сплавов широко используют карбиды вольфрама легированные танталом (Ta) и ниобием (Nb), заметно увеличивающие стоимость конечной продукции.

Особомелкодисперсные сплавы BX обладают: • высокой твердостью и износостойкостью при одновременно повышенной прочности при изгибе от-

носителю стандартных марок твердых сплавов группы WC-Co (BK) с одинаковым содержанием кобальта; • способностью при оптимальных условиях заточки инструмента (пластин или цельнотвердосплавного инструмента) обеспечивать радиус округления режущей кромки ρ в пределах 2-5 мкм т.е. (соизмеримо с радиусом ρ для быстрорежущего инструмента); • кристаллохимическим строением, способствующим получению более высокого качества инструмента при нанесении функциональных покрытий (высокая прочность адгезии, супермелкодисперсная структура покрытия с высокой износостойкостью и т.д.).

В настоящее время разработана следующая гамма марок твердых сплавов группы ВХ - *BK3BX, BK6BX, BK8BX, BK10BX и BK15BX*, что практически полностью перекрывает области применения стандартных марок сплавов группы BK (*WC-Co*, области применения K01-K40; M05 – M40, S10-S30, H10-H30 стандарт ISO 513:2004-07).

Анализ данных микроструктурных исследований (рис.1) позволил установить, что сплавы группы ВХ обладают зерновой микроструктурой соответствующей классификации «ультрамелкодисперсная» с размерами средней зерновой фракции в пределах 0,4 - 0,5 мкм.

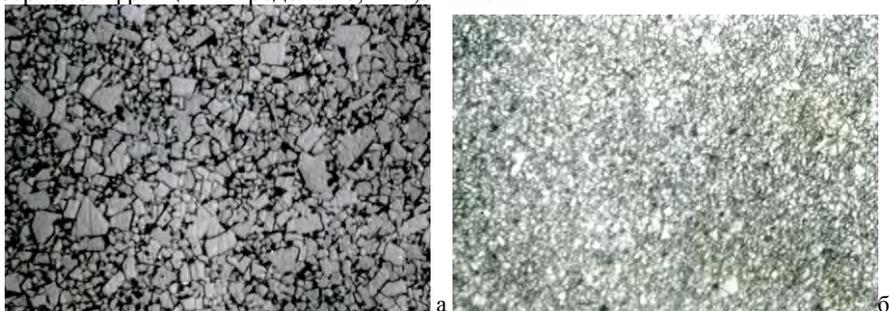


Рисунок 1 – Микроструктура стандартного сплава BK8 (а) и особомелкозернистого сплава BK8BX (б) (x1000).

Основные физико-механические свойства сплава BK8BX представлены в табл. 2.

Разработанные марки сплавов ВХ имеют повышенные физико-механические, а также возможность создавать при изготовлении инструмента из сплавов ВХ очень «острую» режущую кромку с достаточной прочностью режущего клина инструмента.

Инструменты из сплавов ВХ с радиусом округления режущей кромки 3-5 мкм соизмеримого с радиусом округления кромки для инструмента из быстрорежущей стали позволяет не только обеспечить значительное повышение стойкости режущего инструмента (времени наработки на отказ) по сравнению с твердыми сплавами стандартной зернистости для технологиче-

ских операций чистовой и получистовой непрерывной и прерывистой обработки при резании материалов повышенной твердости (чугуны) и прочности (труднообрабатываемые жаропрочные хромоникелевые и титановые сплавы), но и использовать сплавы *ВХ* в областях применения несвойственных для стандартного твердосплавного инструмента. К таким областям можно отнести суперчистовые операции резания материалов с низкими технологическими свойствами по обрабатываемости со снятием микронных срезов, а также деревообработку.

Таблица 2 – Основные физико-механические свойства сплавов ВК8 и ВК8ВХ

Марка сплава	Плотность, $\rho \cdot 10^{-3}$ г/см ³	Коэффициентная сила, <i>H</i>	Твердость, <i>HRA</i>	Прочность при изгибе $\sigma_{из}$, МПа
ВК8	14,4 – 14,8	200	87,5	1666 - 1700
ВК8ВХ	14,62	227	91,5	1998,2

Сплавы ВК8ВХ (область применения К30, ISO 513) рекомендуется использовать для оснащения деревообрабатывающего инструмента, предназначенного для обработки деревостружечных плит с пленочным покрытием, широко применяемых в строительной индустрии или при производстве мебели. В частности, широкое применение получили дисковые пилы оснащенных пластинами из ВК8ВХ, напаивание которых на стальную заготовку осуществляют специальным припоем на основе меди при температурах 800 °С .

Таблица 3 – Рекомендуемые режимы резания для пил, предназначенных для раскроя деревостружечных плит.

Марка сплава	Обрабатываемый материал	Диаметр пилы, мм	Частота вращения пилы, об/мин	Скорость резания, м/мин
ВК6ВХ	Деревостружечная плита, облицованная пластиком	380 - 560	2500	20
ВК8ВХ	Деревостружечная плита, с двухсторонним декарирующим покрытием синтетической пленкой	560	2875	30
	Деревостружечная плита, без покрытия	560	2875	30 - 35

Сплавы ВК3ВХ (область применения К01-К05, ISO 513) рекомендуется использовать для обработки деревостружечных плит, облицованных пласти-

ком, что обеспечивает высокое качество «реза» без выкрашиваний, задиров и других дефектов, наиболее характерных деревообработке.

В табл. 3 представлены рекомендуемые режимы обработки деревостружечных плит дисковыми пилами, оснащенными пластинами из ВК6ВХ и ВК8ВХ.

Исследования стойкости инструмента (времени наработки на отказ), оснащенного твердосплавными пластинами ВХ на режимах резания, показанных в таблице 3, позволяют отметить следующее. Эксплуатационная стойкость прорезных дисковых фрез, оснащенных пластинами из сплава ВК8ВХ, при обработке коллекторов электрических машин в 2,7 раза превысила стойкость фрез из сплава ВК8 и более чем в 40 раз - стойкость прорезных фрез из быстрорежущей стали *P18*.

Пилы, оснащенные пластинами ВК8ВХ при раскрое древесных плит с двухсторонним декорированием синтетической пленкой обеспечивали до перезаточки обработку не менее 1000 погонных метров при высоком качестве обработанных изделий. Перезаточка изношенной режущей части пилы мелкозернистыми алмазными кругами 50% концентрации на бакелитовой связке Б2 полностью исключает появление прижогов на пластинах и обеспечивает полноценное восстановление режущих свойств инструмента на уровне исходных фрез, что обеспечивает дальнейшую высокоэффективную эксплуатацию инструмента.

Инструменты, оснащенные сменными многогранными пластинами (СМП) из сплавов группы ВХ с нанодисперсными многослойно-композиционными покрытиями также рекомендуются для обработки резанием труднообрабатываемых титановых и жаропрочных никелевых сплавов, используемых в авиационном и атомном машиностроительных производствах [4-6]. В частности инструменты, оснащенные СМП из сплавов ВК6ВХ, ВК8ВХ, ВК10ВХ с нанодисперсными многослойно-композиционными покрытиями «Циркон-2», «Тихромалюминит 1 и 2» обеспечивали повышение стойкости инструмента до 2,5 раз по сравнению со стойкостью инструмента с СМП из стандартных сплавов ВК6, ВК6ОМ, ВК8, ВК10ХОМ с покрытием при обработке титановых сплавов (точение фрезерование), а до 1,5-2,0 раз при резании наиболее труднообрабатываемых никелевых и хромоникелевых сплавов авиационного двигателестроения. Следует отметить, что при проведении стойкостных испытаний использовали также инструменты, оснащенные СМП с покрытием рекомендованных лучшими мировыми производителями твердосплавного инструмента для резания труднообрабатываемых материалов, результаты которых показали высокую эффективность инструмента, оснащенного СМП из сплавов ВХ с покрытием.

Заключение

Разработаны особомелкозернистые сплавы группы *WC-Co BX* для обработки различных материалов резанием, отличающиеся от стандартных марок сплавов *WC-Co* повышенными физико-механическими и эксплуатационными свойствами.

Сплавы группы *BX* имеют более сбалансированное соотношение между твердостью (износостойкостью) и вязкостью (прочностью при изгибе), особомелкодисперсную зерновую структуру (средняя фракция зерна составляет 0,3-0,5 мкм), высокую однородность зерновой структуры и стабильность основных свойств, что позволяет прогнозировать их широкое применение для резания труднообрабатываемых материалов, чистовых и суперчистовых операций резания со снятием микронных стружек, а также для деревообработки взамен инструмента из быстрорежущих сталей и стандартных твердых сплавов.

Применение инструмента из сплавов *WC-Co BX* в операциях деревообработки позволяет не только снизить расходы на режущий инструмент, что обусловлено чрезвычайно высокой стойкостью инструмента из сплавов *BX* по сравнению со стандартными инструментами, но и заметно повысить качество обработки.

Сплавы *BK6BX*, *BK8BX*, *BK10BX* обеспечивают высокую эффективность обработки резанием труднообрабатываемых материалов авиационного двигателестроения не только по сравнению с рекомендованными сплавами группы *BK* (*Wc-TaC-Co*), но и сплавами ведущих производителей из технологически развитых стран.

Список использованных источников: 1. Верещака А.С. Некоторые тенденции совершенствования технологической производственной среды //СТИН. – 2005. - № 8. С.12-18. 2. Панов В.С. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них./ В.С. Панов, А.М. Чувилин, В.А. Фальковский. // М. – Изд. МИСиС, 2004. С.240. 3.Кобицкой И.В. Исследования особомелкозернистых твердых сплавов группы *WC-Co*, легированных карбидами тугоплавких металлов (*Cr, V*) /И.В. Кобицкий, А.И. Анисеев, Н.В. Терновская, Л.И. Клячко // Цветные металлы. – 1998. - № 8. С. 58-60.4. Верещака А.С., Верещака А.А. Функциональные покрытия для режущего инструмента// Упрочняющие технологии и покрытия. М. № 6. – 2010. С.28-43. 5.Vetter J., Krug T., von der Heide V.. AlTiCrNO coatings for dry cutting deposited by reactive cathodic vacuum arc evaporation. *Surface & Coatings Technology* 174 –175 (2003) 615–619.(In English). [6] Cselle T. Nanostrukturierte Schichten in der Werkstoff. Platit AG. Warkzeugtagung 2002.(In German) 7. Metel A.S.; Grigoriev S.N.; Melnik Yu.A.; et al. Glow discharge with electrostatic confinement of electrons in a chamber bombarded by fast electrons // *Plasma physics reports*. 2011. Vol.37, № 7, pp. 628-637.

Поступила в редколлегию 15.05.2012

Ю.И. Бесарабец, канд. техн. наук, Киев, Украина,
Э.Р. Ваниев, Симферополь, Украина, П.В. Скринник, Киев, Украина

О ВОЗМОЖНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ В КАЧЕСТВЕ ОЦЕНКИ ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ СОТС КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ ПАРЫ «ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫЙ – ОБРАБАТЫВАЕМЫЙ МАТЕРИАЛЫ»

Показано, що коефіцієнти тертя поверхонь в присутності різних технологічних середовищ можуть використовуватися як оцінки трибологічних властивостей МОТС при різанні. В результаті моделювання процесу фрезерування в середовищах з рівними значеннями коефіцієнтів тертя технологічних середовищ встановлено, що стійкість інструменту при фрезеруванні сталі 12Х18Н10Т залежить від подачі, швидкості припрацювання і швидкості фрезерування після припрацювання.

Показано, что коэффициенты трения трущихся поверхностей в присутствии различных технологических сред могут использоваться в качестве оценки трибологических свойств СОТС при резании. В результате моделирования процесса фрезерования в средах с равными значениями коэффициентов трения технологических сред установлено, что стойкость инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н10Т зависит от подачи, прирабочной скорости и скорости фрезерования после приработки.

It is shown that the coefficients of friction of the friction surfaces in presence different technological environments can be in use as an estimation of tribological behaviors of lubricant-cooling agent at cutting. As a result of mathematical simulation of milling process in environments with the equal values of coefficients of friction it is determined, that tool life at milling steel 12Cr18Ni10Ti became depends on a feed, run-in speed and milling speed after running-in.

Вступлення. Процес різання представляє собою результат взаємодії робочих поверхностей інструмента з заготовкою, що відбуваються в опрацьованій технологічній середі [1, 2, 3]. Його механізм визначається станом багатьох входних параметрів і складною сукупністю фізико-хімічних явищ, що виникають при цьому.

Багатьма дослідженнями [4, 5, 6, 7] показано, що протікання явищ, що супроводжують процес різання, в багатьох випадках залежить від технологічної середі, в якій відбувається різання. Найчастіше в якості технологічної середі при різанні служать різні смазочно-охолоджувальні технологічні середі (СОТС). Процес різання характеризується виключно високими значеннями відносної деформації матеріалу заготовки і режущою інструмента, а також інтенсивним тертям робочих поверхностей інструмента до заготовки (по задній поверхності) і стружку (по передній поверхності) [3, 5, 8].

Відомо, що протікання контактних процесів при різанні в багатьох випадках залежить від виду використовуваної СОТС. Однак, дослідження по виявленню їх впливу проводилися для кожного виду СОТС окремо без урахування взаємодії.

действия с другими факторами, определяющими процесс резания. Это обусловлено тем, что отсутствует общий критерий оценки трибологических свойств СОТС, используемых при обработке резанием.

Вместе с тем, известны работы [9,10] по идентификации трибологических свойств СОТС при различных контактных давлениях в парах инструментальный-обрабатываемый материалы. Это, в свою очередь, ставит задачу исследования возможности использования результатов этих исследований, в качестве общего критерия оценки трибологических свойств различных СОТС для определенных трущихся поверхностей. Исследования показывают, что каждая пара инструментальный-обрабатываемый материалы в присутствии той или иной технологической среды характеризуется различными значениями коэффициента трения. Это позволяет предположить, что коэффициент трения может служить оценкой свойств СОТС для трущихся поверхностей из различных материалов.

В работе [3] рассмотрен механизм влияния СОТС на упрочнение контактных слоев и стойкость инструмента из быстрорежущих сталей для условий непрерывного резания. Отмечается, что при температурах резания в диапазоне 200÷400°С факторы, способствующие росту удельных нормальных нагрузок обуславливают повышение упрочнения и износостойкости контактных слоев инструмента. При этом в этих исследованиях в качестве таких факторов выступают только свойства обрабатываемого материала и смазывающее действие СОТС. Поэтому также возникает задача установления влияния на стойкость инструмента указанных факторов во взаимосвязи с режимами приработки и резания, что и рассматривается в данной статье применительно к резанию стали аустенитного класса.

Общая характеристика методики решения поставленных задач включает: выбор СОТС с коэффициентом трения наиболее близким к значению коэффициента трения трущихся поверхностей заданной пары трения к обработке в сухую; построение модели процесса резания как функции стойкости инструмента (T) от подачи (S), скорости приработки ($V_{пр}$), скорости резания (V_c) после приработки инструмента, глубины резания (t) и коэффициента трения (μ).

Исследования проводились при фрезеровании стали 12Х18Н10Т двузубыми фрезами диаметром 100мм. из стали Р6М5 с постоянной шириной фрезерования $B=7$ мм.

По данным работы [9] значение коэффициента трения для пары Р6М5 – 12Х18Н10Т в сухую и в присутствии в качестве СОТС касторового масла, соответственно равны для сухой обработки $\mu=0,25$ и $\mu=0,26$ для обработки в присутствии касторового масла.

Выбор при исследованиях фрезерования как вида обработки обусловлен тем, что влияние технологических сред на основе растительных масел, наименее исследовано для условий прерывистого резания.

Исследования по решению задач, связанных с определением возможности использования коэффициента трения трущихся пар в качестве оценки трибологических сред и установления влияния на стойкость инструмента исследуемых переменных, проводились на основе моделирования процесса по экспериментальным данным с последующей постановкой контрольных опытов.

Моделирование процесса фрезерования как функции $T=f(S_z, V, V_{пр}, t, \mu)$ проводилось с использованием метода группового учета аргументов на основе экспериментальных данных [11].

Моделирование рассматриваемого процесса включает следующие этапы:

- выбор переменных и границ их изменения;
- построение статического плана и его реализация;
- выбор пространства исходных данных;
- синтез модели и проверка ее адекватности.

В качестве исследуемых переменных были выбраны режимы резания, после приработки, режимы приработки и коэффициент трения трущихся пар в сухую и в присутствии касторового масла.

Пределы изменения режимов приработки выбраны на основе анализа рекомендуемых режимов для непрерывной обработки [3], а режимы резания после приработки на основе рекомендаций для фрезерования стали 12Х18Н10Т быстрорежущим инструментом. При этом пределы изменений подачи на зуб и глубины фрезерования приняты равными, как для случая приработки, так и при резании после нее.

При выборе границ изменения переменных для скорости фрезерования после приработки наибольшее значение приработочной скорости резания равно нижней границе изменения скорости резания после приработки.

Таким образом, в качестве переменных, которые варьировались на пяти уровнях, были выбраны:

- подача на зуб – S_z , мм/зуб (X_1);
- скорость резания после приработки – V_c , м/мин (X_2);
- скорость резания приработки – $V_{пр}$, м/мин (X_3);
- глубина резания - t , мм (X_4);
- коэффициент трения трущихся пар в определенной технологической среде - μ (X_5), варьируемый на двух уровнях.

Для построения математической модели с использованием МГУА был реализован статический план из 25 опытов. Уровни изменения переменных представлены в таблице 1.

Для составления программы обработки экспериментальных данных с использованием МГУА необходимо было выбрать пространство исходных данных, т.е. масштабное пространство ввода в информационную матрицу множества переменных. Как показал опыт использования МГУА для получения моделей процессов резания, это пространство надо задавать с учетом ви-

да функций. В резании металлов для описания зависимостей стойкости инструмента от режимов резания используются логарифмические функции. В связи с этим пространство исходных данных в информационной матрице было расширено до \bar{X} , $\ln \bar{X}$.

Таблица 1 – Уровни изменения переменных

Переменные Уровни изменения	S_z , мм/зуб (X_1)	V_c , м/мин (X_2)	$V_{пр}$, м/мин (X_3)	t , мм (X_4)	μ (X_5)
Верхний	0,3	50	12,5	2	0,26
Нижний	0,1	28	50	0,4	0,25

В результате обработки экспериментальных данных получена модель, которая адекватно описывает процесс с точностью аппроксимации 9,1%:

$$\ln T = 4,076 - 0,038 S_z, V_c, \ln V_{пр}. \quad (1)$$

Анализ структуры модели показывает, что в заданном интервале изменения значений коэффициента трения μ , этот коэффициент влияния на стойкость инструмента не оказывает.

Это объясняется тем, что, не смотря на то, что коэффициенты трения имеют разную химико-физическую природу, они на стойкость инструмента не оказывает влияния.

Таким образом, можно утверждать, что коэффициент трения может служить оценкой трибологических свойств различных СОТС для заданной пары трущихся поверхностей.

Также на стойкость инструмента не оказывает влияния и глубина резания в исследуемых пределах ее изменения от 0,4 до 2мм.

В рассматриваемом случае стойкость инструмента в исследуемом диапазоне изменения переменных в равной степени, как для сухой обработки, так и в присутствии касторового масла зависит от подачи, скорости приработки и скорости резания после приработки и определяется взаимодействием этих переменных.

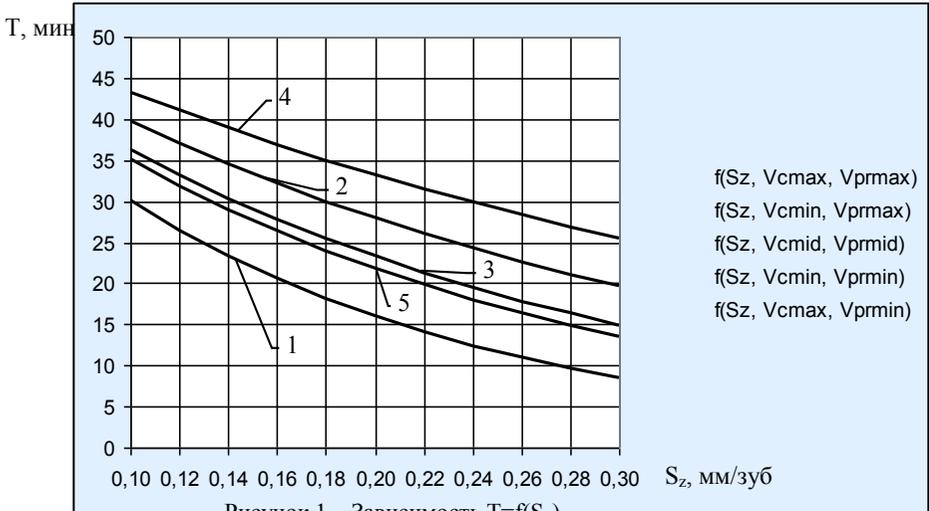
Рассмотрим влияние факторов, определяющих приработку на стойкость инструмента при различных скоростях резания.

Влияние факторов, определяющих режимы приработки и скорости резания после приработки на стойкость инструмента.

Анализ влияния подачи на зуб S_z , мм/зуб, скорости приработки $V_{пр}$, м/мин на стойкость инструмента после приработки по модели (1) показывает, что наиболее влияние на процесс приработки оказывает подача и несколько меньшее скорость приработки. При этом в исследуемом диапазоне их изменения наибольшая стойкость инструмента, независимо от последующей ско-

рости резания, достигается при минимальных значениях подачи на зуб и скорости приработки.

На рис. 1 и 2 приведены графические зависимости $T=f(S_z)$ и $T=f(V_{пр})$, полученные по модели (1).



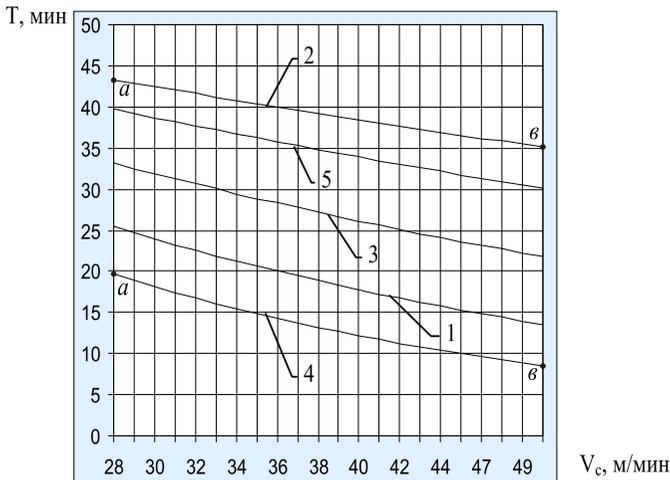
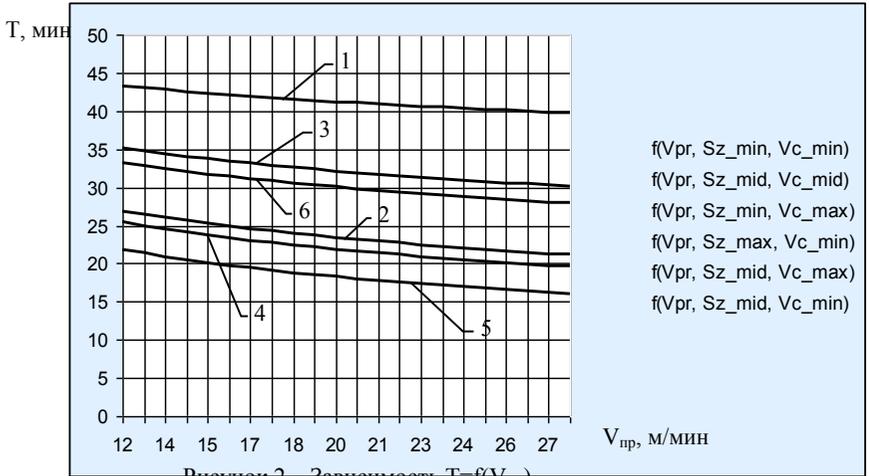
1 – $V_{пр}=28$ м/мин, $V_c=50$ м/мин; 2 – $V_{пр}=28$ м/мин, $V_c=28$ м/мин;
 3 – $V_{пр}=20$ м/мин, $V_c=39$ м/мин; 4 – $V_{пр}=12$ м/мин, $V_c=28$ м/мин;
 5 – $V_{пр}=12$ м/мин, $V_c=50$ м/мин;

Анализ этих зависимостей показывает, что эффективность приработки (повышение стойкости инструмента) зависит от комбинации режимов приработки и режимов резания после его приработки.

Так как режимы приработки и режимы последующей работы инструмента влияют на стойкость во взаимосвязи, то в зависимости от целей (повышение стойкости инструмента, повышение производительности или других параметров) приработочные режимы могут изменяться.

рис.3 приведены графические зависимости стойкости инструмента T – от скорости резания V_c при различных подаче на зуб S_z и приработочной скорости $V_{пр}$. Их анализ показывает, что при $V_c=28$ м/мин., подаче на зуб $S_z=0,1$ мм/зуб и приработочной скорости $V_{пр}=12$ м/мин. (кривая 1, точка *a*) стойкость составляет $T=43$ мин. При той же скорости $V_c=28$ м/мин. у неприработанного инструмента ($V_{пр}=28$ м/мин., $S_z=0,3$ мм/зуб., кривая 5 точка *a*) стойкость равна $T=19$ мин. То есть за счет приработки стойкость повысилась более чем в 2 раза. В то же время у приработанного инструмента при скорости резания $V_c=50$ м/мин. (кривая 1, точка *в*) стойкость равна $T=35$ мин., а у неприработан-

ного (кривая 4, точка *в*) – $T=9$ мин, т.е. за счет приработки наблюдается в этом случае повышение стойкости почти в 4 раза.



На Таким образом, исследования показывают, что эффективность приработки зависит от режимов последующей эксплуатации инструмента.

Сравнительные стойкостные испытания фрез при разных режимах, приработки и последующей их работы приведены на рис 4.

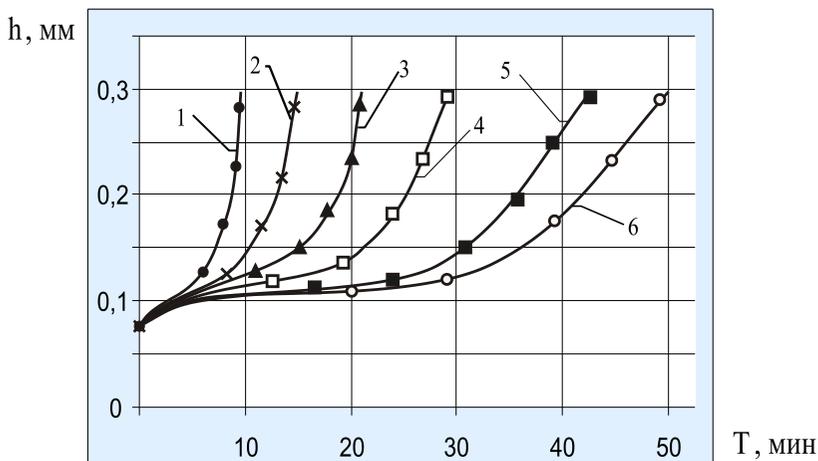


Рисунок 4 – Износ фрезы при фрезеровании стали 12X18H10T,

- 1 – $V_c = 50$ м/мин, $S_{zc} = S_{zpr} = 0,3$ мм/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин ;
- × 2 – $V_c = 50$ м/мин, $S_{zc} = 0,3$ мм/зуб, $S_{zpr} = 0,1$ м/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин;
- ▲ 3 – $V_c = 28$ м/мин, $S_{zc} = 0,3$ мм/зуб, $S_{zpr} = 0,1$ м/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин;
- 4 – $V_c = 50$ м/мин, $S_{zc} = S_{zpr} = 0,15$ м/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин;
- 5 – $V_c = 50$ м/мин, $S_{zc} = S_{zpr} = 0,3$ м/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин;
- 6 – $V_c = 28$ м/мин, $S_{zc} = S_{zpr} = 0,15$ м/зуб, $V_{пр} = 12$ м/мин;
- все как в ▲ только $S_{zc} = S_{zpr} = 0,1$ м/зуб.

Сравнительные стойкостные испытания проводились при фрезеровании стали 12X18H10T приработанными фрезами с разными режимами приработки при глубине фрезерования в сухую $t = 0,5$ мм и ширине фрезерования 7 мм. с разными скоростями и подачами резания. На рис.4 приведены результаты стойкостных испытаний фрез в виде графических зависимостей $T=f(h)$ при различных режимах приработки фрез и их работы после приработки.

Анализ этих зависимостей, полученных по экспериментальным данным, подтверждает выводы, сделанные по модели о взаимовлиянии исследуемых переменных на стойкость инструмента.

Приведенные зависимости и результаты влияния переменных, полученные по модели, показывают, что скорость приработки при эксплуатации инструмента с низкими подачами во всем диапазоне скоростей резания повыша-

ет стойкость инструмента в 1,1-1,15 раза, что практически лежит в пределах ошибки испытаний и моделирования (рис. 1, кривые 1 и 3).

При работе с большими подачами $S_{zс}$, как показали проведенные испытания, за счет приработки с режимами $V_{пр}=12$ мм/мин. и подаче приработки $S_{zпр}=0,15$ мм/зуб. стойкость в диапазоне скоростей резания $V_c=28\div 50$ мм/мин. повышается в 1,5÷2 раза. С уменьшением рабочей подачи $S_{zс}$ увеличивается эффект от приработки фрез в исследуемом диапазоне скоростей резания V_c .

Выводы. В работе показано, что коэффициент трения пары инструментальный-обрабатываемый материалы в присутствии той или иной технологической среды может служить оценкой трибологических свойств среды.

На основе моделирования с использованиями МГУА установлено и подтверждено экспериментально, что при фрезеровании в средах с равными значениями коэффициентов трения стойкость инструмента зависит от режимов приработки и режимов работы приработанного инструмента.

Список использованных источников: 1. Ящерицын П.И. Теория резания: учебник / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. - 2-е издание, исправлено и дополнено - Мн.: Новое знание, 2006. - 512 с. 2. Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів: підручник [для вищ. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазур. - Львів: Новий Світ -2000, 2010.-422 с. 3. Якубов Ч. Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием. - Симферополь: ОАО «Симферопольская городская типография» (СГТ), 2008. - 156 с. 4. Подураев В.И. Резание труднообрабатываемых материалов / В.И. Подураев. - М.: Высшая школа, 1974. - 587 с. 5. Клушин М.И. Технологические свойства СОЖ для обработки металлов резанием / Под ред. М.И. Клушина. - М.: Машиностроение, 1992. - 270 с. 6. Кабалдин Ю.Г. О некоторых особенностях влияния внешней среды при прерывистом резании // Тр. ГНИ, 1972. - Т. 28. - Вып. 2. - С. 6 - 7. 7. Тихонов В.М., Сухоруков З.М. Трение и износ при резании в вакууме / В кн.: Вопросы теории действия смазочно-охлаждающих технологических средств в процессах обработки металлов резанием. Т.3. - Горький, 1975.-С. 203-219. 8. Костецкий Б.И., Носовский И.Г., Караулов А.К. Поверхностная прочность материалов при трении. - К.: Техника, 1976. - 292 с. 9. Ваниев Э.Р. Влияние различных СОТС на адгезионную составляющую коэффициента трения при высоких контактных давлениях. // Вісник СевНТУ. Серія «Машиноприладобудування та транспорт». - Севастополь, 2011.- Вып.118.-С. 37-40. 10. Залога В. А. Методология экспериментального определения деформационной и адгезионной составляющих среднего коэффициента трения при резании / В.А. Залога, Д. В. Криворучко, С.С. Некрасов // Науковий журнал «Вісник Кременчуцького державного університету імені Михайла Остроградського». - Кременчук, 2010. - Випуск 6/2010 (65) частина 1.-С. 63 -70. 11. Родин П.Р. Монолитные твердосплавные концевые фрезы / Родин П.Р., Равская Н.С., Касьянов А.И., - Киев: Вища школа. Изд-во при Киев. ун-те, 1985. -64 с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

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

О ПРИМЕНЕНИИ МЕТОДА СГЛАЖЕННЫХ ЧАСТИЦ ДЛЯ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ПРЯМОУГОЛЬНОГО СВОБОДНОГО РЕЗАНИЯ

В роботі розглянуто вплив параметрів SPH-вирішувача на похибку прогнозування показників процесу різання, розроблена 2-D модель процесу різання на основі SPH-методу з застосуванням регулярної сітки SPH-елементів. Вплив досліджуваних параметрів SPH-вирішувача на час розрахунку, похибку прогнозування сили різання та усадки стружки суперечливі. Раціональні параметри SPH-вирішувача були встановлені мінімізацією комплексної цільової функції.

В работе рассмотрено влияние параметров SPH-решателя на погрешность прогнозирования показателей процесса резания, разработана 2-D модель процесса резания на основе SPH-метода с применением регулярной сетки SPH-элементов. Влияние исследуемых параметров SPH-решателя на время расчета, погрешность прогнозирования силы резания и усадки стружки противоречивы. Рациональные параметры SPH-решателя были установлены минимизацией комплексной целевой функции.

In this paper the effect of SPH-solver parameters on accuracy of prediction of cutting process performance has been examined. A 2-D model of the cutting process based on the SPH-method using a regular SPH-elements mesh has been developed. The influence of tested parameters of SPH-solver on CPU time, the error in cutting forces and undeformed chip thickness predictions has been investigated. Rational parameters of SPH-solver have been determined by minimizing a complex objective function.

Введение

Оптимизации изделий и производственных процессов в промышленности уделяется много внимания. Поэтому в последние годы получили развитие технологии моделирования производственных процессов с помощью численных методов, которые позволяют в короткий срок и с наименьшими затратами выполнить оптимизацию, используя натурный эксперимент только для проверки полученных результатов.

В настоящее время для интегрирования разрешающих систем уравнений в частных производных, описывающих поведение тел при их деформировании и теплопроводности, широко применяются сеточные методы: метод конечных разностей (FDM - Finite Difference Method), метод конечных элементов (FEM - Finite Element Method), метод граничных элементов (BEM - Boundary Element Method). Все они предполагают дискретизацию пространства путем наложения сетки. Поскольку при больших деформациях с использованием вышеназванных методов формируемая сетка претерпевает значительные искажения, на практике в этом случае возникают сложности с

получением адекватного решения при моделировании таких процессов, как процесс резания.

Для исключения проблем, связанных с искажением сетки, были разработаны и уже начинают активно использоваться такие безсеточные методы (MFM - mesh-free methods), как: метод сглаженных частиц (SPH - Smoothed Particle Hydrodynamics), метод, основанный на подходе Галеркина (EFG – Element Free Galerkin method) и др.

В настоящей статье представлены результаты поискового исследования с целью создания модели процесса прямоугольного свободного резания с использованием безсеточного метода сглаженных частиц и оценки влияния параметров SPH-решателя на ошибку прогнозирования таких выходных показателей процесса резания, как силы резания и усадка стружки.

Исследования выполнялись с применением решателя LS-DYNA, в котором реализованы последние достижения метода SPH.

Модель процесса резания

Основные теоретические сведения о методе SPH и его программной реализации в решателе LS-DYNA описаны в работах [1, 2, 3]. Идея метода SPH заключается в делении объекта на дискретные элементы, называемые частицами. Эти частицы имеют пространственное расстояние h , называемое «длина сглаживания», на котором их свойства «сглаживаются» функцией ядра. Это значит, что величина параметра в любой точке пространства может быть получена путем суммирования соответствующих значений параметра, которые находятся в пределах двух сглаженных длин.

В отличие от метода конечных элементов, где при больших деформациях формируемая сетка претерпевает значительные искажения, SPH-метод можно использовать для моделирования процессов, происходящих с большими деформациями (движение жидкостей, газов), при данном методе необходимо большое количество частиц для создания симуляции с эквивалентной разрешающей способностью. Недостатком SPH-метода является необходимость использования большого количества частиц для создания симуляции, а также невозможность считать связанные термо-механические задачи.

Влияние каждой частицы на свойства изучаемой системы оценивается в соответствии с плотностью рассматриваемой частицы и ее расстоянием до интересующей частицы. Математически это описывается функцией ядра, обозначаемой W . В качестве функции ядра часто используют функцию Гаусса или кубический сплайн. При использовании в качестве функции ядра кубического сплайна функция равна нулю для всех частиц, находящихся на расстоянии, большем двух сглаженных длин, в отличие от функции Гаусса, где на любом конечном расстоянии всегда имеет место небольшое взаимовлияние рассматриваемых частиц. Это свойство кубического сплайна при использовании в SPH - методе позволяет существенно экономить вычислительные ресурсы, исключая относительно малое влияние отдаленных частиц.

Рассмотрим численные аппроксимации уравнений механики деформируемого тела, построенные с помощью метода SPH.

Некоторую пространственную функцию $f(x)$ заменили ее аппроксимацией $\tilde{f}(x, h)$, характеризующую состояние тела, например, скорость его точек в определенном пространстве, может быть аппроксимирована выражением (1):

$$\tilde{f}_f(x, h) = \int f(y)W(x, h)dy \quad (1)$$

где $W(x, h)$ – функция ядра сглаживания (рис. 1).

Величину ядра сглаживания определяют с помощью некоторой функции Θ соотношении

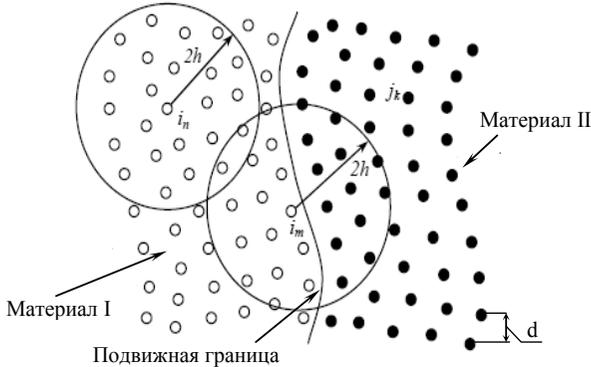


Рисунок 1 – Ядро сглаживания в объеме материала и на границе: d -расстояние между частицами (плотность сетки); h – длина сглаживания.

Рисунок 1 – Ядро сглаживания в объеме материала и на границе

$$W(x, h) = \left(\frac{1}{h(x)^p} \right) \cdot \Theta(x), \quad (2)$$

где p – размерность пространства.

Функция $W(x, h)$ должна быть симметрична относительно пика.

Большинство ядер сглаживания, используемых в SPH-методе, представляются в виде кубического В-сплайна, который и определяет выбор Θ как функцию (3):

$$\Theta(x) = C \cdot \begin{cases} 1 - \frac{3}{2}x^2 + \frac{3}{4}x^3, & \text{если } |x| \leq 1 \\ \frac{1}{4}(2-x)^3, & \text{если } 1 \leq |x| \leq 2, \\ 0, & \text{если } 2 \leq |x| \end{cases} \quad (3)$$

где C – константа нормализации.

Время расчета Δt определялось с помощью параметра «Time» – шаг по времени, определяемый выражением (4):

$$\Delta\tau = C_{\Delta\tau} \cdot \min_i \left(\frac{h_i}{C_i + v_i} \right) \quad (4)$$

где i – номер рассматриваемой частицы; $C_{\Delta\tau}$ – коэффициент увеличения шага интегрирования; v_i – скорость движения i -ой частицы.

Метод SPH основан на квадратической аппроксимации движения частиц $\tilde{\alpha}_i(\tau)$, $i \in \{1 \dots N\}$, где $x_i(\tau)$ – координата частицы i в заданный момент времени $\Delta\tau$.

Движения частиц в методе SPH могут быть описаны следующим уравнением (5):

$$\frac{\partial v_i^\alpha}{\partial t} = \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{d_i^2} + \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{d_j^2} + \Pi_{ij} \right) \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta}, \quad (5)$$

где j – рассматриваемая частица; N – число соседних частиц;

$v_i^\alpha = \frac{dx_i^\alpha}{dt}$ – скорость движения i -ой частицы; m_j – масса j -ой частицы;

$\sigma_i^{\alpha\beta}$, $\sigma_j^{\alpha\beta}$ – тензор напряжений i -ой и j -ой частиц соответственно; d_i , d_j – плотность i -ой и j -ой частиц соответственно; Π_{ij} – удельные внешние силы; $W_{ij} = W(x_i - x_j, h)$ – ядро сглаживания;

Ядро сглаживания в LS-DYNA может иметь несколько форм:

- 1 – аппроксимация с нормированием переменных;
- 2 – симметричная аппроксимация;
- 3 – симметричная аппроксимация с нормированием переменных;
- 4 – тензорная аппроксимация;
- 5 – аппроксимация для частиц жидкости;
- 6 – аппроксимация для частиц жидкости с нормированием переменных.

С целью уточнения фактической длины сглаживания в LS-DYNA применяется коэффициент, позволяющий пользователю влиять на величину длины сглаживания h . Величина длины сглаживания должна быть динамически изменяемой, чтобы число соседних частиц оставалось относительно постоянным. Самый простой подход состоит в обновлении длины сглаживания согласно усредненной плотности (6).

$$h = h_0 \left(\frac{d_0}{d_i} \right)^{\frac{1}{p}}, \quad (6)$$

где d_0 и h_0 начальная плотность частицы и начальная длина сглаживания, соответственно.

Другим способом определения h , является использование уравнения неразрывности (7):

$$\frac{dh}{dt} = \frac{1}{d} \cdot \frac{h}{d} \cdot \frac{\partial d}{\partial t}, \quad (7)$$

Приближение SPH для определения плотности имеет вид (8):

$$d_i = \sum_{j=1}^N m_j \cdot W_{ij}, \quad (8)$$

Уравнение (8) можно дискретизировать, используя SPH-аппроксимацию и вычислять с другими дифференциальными уравнениями параллельно.

2 Описание модели

Модель реализована на основе SPH-метода путем построения регулярной сетки SPH-частиц с помощью пакета LS-PREPOST компании LSTC.

В модели принято: технологическая система – абсолютно жесткая; лезвие – абсолютно твердое идеальной формы; материал лезвия – твердый сплав ВК8; геометрические параметры лезвия – передний угол $\gamma=8^\circ$, задний угол $\alpha=10^\circ$; заготовка – прямоугольный параллелепипед с соотношением длины l , высоты h и ширины b $h:l:b=1:0,2:0,02$; материал заготовки – сталь 45.

Длина и соотношения сторон заготовки выбирались методом проб и ошибок из условия минимизации количества деформированных элементов.

Граничные условия заданы жестким закреплением заготовки за основание и ее боковую поверхность. Инструмент равномерно перемещается вдоль оси X (рис. 3). Во всех остальных направлениях перемещение и вращение инструмента отсутствует.

Нагрузки прикладывались к инструменту в направлении, противоположном положительному направлению оси X , при его перемещении со скоростью резания v . Моделирование проводилось для следующих условий сухого резания (без применения СОТС) (рис. 3): скорость резания $v=600$ м/мин; толщина среза $a=0,1$ мм.

Модель обрабатываемого материала для стали 45 задается в виде эмпирического уравнения в форме Джонсона-Кука [4], которое учитывает изменение величины предела текучести в зависимости от адиабатической температуры в заданной точке, скорости и величины пластической деформации(9).

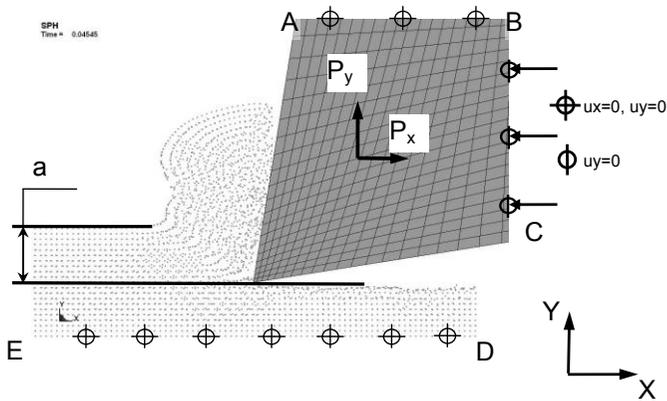


Рисунок 3 – Схема граничных условий
Рисунок 3 – Граничные условия

$$\sigma_s = \left[0,553 + 0,601 \cdot (\bar{\varepsilon}^p)^{0,234} \right] \cdot \left[1 + 0,0134 \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\varepsilon^p} \right) \right] \cdot [1 - T^*], \quad (9)$$

где $\bar{\varepsilon}^p$ – интенсивность пластической деформации; $\dot{\varepsilon}^p$ – интенсивность скорости пластической деформации; T^* – гомологическая температура; A, B, C – коэффициенты; n, m – показатели степени.

В качестве критерия разрушения обрабатываемого материала был принят критерий накопленных пластических деформаций в форме Джонсона-Кука [4]:

$$D = \sum \frac{\Delta \bar{\varepsilon}}{\bar{\varepsilon}_f} \geq 1, \quad (10)$$

где $\bar{\varepsilon}_f = \left(0,055 + 0,61 \exp(2,1199 \cdot \sigma^*) \right) \left(1 + 0,002 \cdot \ln \dot{\varepsilon}^* \right) \left(1 + 0,61 \cdot T^* \right)$ – предельная величина накопленных пластических деформаций; $\sigma^* = \sigma / \sigma_{\text{экв}}$; σ – гидростатическое давление (сжатие при $\sigma < 0$); $\sigma_{\text{экв}}$ – эквивалентные напряжения по фон Мизесу.

Коэффициент трения был принят 0,45[4].

Адекватность разрабатываемой модели определялась путем сравнения с базовым. В качестве базового режима приняты следующие условия моделирования: передний угол $\gamma = 5^\circ$, задний угол $\alpha = 8^\circ$, ширина среза $b = 4,5$ мм, толщине среза $a = 0,1$ мм, скорость резания $v = 150$ м/мин [4]. Экспериментальные

значения удельной силы резания $P_z=145$ Н/мм и коэффициента усадки стружки $K_a=2$ при базовых условиях условиях были выбраны из работы [4].

Для реализации 2D-модели использовалась вычислительная система: Intel(R) Xeon(R) CPU E5405 с оперативной памятью 16 Гб. Операционная система: Fedora Core 10 x64 (kernel - 2.6.27.41-170.2.117.fc10.x86_64). С целью определения оптимальных параметров решателя, с точки зрения минимальной погрешности прогнозирования, был проведен ряд виртуальных экспериментов на основе 2-D модели процесса резания.

Плотность сетки заготовки d была выбрана в диапазоне от 5 до 80 мкм и принимала значения 5, 10, 20, 40 и 80 мкм. Коэффициент увеличения шага интегрирования $C_{\Delta t}$ был выбран методом проб и ошибок в диапазоне от 0 до 1 и принимал значения 0,1; 0,2; 0,4; 0,6.

В процессе работы было исследовано влияние каждого вида ядра сглаживания (параметр «fogm») на форму стружки и скорость расчета. Для дальнейших расчетов использовалась 1-я форма ядра сглаживания – аппроксимация с нормированием переменных, - как наиболее приемлемый вариант прогнозирования. Длина сглаживания h была задана равной 1,2. В качестве примера приведем результаты расчета для процесса резания заготовки с плотностью сетки 10 мкм и коэффициентом увеличения шага интегрирования, равным 0,2. В ходе виртуального эксперимента определялись: время расчета t , сила P_z , возникающая в процессе резания, и коэффициент усадки стружки K_a . Установлено, что при заданных условиях формируется сливная стружка (рис. 4).

Накопленные пластические деформации в зоне стружкообразования достигают 2, что свидетельствует о большой степени упрочнения обрабатываемого материала. Видно, что пластические деформации имеют место как в первичной, так и во вторичной зонах деформаций. Анализ сил показал, что изменение силы резания P_z имеет экстремальный характер, причем максимальное значение силы наблюдается через 0,18 мс от начала контакта лезвия с заготовкой (рис. 5). Экстремальный характер изменения силы резания P_z можно объяснить тем, что при врезании инструмента трещины еще нет, и она только зарождается. Для этого необходима большая сила резания, чем для развития трещины при дальнейшем продвижении инструмента в заготовке.

3 Выбор оптимальных параметров решателя

В результате проведенных пошаговых экспериментов установлено, что на определяемые результаты процесса резания наиболее существенно влияют четыре параметра решателя: плотность сетки, коэффициент увеличения шага интегрирования, время расчета и длина сглаживания.

Для выбора наиболее выгодных (оптимальных) значений параметров решателя d и $C\Delta t$ была выполнена их оптимизация с применением целевой функции [10] вида:

$$\tau_1 \cdot \left(\frac{\Delta \tau(d, C_{\Delta\tau})}{t_{\min}} \right)^2 + C_2 \cdot \left(\frac{\Delta P(d, C_{\Delta\tau})}{P_{y\acute{e}n\grave{i}}} \right)^2 + \tilde{N}_3 \cdot \left(\frac{\Delta \dot{E}_d(d, C_{\Delta\tau})}{K_{y\acute{e}n\grave{i}}} \right)^2, \quad (11)$$

где $P_{\text{эксн}}$ – экспериментальные данные силы резания для базового режима; $K_{\text{эксн}}$ – экспериментальные данные коэффициента усадки для базового режима; t_{\min} – минимальное время расчета; C_1, C_2, C_3 – коэффициенты значимости времени расчета, отклонения силы резания, отклонения усадки стружки соответственно. Для выравнивания веса каждого из слагаемых коэффициентов значения C_1, C_2, C_3 были выбраны аналитическим способом определения весовых коэффициентов (метод обратного детерминированного факторного анализа). Данный способ определения весовых коэффициентов при реализации метода обратного детерминированного факторного анализа обеспечивает большую точность оценки. Метод предполагает использование линейной алгебры и рассчитан на сравнение всех показателей и меры их отклонений от наилучших результатов по каждому показателю, характеризующих в совокупности условный объект анализа [10]; d – плотность сетки; $C_{\Delta\tau}$ – коэффициент увеличения шага интегрирования, причем через Δ обозначены отклонения фактических значений от базовых.

Установлено (рис. 6), что время расчета данной адиабатической задачи составило от 0,333 мин до 5136 мин в зависимости от плотности сетки d (80 мкм и 5 мкм, соответственно). Коэффициент увеличения шага интегрирования $C_{\Delta\tau}$ на время влияет только при малых значениях плотности сетки (до 10мкм), причем с увеличением $C_{\Delta\tau}$ и d расчетное время д[10] для данной задачи уменьшается. При относительно большой плотности сетки (20 мкм и выше) время практически не зависит от этих двух факторов.

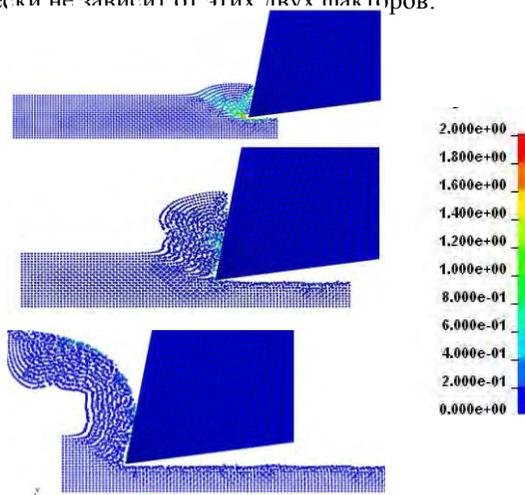


Рисунок 4 – Распределение пластических деформаций в процессе резания

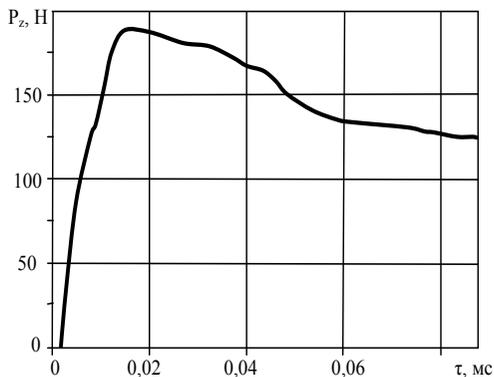


Рисунок 5 – Изменение главной проекции силы резания во времени:
 $v=600$ м/мин, $b=0,02$ мм и $a=0,1$ мм

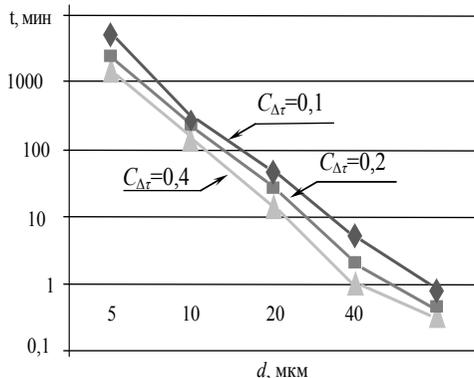


Рисунок 6 – Влияние плотности сетки и коэффициента увеличения шага интегрирования на время счета t

При значениях коэффициента увеличения шага интегрирования $C_{\Delta\tau}$ больше 0,4 исследования не проводились, так как при $C_{\Delta\tau}>0,4$ было обнаружено разрушение заготовки.

В результате виртуальных исследований влияния коэффициента увеличения шага интегрирования и плотности сетки на величину силы резания установлено (рис. 7), что наименьшая сила резания имеет место при плотности сетки d 10 мкм с коэффициентом увеличения шага интегрирования $C_{\Delta\tau}$ равном 0,2, а наибольшая - при $d=80$ мкм со значение $C_{\Delta\tau}$ равном 0,4.

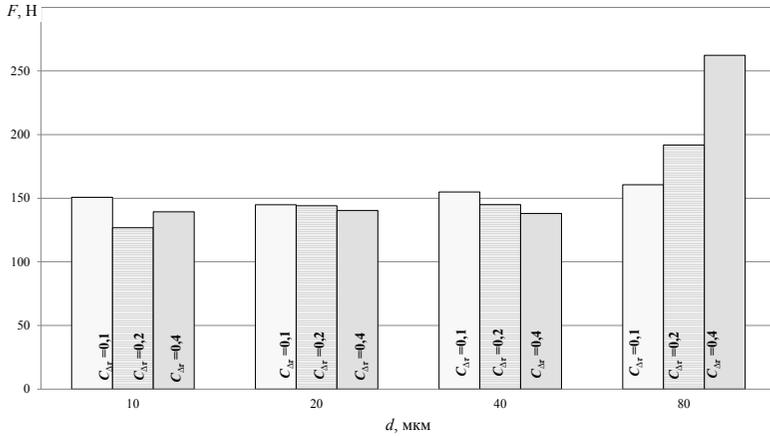


Рисунок 7 – Влияние плотности сетки и коэффициента увеличения шага интегрирования на силу

При плотности сетки от 20 до 40 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования от 0,2 до 0,4, а также значениях плотности сетки от 10 до 80 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,1, результаты данного виртуального эксперимента близки (погрешность составляет менее 15%) к базовому варианту (сила P_z в базовом режиме составила 145 Н/мм, в эксперименте $P_z = 135$ Н/мм) [4].

Расчет коэффициента усадки стружки K_a показал (рис. 8), что его наименьшее значение имеет место при плотности сетки, равной 40 мкм, и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,1, а наибольшее – при плотности сетки, равной 20 мкм, и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,1: 1,2 и 1,8 соответственно.

Результаты данного виртуального эксперимента наиболее близки к базовому варианту ($K_a=2$) при плотности сетки 10 - 20 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,1.

Результаты проведенных экспериментов (рис. 6,7,8) свидетельствуют о том, что увеличение плотности сетки d и коэффициента увеличения расчета $C_{\Delta t}$ приводят, с одной стороны, к сокращению времени расчета, а с другой стороны, к увеличению силы.

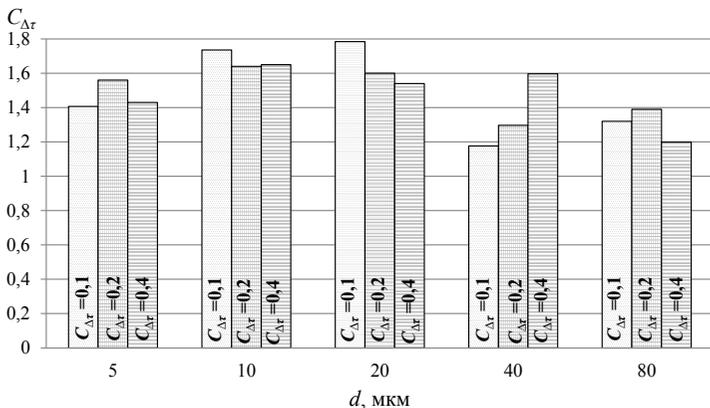


Рисунок 8 – Зависимость коэффициента усадки стружки от плотности сетки и коэффициента увеличения шага интегрирования

Поэтому для выбора наиболее выгодных (рациональных) значений параметров SPH-решателя d и $C_{\Delta r}$ была выполнена оптимизация путем минимизации целевой функции (10), т.е. минимизации погрешности прогнозирования показателей процесса резания. Результаты представлены на рис. 9.

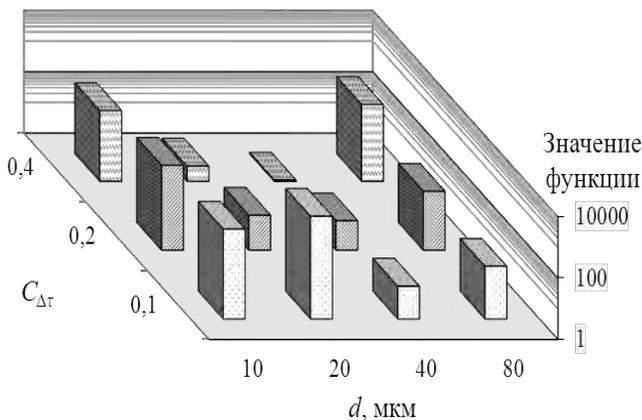


Рисунок 9 – Влияние параметров SPH-решателя на целевую функцию

Анализ диаграммы влияния параметров решателя на целевую функцию (рис. 9) в диапазоне значений функции от 1 до 1000 показал, что минимальное значение функция принимает при плотности сетки 40 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования, равном 0,4, которые и являются рациональными (оптимальными) параметрами SPH-решателя.

Выводы.

1. Показана возможность использования бессеточного метода сглаженных частиц (SPH-метода) для прогнозирования выходных показателей процесса резания, в частности, силы резания и усадки стружки.

2. Наименьшее время расчета составило 0,3 мин при плотности сетки 80 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,4. При увеличении плотности сетки и уменьшении коэффициента увеличения шага интегрирования время расчета возрастает.

3. Чем больше плотность сетки, тем больше прогноз силы резания. При плотности сетки 10 и 80 мкм прогноз силы резания с увеличением коэффициента увеличения шага интегрирования увеличивается, а для 20 и 40 мкм – уменьшается.

4. Наименьший прогноз коэффициента усадки стружки наблюдается при плотности сетки 40 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования 0,1; наибольший – 20 мкм и 0,1 соответственно. Прогноз усадки стружки для плотности сетки 20 мкм уменьшается с увеличением коэффициента увеличения шага интегрирования, для 40 мкм – увеличивается, а для 5, 10 и 80 мкм – практически не зависит от данного параметра.

5. При анализе влияния параметров решателя на целевую функцию установлено, что наилучший баланс между ошибкой прогнозирования показателей процесса резания и временем счета будет при плотности сетки 40 мкм и коэффициенте увеличения шага интегрирования, равном 0,4. Эти значения параметров решателя и рекомендуются при реализации моделей процесса резания.

Список использованных источников: 1. John, O. Hallquist LS-DYNA THEORY MANUAL Livermore Software Technology Corporation // John O. Hallquist Livermore, California 94551– 2006 – 680. 2. ls-dyna keyword user's manual volume imay 2007 version 971. 3. **Потапов, А.П.** Численное моделирование высокоскоростных соударений деформируемых тел методом сглаженных частиц [Текст]: Автореф. дис. ... канд. техн. наук:05.13.18. -М., 2009. -107 с. 4. **Криворучко, Д. В.** Наукові основи моделювання процесів різання з використанням числових методів: Автореф. дисс. ... докт. техн. наук:05.03.01/ СумГУ. -Харків, 2010. -40 с. 5. Блажевич, Ю. В. “Моделирование высокоскоростного соударения методом гладких частиц” / Ю. В. Блажевич, В. Д. Иванов, И. Б. Петров, И. В. Петвиашвили // Матем. моделирование, 1999,с. 88–100. 6. **Stein, E.** Encyclopedia of Computational Mechanics / Stein E., De B. R., Hughes T. J. У 2т. -Chichester: John Wiley & Sons Inc, 2004. – Т.2: Solids and Structures. – 798 с. 7. **Зенкевич, О.** Конечные элементы и аппроксимация / Зенкевич О., Морган К; пер. с англ. – М.: Мир, 1986. – 318 с. 8. **Бреббия, К.** Методы граничных элементов Бреббия К., Теллес Ж., Вроубел У. –М.: Мир, 1987. –524 с. 9. **Rabczuk, T.** Stable particle methods based on Lagrangian kernels / Rabczuk T., Belytschko T., Xiao S.P. // Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.–2004. –Т. 193. – С. 1035 - 1063. 10. **Залого, В. А.** К вопросу об определении весовых коэффициентов при реализации метода обратного детерминированного факторного анализа / В.А. Залого, Г.Г. Лагута, М.Г.Лагута, Н.Н. Удод // Вісник СумДУ. Серія Технічні науки - №1, 2008. – с. 116-123.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Ю.Г. Гуцаленко, Т.Е. Третьак, Харьков, Украина

ОСНОВАНИЯ И МЕТОДИКА УКРУПНЕННОГО ОБОБЩЕННОГО РАСЧЕТА ЭКОНОМИЧЕСКОЙ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЗУБОРЕЗНЫХ ОБКАТОЧНЫХ ДОЛБЯКОВ СБОРНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Наводяться передумови і підстави економічної та соціальної ефективності збірної обкаточної зуборізної інструменту. Розглядається розробка методики укрупненого узагальненого розрахунку його економічної ефективності. Структура розрахунку специфічно визначена зміненням конструктивного рішення інструменту при переході від монолітної до збірної концепції для недопущення спотворення профілювання після перезаточувань інструменту. Розробка мотивована технічною ідеологією удосконалених зубчастих зацеплень з постійним нормальним кроком, виробництво яких вимагає адекватного інструментального забезпечення.

Ключові слова: зуборізний долбач, збірна конструкція, перезаточування, точність профілю, економічна ефективність.

Приводятся предпосылки и основания экономической и социальной эффективности сборного обкаточного зуборезного инструмента. Рассматривается разработка методики укрупненого обобщенного расчета его экономической эффективности. Структура расчета специфически предопределена изменением конструктивного решения инструмента при переходе от монолитной к сборной концепции для недопущения искажения профилирования после переточек инструмента. Разработка мотивирована технической идеологией усовершенствованных зубчатых зацеплений с постоянным нормальным шагом, производство которых требует адекватного инструментального обеспечения.

Ключевые слова: зуборезный долбач, сборная конструкция, переточка, точность профиля, экономическая эффективность.

Backgrounds and reasons of economic and social efficiency of assembly rolling gear-shaping tool are given. It is considered development of methodological procedure of aggregative generalized calculation of its economic efficiency. Structure of calculation is specific predetermined by alteration of design conception from monolithic to assembly for nonadmission of profiling distortion after regrindings of tool. Development is motivated by technical ideology of improved gearwheels with constant normal pitch whose production needs in sufficient tooling backup.

Keywords: gear-shaping cutter, fabricated structure, regrinding, profile accuracy, economic efficiency.

Введение

Производство зубчатых колес повышенной точности требует соответствующей конструкторско-технологической инструментальной поддержки. Особую актуальность это требование приобретает в обеспечении производства высококачественных неэвольвентных зубчатых колес для зацеплений с постоянным нормальным шагом, предоставляющим возможность синтезировать новые адаптивные ресурсосберегающие компактные механизмы и машины с регулируемыми приводами, двух- и трехзвенные цилиндрические и сфероконические вариаторы [1,2].

Использование прикладной разработки аппарата многопараметрических отображений пространства для взаимосвязанного описания объектов, инст-

рументов и процессов зубообработки [3-6] и компьютерное моделирование обкаточного формообразования, при котором рабочее и станочное зацепления совпадают, создает предпосылки значительному повышению точности и скорости профилирования специальных зубчатых колес. Адекватная инструментальная поддержка этих возможностей связывается в современном наукоёмком машиностроении с переходом от монолитного зуборезного обкаточного инструмента к сборному [7].

Основные положения

Опыт последовательной аналитико-синтетической разработки монолитных и сборных [8, 7] обкаточных зуборезных инструментов для профилирования незвольвентных зубчатых колес с постоянным нормальным шагом, средств и информационной поддержки CAD/CAM систем для компьютерного проектирования и подготовки производства специальных зубчатых передач [9] позволяет рекомендовать производственной практике сборные долбяки с призматическими и круглыми резами, обеспечивающие недопущение искаженного профилирования после переточек инструмента. Расчетные схемы профилирования по [10] представлены на рисунках 1 и 2.

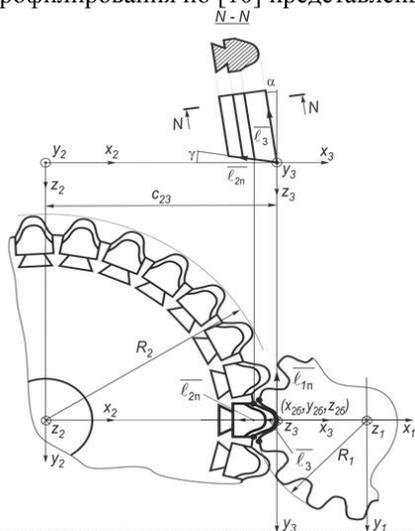


Рисунок 1 – Схема расчета профиля сборного долбяка с призматическими фасонными резами

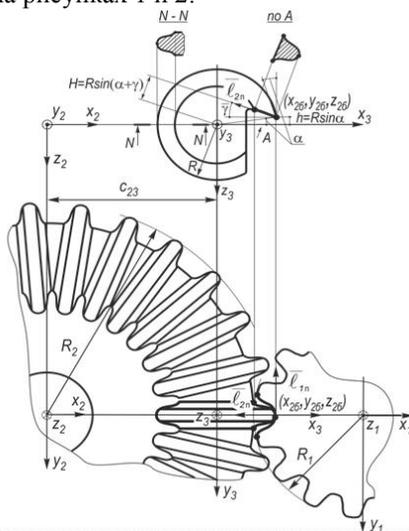


Рисунок 2 – Схема расчета профиля сборного долбяка с круглыми фасонными резами

Если при переточках монолитного долбяка с вызванным шлифованием механическим понижением его наружного диаметра (уменьшением кривизны охватывающей рабочую инструментальную поверхность круглой цилиндри-

ческой поверхности) форма фасонной режущей кромки неизбежно изменяется и, кроме того, вызванное этим же вынужденное осевое смещение монолитного долбяка при зубопрофилировании также вызывает отклонение формы обрабатываемого колеса от номинальной, то переход к практике специального сборного инструмента позволяет реализовывать конструктивно заложенные в нем необходимые компенсационные возможности, обеспечиваемые изменением (подналадкой) положения фасонных режущих кромок после их переточек: соответственно линейным перемещением призматических фасонных резцов и поворотом круглых.

В конвенциональном сопоставлении с монолитным аналогом повышенная ресурсная эффективность сборного долбяка с регулируемым позиционированием режущих элементов predetermined двояко. Во-первых, исходной комплектацией присоединительными режущими элементами (фасонными резцами). Во-вторых, всей группировкой последовательных сменных комплектаций такими элементами (резцами) с последующей регулировкой при переточках их позиционирования в одном и том же для всех резцов сменных комплектаций данной группировки основном теле (несущей конструкции) сборного долбяка, причем размер группировки (число полных комплектаций) определяется приемистостью посадочных мест размещения переналаживаемых (съёмных) режущих элементов (резцов) несущей конструкции долбяка в функции многопозиционного держателя.

Таблица 1 – Преимущества в сравнении монолитной и сборной альтернатив зуборезного долбяка

Показатель	Инструмент	
	Монолитный	Сборный
Простота проектирования, изготовления и обслуживания	+	
Точность профилирования объектов зубодобления		+
Надежность		+
Ресурс		+
Минимизация материалоемкости		+
Минимизация транспортно-складских расходов		+
Экология изготовления и обслуживания		+
Эффективность утилизации и вторичного передела		+
Интеллектуализация проектирования, изготовления и обслуживания		+
Уровень в линейке технологических укладов		+

Дополнительным резервом в обеспечении стабильного повышенного ресурса сборных долбяков является создание и использование внекомплектного обменного фонда сменных резцов, обращение к которому может быть целесообразным, например, для избирательной замены перед общей подналадкой и

переточкой режущих элементов с относительно резкими нарушениями (выкрашиваниями) режущей кромки. Подобные ситуации с монолитным долбяком либо вынуждают к полной его выбраковке (утилизации), либо приходится прибегать к сошлифовке материала режущей части всех режущих элементов на большую глубину (поглощающую выкрашивание), что сокращает номинальный ресурс инструмента.

В таблице 1 в системе 10-ти характерных показателей представлена качественная оценка преимуществ практики монолитных и сборных зуборезных долбяков в альтернативном сопоставлении.

Структурно подчиненная конструктивному изменению обкаточного инструмента специфическая часть обобщенного расчета

В разрабатываемом методическом решении задачи обобщенного расчета экономической эффективности (годового эффекта) сборных зуборезных долбяков ($E, грн$) выделим и отдельно рассмотрим специфическую часть, в явном виде предопределенную изменением конструктивного решения инструмента ($E_t, грн$).

Размер годового экономического эффекта в производстве зубчатых колес с переходом от монолитного обкаточного инструмента (долбяка) к сборному для данной пары типоразмерных профилеобразующих альтернатив в этой части определится по формуле:

$$E_t = \Delta c_t \cdot N_g, \quad (1)$$

где Δc_t – экономия затрат в приведении к одному зубчатому колесу, грн./шт. (в многономенклатурном производстве – в приведении к условному зубчатому колесу, грн./усл. шт.); N_g – годовая программа выпуска зубчатых колес, шт. (усл. шт.);

$$\Delta c_t = c_{tm} - c_{ta}, \quad (2)$$

где c_{tm} и c_{ta} – затраты в приведении к одному зубчатому колесу, грн./шт. (грн./усл. шт.), соответственно с использованием монолитного (c_{tm}), рассматриваемого как ближайший предшественник, и сборного (c_{ta}) инструмента.

Исходя из объектно-ориентированного структурирования C_{tm} и C_{ta} , имеем:

$$c_{tm} = (C_{tmv} + C_{tmr} \cdot N_{tmr} - P_{tmu}) / N_{gim}, \quad (3)$$

$$c_{ta} = (C_{tah} + C_{tab} \cdot N_{tab} + C_{tar} (N_{tar} + 1) N_{tab} - P_{tau}) / N_{gta} \quad (4)$$

или

$$c_{ta} = (C_{tav} + C_{tab} (N_{tab} - 1) + C_{tar} (N_{tar} \cdot N_{tab} + N_{tab} - 1) - P_{tau}) / N_{gta}, \quad (5)$$

где C_{imv} , C_{tav} , C_{tah} и C_{tab} – первоначальные стоимости соответственно монолитного (C_{imv}) и сборного (C_{tav}) инструмента в исходно работоспособном состоянии, а также основного тела сборного долбяка в ролевой функции многопозиционного держателя (C_{tah}) и комплекта резовых вставок сборного долбяка (C_{tab}), грн.; C_{imr} и C_{iar} – затраты соответственно на переточку монолитного долбяка (C_{imr}) и наладку (переналадку) с заточкой (переточкой) сборного (C_{iar}), грн.; N_{imr} и N_{iar} – число переточек монолитного (N_{imr}) и сборного (N_{iar}) долбяка; N_{tab} – число полных комплектаций многопозиционного держателя сборного долбяка сменными режущими блоками, определяемое его приемистостью до утилизации; P_{imu} и P_{iau} – частичная компенсация затрат на соответственно монолитный (P_{imu}) и сборный (P_{iau}) инструмент при его утилизации на вторичный передел, грн.; N_{gtm} и N_{gta} – число зубчатых колес (в многономенклатурном производстве – условных зубчатых колес), производимых соответственно монолитным (N_{gtm}) и сборным (N_{gta}) инструментом до его утилизации; в условиях многономенклатурного производства определение N_{gtm} и N_{gta} для соответственно монолитного ($N_{gt} = N_{gtm}$) или сборного ($N_{gt} = N_{gta}$) инструмента осуществляется по универсальной формуле вида:

$$N_{gt} = \frac{\sum_{i=1}^{i=I} (N_{gti} \cdot N_{gi})}{N_g}, \quad (6)$$

где I – число номенклатурных группировок, отличающихся трудоемкостью единичного производства составляющих их зубчатых колес; N_{gti} и N_{gi} – соответственно числа зубчатых колес i -ой номенклатурной группировки по трудоемкости профилирования, производимых одним инструментом, монолитным ($N_{gti} = N_{gtmi}$) или сборным ($N_{gti} = N_{gtai}$), и общее в этой i -ой номенклатурной группировке (N_{gi}) в пределах годовой программы N_g :

$$\sum_{i=1}^{i=I} N_{gi} = N_g. \quad (7)$$

Стоимостная нагрузка выражений (4) и (5) идентична. Выражение вида (4) учитывает специфику работы с инструментом, первоначально требующим сборки и заточки. В исходно работоспособном инструменте такие превентивные затраты вошли в стоимость C_{tav} (5):

$$C_{tav} = C_{tah} + C_{tab} + C_{iar}. \quad (8)$$

Для сборного инструмента

$$P_{tau} = P_{tabu} + P_{tabu} \cdot N_{tab}, \quad (9)$$

где P_{tabu} и P_{tabu} – выручка от утилизации соответственно изношенного многопозиционного держателя (P_{tabu}) и комплекта изношенных (не подлежащих переточкам) резцовых вставок сборного долбяка (P_{tabu}), грн.

Таблица 2 – Глоссарий буквенных идентификаторов слов в формульной символике обобщенного расчета

Буква	Лингвистическое содержание		Буква	Лингвистическое содержание	
	Англоязычный оригинал	Русскоязычный перевод		Англоязычный оригинал	Русскоязычный перевод
a	assembly	сборный	m	monolithic	монолитный
B	bid	надбавка к цене	N	number	число
b	building	комплектация	P	proceeds	выручка
C	cost	стоимость	p	precision	точность
c	costs	затраты	r	regrinding	переточка
d	delivery	доставка	T	transition	перемещение
E	effect	эффект	t	tool	инструмент
F	fare	тариф	u	utilization	утилизация
f	frequency	частота	v	value	стоимостная оценка
g	gear	зубчатое колесо	W	weight	вес
h	holder	держатель	w	waste	испорченная продукция

Предметно-методической основой расчетов экономической эффективности перехода от монолитных к сборным зуборезным долбякам в формульной системе (1) – (9) является обращение к конструктивным особенностям сопоставляемых инструментальных альтернатив. Структура развернутых отображений c_m и c_a применительно к монолитному и сборному инструменту математическими описаниями (3) и (5) с учетом (8) и (9), соответственно с отличительной идентификацией использованием в формульной символике буквенных идентификаторов из латиницы «m» и «a» с англоязычной аббревиатурно-этимологической логикой (табл. 2), в алгебраических суммах числителей включает последовательные альтернативы, связанные с инструментом в исходном снаряжении прошедшими необходимую первичную заточку режущими элементами (C_{inv} и $C_{tah} + (C_{tab} + C_{tar})N_{tab}$), его переточками ($C_{inv} \cdot N_{inv}$ и $C_{tar} \cdot N_{tar} \cdot N_{tab}$) и утилизацией (P_{tau} и $P_{tabu} + P_{tabu} \cdot N_{tab}$).

Укрупненный обобщенный расчет

Предложенная и рассмотренная выше формульная схематизация (1) – (9) укрупненного расчета экономической эффективности сборных зуборезных долбяков не учитывает такие ее потенциально фондообразующие источники у потребителя как повышение средней точности производимых таким инст-

рументов зубчатых колес и предупреждение ошибок профиля, характерных использованию монолитного инструмента, с усилением этой тенденции с каждой последующей его переточкой, понижающей наружный диаметр монолитного долбяка и, следовательно, увеличивающей расхождение режущих кромок режущих элементов с номинальной (первоначальной) инструментальной поверхностью, а с ним и отклонение реально формообразуемой поверхности от номинальной.

Заметным проявлением организационно-технических последствий перехода к практике рассматриваемых сборных инструментов взамен монолитных является снижение массовой (весовой) нагрузки на склад и транспорт и погрузочно-разгрузочные работы и в части обеспечения инструментом, и в части его утилизации. Вместе с тем переход к сборному инструменту взамен монолитного требует более высокой внутренней организации (сегментирования) складского хозяйства.

Оценка дополнительных экономических предпочтений практики сборных долбяков от снижения брака в производстве зубчатых колес (E_w), повышения степени их точности (E_p) и облегчения транспортной нагрузки (E_d) может быть установлена следующим образом:

$$E_w = (c_{tm} \cdot f_{wm} - c_{ta} \cdot f_{wa}) N_g, \quad (10)$$

где f_{wm} и f_{wa} – частота браковки готовой продукции соответственно из опыта применения монолитного инструмента ($0 \leq f_{wm} \leq 1$) и опыта (или прогноза) применения сборного инструмента ($0 \leq f_{wa} \leq 1$), при этом прогноз браковки $f_{wa} > 0$ в производствах с предстоящим использованием сборного инструмента может исходить из известной отраслевой статистики приводящих к браковке ошибок персонала при смене, переточках и наладках инструмента, что учитывается и f_{wm} ;

$$E_p = \Delta P_{gp} \cdot N_g, \quad (11)$$

где ΔP_{gp} – средневзвешенная дополнительная выручка от реализации зубчатого колеса повышенной точности после профилирования сборным инструментом вместо монолитного, грн.,

$$\Delta P_{gp} = B_{gpa} - B_{gpm}, \quad (12)$$

где B_{gpa} и B_{gpm} – средневзвешенные надбавки за степень точности в составе стоимости условного зубчатого колеса, соответственно для профилированно-сборным инструментом (B_{gpa}) и монолитным (B_{gpm}), грн.

$$B_{gp} = \frac{\sum_{j=1}^{j=l} (B_{gpj} \cdot N_{gj})}{N_g}, \quad (13)$$

где I – число номенклатурных группировок, отличающихся размером надбавки к цене зубчатого колеса за степень его точности; B_{gpj} и N_{gj} – соответственно надбавка к цене зубчатого колеса за степень его точности для j -ой номенклатурной группировки по степени точности, производимой монолитным (B_{gpmj}) или сборным (B_{gpaj}) инструментом, грн., и общее число зубчатых колес в этой j -ой номенклатурной группировке (N_{gj}) в пределах годовой программы N_g ;

$$E_d = E_{dt} + E_{dg}, \quad (14)$$

где E_{dt} и E_{dg} – эффекты облегчения транспортной нагрузки в связи с уменьшением массы перемещаемого инструмента (E_{dt}) и бракованных зубчатых колес (E_{dg}), грн.;

$$E_{dt} = FT_t(W_{tm} \frac{N_g}{N_{gtm}}(1 + f_{wm}) - (1 + f_{wa})W_{ta} \frac{N_g}{N_{gta}}) \quad (15)$$

и

$$E_{dg} = FT_{gt}W_g(f_{wm} - f_{wa})N_g, \quad (16)$$

где F – транспортный тариф, грн./кг·м; T_t и T_g – протяженность транспортного пути в производственном жизненном цикле соответственно инструмента (T_t) и заготовки зубчатого колеса (T_g), м; W_{tm} и W_{ta} – вес (масса) соответственно монолитного инструмента (W_{tm}) и сборного (W_{ta}), с основной и дополнительными комплектациями многопозиционного держателя, всего N_{tab} комплектаций, для данного типоразмера, кг; W_g – средневзвешенный вес (масса) зубчатого колеса (укрупненно – по его заготовке), профилируемого долбяком данного типоразмера, кг;

$$W_g = \frac{\sum_{k=1}^{k=K} (W_{gk} \cdot N_{gk})}{N_g}, \quad (17)$$

где K – число номенклатурных группировок, отличающихся весом (массой) профилируемого зубчатого колеса (например, с одним и тем же числом зубьев, но различной протяженностью их боковой поверхности и, соответственно, различной шириной зубчатого венца колеса); W_{gk} и N_{gk} – соответственно вес (масса) зубчатого колеса в k -ой номенклатурной группировке по массе (W_{gk}), кг, и общее число зубчатых колес в этой k -ой номенклатурной группировке (N_{gk}) в пределах годовой программы N_g .

Тогда, в предположении выполнения годовой программы производством зубчатых колес независимо от степени дополнительной нагрузки на него, связанной с различной частотой браковки F_w с применением монолитного или сборного инструмента, причем $F_{wm} > F_{wa}$,

$$E = E_t + E_w + E_p + E_d . \quad (18)$$

Выражение (18) открыто для дальнейших структурных и внутрискруктурных дополнений и изменений в углубленных рассмотрении экономических последствий применения сборного инструмента взамен монолитного, например, связанных с повышением интеллектуализации изготовления и обслуживания инструмента и, соответственно, квалификационной планки и оплаты труда занятого в изготовлении и обслуживании персонала.

Для широкономенклатурного производства с общим числом L типоразмерных профилеобразующих альтернатив монолитного и сборного зубодолбежных инструментов для каждой l -ой пары альтернатив E_l рассчитывается по (18), а общий размер E , грн., годового экономического эффекта в производстве зубчатых колес с переходом от монолитных к сборным долбякам определится суммированием

$$E = \sum_{l=1}^{l=L} E_l . \quad (19)$$

Этимологическая логистика однобуквенных идентификаторов слов, используемых в формульной символике (10) – (19), поясняется в таблице 2.

Заключение

Предложенная формульная схематизация укрупненного расчета экономической эффективности зуборезных обкаточных долбяков сборной конструкции может быть использована в производственной и учебно-методической практике, а при необходимости – расширена и дополнена с учетом оставленных здесь вне рассмотрения некоторых дополнительных мероприятий и возможностей, вытекающих из отказа от монолитного зуборезного инструмента и перехода к сборным конструкциям, связанных как с повышенными точностными, ресурсными, так и другими возможностями принимаемой концепции инструментального обеспечения, в том числе экологическим позитивом.

Экологическая привлекательность рассматриваемой концепции сборного инструмента заключается, во-первых, благодаря возможности неоднократной комплектации несущей конструкции долбяка режущими элементами, – в сокращении объемов металлических переделов в производстве и утилизации инструмента; во-вторых, благодаря исключению монолитных биметаллических соединений, – в исключении соответствующих экологически напряженных соединительно-разделительных операций изготовления и утилизации; в третьих, благодаря возможности гибкого реагирования на неравномерный износ режущих элементов, – в минимизации сошлифовываемых при переточ-

ках объемах инструментального материала. При этом следует заметить, что выполнение одной и той же производственной задачи N_g изначально может и не обещать весомо меньшего числа переточек с использованием сборного инструмента, но при квалифицированном обслуживании сборного инструмента всегда позволяет рассчитывать на более экологически благоприятные его последствия по сравнению с поддержкой работоспособности монолитных аналогов.

Элементы разработанной методики расчета экономической эффективности зуборезных обкаточных долбяков сборной конструкции использованы при внедрении разработок и рекомендаций, подготовленных по результатам выполнения в НТУ «ХПИ» разработанного под руководством профессора Б.А.Перепелицы научно-исследовательского проекта «Создание теории унифицированной многопараметрической информационной базы для CAD/CAM систем зубчатых зацеплений, инструментов и процессов зубообработки» (номер государственной регистрации 0108U001445), на ГП ХМЗ «ФЭД», ГП «Институт машин и систем» и НПКП «Механика» [7].

Список использованных источников: 1. Ковалюх В.Р. Двухпараметрические колеса с равновысокоширокими зубьями и впадинами // Машиностроение. – Москва, 1982. – № 1. – С. 43-45. 2. Ковалюх В.Р., Ковалюх Р.В. Новый способ регулирования скорости вращения зубчатой передачи и синтез на его основе зубчатых вариаторов // Теория механизмов и машин. – Вып. 44. – Харьков, 1988. – С. 107-112. 3. Перепелица Б.А. Отображения аффинного пространства в теории формообразования поверхностей резанием. – Харьков: Вища шк., 1981. – 152 с. 4. Ковалюх Р.В., Перепелица Б.А., Мироненко А.Л. Типовые модели формообразования, основанные на многопараметрических отображениях, в приложении к нарезанию специальных зубчатых колес с рабочими поверхностями винтовой структуры // Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 49. – Харьков, 1994. – С. 98-100. 5. Многопараметрические отображения пространства в теории формообразования зубчатых колес / Б.А. Перепелица, П.Р. Родин, А.В. Кривошея, Ю.Г. Гуцаленко // Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 71. – Харьков, 2006. – С. 103-106. 6. Третьяк Т.Е., Мироненко А.Л. Влияние параметров формообразования конических зубчатых колес с постоянным нормальным шагом на показатели качества двухпараметрических передач // Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 76. – Харьков, 2009. – С. 194-197. 7. Создание теории унифицированной многопараметрической информационной базы для CAD/CAM систем зубчатых зацеплений, инструментов и процессов зубообработки: Отчет о НИР (заключит.) / Нац. техн. ун-т «Харьк. политехн. ин-т»; рук. Б. Перепелица и В. Доброскок; отв. исп. Ю. Гуцаленко. – Харьков, 2009. – 452 с. – №ГР0108U001445. Инв.№0210U001273. 8. Третьяк Т.Е. Совершенствование зуборезного долбяка для повышения точности формообразования незольвентных зубчатых колес // Резание и инструмент в технологических системах. – Вып. 71. – Харьков, 2006. – С. 133-136. 9. Гуцаленко Ю.Г., Кривошея А.В., Фадеев В.А. Разработка средств информационной поддержки CAD/CAM систем для проектирования и производства зубчатых передач // Физические и компьютерные технологии: Тр. 15-й междунар. науч.-техн. конф., 2-3 дек. 2009 г. – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2009. – С. 234-240. 10. Третьяк Т.Е., Гуцаленко Ю.Г., Мироненко О.Л. Уніфіковані на основі багатопараметричних відображень розрахункові схеми профілю збірних довбачів // Інформаційні технології: наука, техніка, технологія, освіта, здоров'я: Тези доп. XX міжнар. наук.-практ. конф. (15-17 трав. 2012 р., Харків). – Ч. 1. – Х.: НТУ «ХПІ», 2012. – С. 142.

Поступила в редколлегию 05.06.2012

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, Д.А. Криницын,
Волков С.К., Одесса, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА КОНТРОЛЯ ФОРМОИЗМЕНЕНИЙ РЕЖУЩИХ КРОМОК И РАЗМЕРНОГО ИЗНОСА РЕЗЦОВ НА ОСНОВЕ ОБРАБОТКИ ИХ ЦИФРОВЫХ ИЗОБРАЖЕНИЙ

Приведены результаты моделирования процесса контроля формоизменений режущих кромок и размерного износа резцов на специальном лабораторном стенде. Разработан новый алгоритм обработки цифровых изображений режущей части резцов, выделения на них режущих кромок и определения параметров их износа.

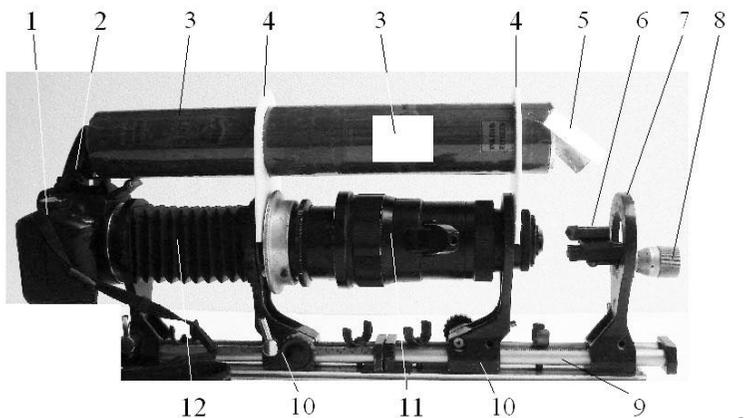
Приведені результати моделювання процесу контролю формозмін ріжучих кромок і розмірного зносу різців на спеціальному лабораторному стенді. Розроблений новий алгоритм обробки цифрових зображень ріжучої частини різців, виділення на них ріжучих кромок і визначення параметрів їх зносу.

The results of design of process of control of cutting edges forms changing and size wear of cutters on the special laboratory stand are resulted. A new algorithm of the digital image processing of cutting part of cutters, selection on them of cutting edges and determination of parameters of their wear is developed.

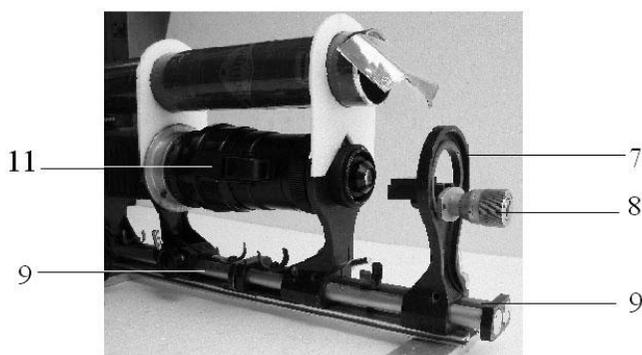
Анализ предыдущих исследований. Материалы исследования процессов формоизменений режущих кромок (РК) режущих инструментов (РИ) по цифровым изображениям, приведены в ряде работ, в том числе - в[1]. Однако непрерывно растущие требования к точности контроля параметров износа режущей части (РЧ) РИ обуславливают необходимость совершенствования методов, средств и алгоритмов контроля, моделирования их работы на лабораторных стендах.

Целью настоящей статьи является изложение новых результатов моделирования процесса контроля формоизменений РК и размерного износа РИ (резцов) на основе обработки цифровых изображений РЧ, регистрируемых на специальном лабораторном стенде.

Рассмотрим основные результаты разработок. Цифровые изображения поверхностей резцов в исходном ($T = 0$) и текущем ($T = \dot{T}$) состояниях, необходимые для контроля формоизменений режущих кромок РИ, регистрировались с использованием стенда, общий вид и схема которого приведены на рис. 1 и 2.



а



б

Рисунок 1 – Общий вид (а) и вид сбоку (б) стенда, моделирующего систему контроля РЧ и обеспечивающего регистрацию цифровых изображений зон износа резцов

Изображения стенда для регистрации цифровых изображений зон износа резцов представлены на рис. 1. Приемником изображений здесь служит цифровая фотокамера 1 со вспышкой 2, световой поток от которой посредством световода 3 и отражателя 5 попадает на рабочие зоны изношенного резца 6. Резец устанавливается в устройстве ориентации 7 с механизмом микроперемещений 8 (на рис. 1. показан вариант контроля состояния задней поверхности РЧ резца). Фотокамера оснащена длиннофокусным объективом И-51 ($F = 210$ мм) – позиция 11, и светосильным объективом “Метеор” с переменным фокусным расстоянием ($F = 17 - 5$ мм) – позиция 12. Для крепления на корпусе световода используются опоры 4, а для крепления объективов – опоры 10. Схема стенда представлена на рис. 2.

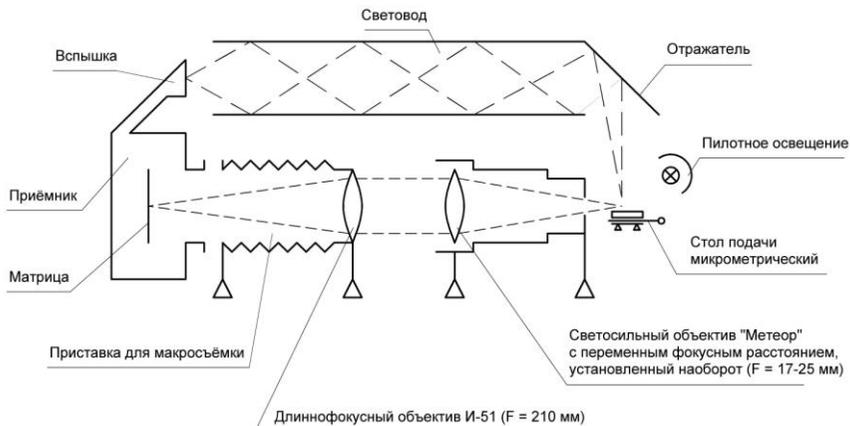


Рисунок 2 – Схема стенда для регистрации цифровых изображений зон износа.

Модель процессов регистрации пространственного положения РК и вершины РЧ, контроля формоизменений РК и размерного износа резца представлена на рис.3. При реализации на стенде метода теневых проекций проецирующие поверхности $Q^{L_3^0}$ и $Q^{L_3^T}$ обеспечивают регистрацию проекций РК в исходном (L_3^0) и текущем (L_3^T) состояниях. После их совмещения в основной плоскости несложно определить комплекс параметров формоизменений кромок, а также осевое ($h_X^{L_0^T}$) и радиальное ($h_Y^{L_0^T}$ ($h_P^{L_0^T}$)) смещение вершины РИ (радиальный износ).

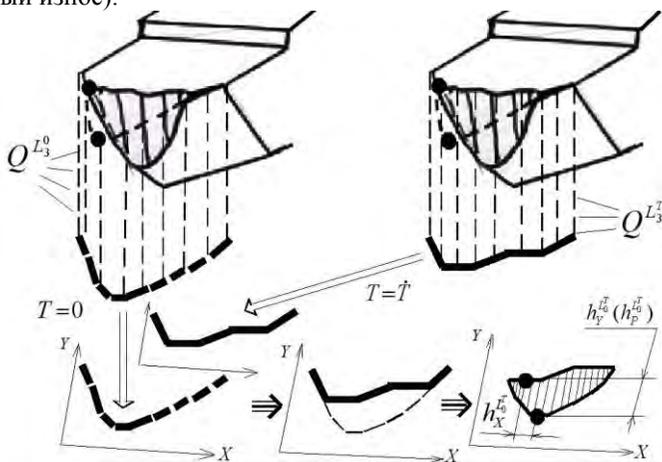


Рисунок 3 – Схематическое представление процессов регистрации пространственного положения РК и определения размерного износа РИ

Рассмотрим алгоритм выделения контура РК по цифровым изображениям передней поверхности РИ. Пример его реализации приведен в табл. 1, а блок – схема показана на рис. 4. Он основан на построчном сканировании монохромного изображения передней поверхности РИ, формируемого с использованием стенда (рис. 1,2). Приняты обозначения: «а» - мнимая линия сканирования (МСК), «б» - профиль РК.

Мнимая линия сканирования перемещается в соответствии со стрелкой на один пиксель изображения. На каждом шаге перемещения происходит вторичное сканирование на мнимой линии: происходит поиск граничных пикселей профиля РК. Под граничным понимается пиксель, имеющий противоположную яркостную характеристику относительно аналога, обработанного на предыдущем шаге вторичного сканирования. По мере продвижения МСК происходит обнаружение границ профиля РК, а также упорядоченное заполнение массива элементов (каждый элемент является значением координат соответствующей точки РК). В случае, если профиль имеет несколько вершин, заполнение массива происходит на нескольких интервалах одновременно.

Сканирование и заполнение массива координат заканчивается при достижении МСК нижней горизонтальной линии изображения. Выходными данными первой фазы процесса получения 3D- образа РК является набор одномерных массивов. Каждый из них в качестве элементов содержит координаты одного из профилей РК. Каждому массиву соответствует определенный угол наклона РИ на стенде в момент регистрации проекции РК. Следующим шагом получения 3D-образа РК является ее представление в трехмерной системе координат. Для этого необходимо выполнить следующие преобразования:

$$\begin{aligned}x'(n) &= x(n) ; \\y'(n) &= \cos(\alpha) \cdot y(n) ; \\z'(n) &= \sin(\alpha) \cdot y(n) ,\end{aligned}$$

где α – угол наклона РИ в момент регистрации профиля РИ. x, y – координаты текущей точки РК.

Выводы. Разработан специальный лабораторный стенд, обеспечивающий моделирование процесса контроля формоизменений РК и размерного износа резцов на основе обработки цифровых изображений режущей части, регистрируемых на специальном лабораторном стенде. Выполненное моделирование позволило уточнить параметры реализации нового метода контроля для его воплощения в станочном варианте. Разработан новый алгоритм обработки цифровых изображений режущей части резцов, выделения на них режущих кромок и определения параметров их износа.

Таблица 1 – Отображение этапов выделения контура РК резца по цифровому изображению его передней поверхности (проекции на основную плоскость)

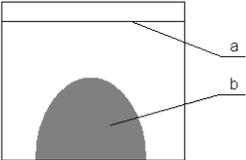
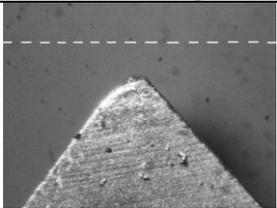
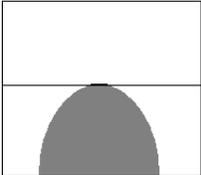
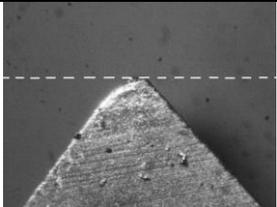
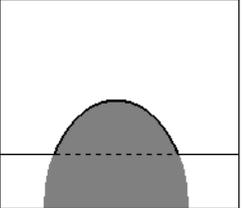
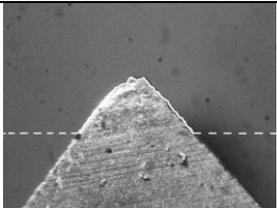
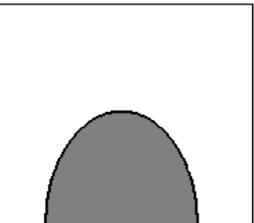
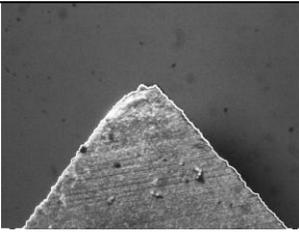
№	Содержание этапа выделения профиля РК	Схемы элементов процесса выделения контура РК	Изображения передней поверхности РК с линией сканирования и участками выделенного контура РК
1	Исходное изображение передней поверхности резца и начальное положение линии сканирования		
2	Обнаружена первая граничная точка изображения - точка РК (вершина резца в текущем его состоянии)		
3	Режущая кромка резца частично выделена		
4	Режущая кромка резца выделена полностью		



Рисунок 4 – Блок-схема алгоритма выделения контура РК резца по цифровому изображению его передней поверхности

Список использованных источников: 1. Дерев'янченко О.Г. Діагностування станів різальних інструментів при прецизійній обробці/ О.Г. Дерев'янченко, В.Д. Павленко, А.В. Андрєєв. – Одеса: Астропрінт, 1999. – 184 с.

Поступила в редакцію 05.06.2012

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

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ НА ИЗНОС РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ОБРАБОТКЕ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ

У статті розглянуто вплив технологічних параметрів різання на величину розмірного зносу інструменту при обробці конічних отворів.

В статье рассмотрено влияние технологических параметров резания на величину размерного износа инструмента при обработке конических отверстий.

In this paper we consider the influence of process parameters on the magnitude of the size of cutting tool wear in the processing of conical holes.

В станкостроении к изготовлению деталей типа «шпиндель» предъявляют высокие требования по точности. Шпиндель является одной из самых ответственных деталей металлорежущего станка, назначение которого состоит не только в передаче крутящего момента обрабатываемой детали или режущему инструменту, но и в обеспечении точности и качества обрабатываемых деталей. Особенности шпинделей станков является высокая точность размеров, формы и взаимного расположения подшипниковых шеек, базовых торцов и конусного отверстия [1, 2].

Для обеспечения работоспособности шпинделей в период эксплуатации необходимо обеспечить постоянство его геометрической формы и размеров посадочных поверхностей. Изготовление шпинделей сопровождается решением ряда вопросов, связанных с обеспечением точности и качества посадочной поверхности конического отверстия (IT 6 – 7). Наибольшее влияние на геометрическую точность размеров и формы конического отверстия оказывает износ лезвия инструмента в направлении перпендикулярном к обрабатываемой поверхности, который называют размерным износом U .

Целью работы является определение зависимости размерного износа как функции от пути резания на участке нормального износа с учетом конкретных технологических параметров при обработке конических отверстий.

Для поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- рассмотреть факторы, влияющие на размерный износ;
- рассмотреть, с учетом конкретных условий, какой из технологических параметров влияет на износ инструмента;
- дать рекомендации для обеспечения точности обработки.

При чистовой обработке конических отверстий износ инструмента осуществляется преимущественно по задней поверхности лезвия инструмента,

тем самым, приближая вершину инструмента к центру вращения заготовки на величину размерного износа U и соответственно уменьшая диаметр отверстия до размера d_U (рисунок).

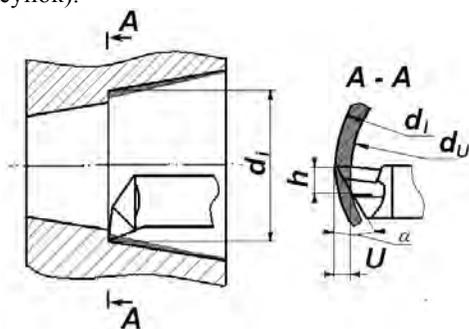


Рисунок – Изменение диаметра обрабатываемого отверстия вследствие размерного износа инструмента

Как известно, важнейшими факторами, влияющими на износ инструмента, являются физико-механические свойства обрабатываемого материала и режущего инструмента, технологические факторы (скорость резания, величины подачи и глубины резания), величина срезаемого слоя материала, температура резания и применение смазочно-охлаждающей технологической среды и др [3].

Оценку износа обычно характеризуют зависимостью размерного износа от пути резания. Размерный износ инструмента в процессе обработки протекает неравномерно. Существует три основных периода износа: I) период начального износа U_H , так называемый участок приработки инструмента (L_1 , 800 – 1000 м), который характеризуется маленькой площадкой контакта задней поверхности с поверхностью резания, на которой развиваются значительные удельные нагрузки вследствие чего происходит интенсивный износ; II) с появлением площадки контакта $h = 0,05 - 0,1$ мм напряжения которые действуют на ней, значительно снижаются и далее износ переходит в стадию нормального износа U_2 (зависимость $U=f(L)$ является практически линейной и характеризуется протяженностью участка L , 30000 – 40000 м); III) период катастрофического износа, когда использование инструмента нецелесообразно.

Длина каждого участка и степень крутости кривых износа определяется условиями обработки: режимами обработки, геометрией инструмента, прочностью инструментального материала. При обработке конических отверстий на степень крутости кривой износа преимущественное влияние оказывает скорость резания, которая в данном случае является переменной и определя-

ется как $v = f(d_i)$. Путь резания определяют в соответствии с конкретной схемой обработки, тогда для обработки конического отверстия можно записать:

$$L_p = 0,5\pi \cdot (D + d)l / s, \quad (1)$$

где L_p – путь резания, м;

D, d – наибольший и наименьший диаметры конического отверстия, м;

l – длина образующей конического отверстия, мм;

s – подача, мм/об.

Износостойкость лезвия инструмента определяет его ресурс работы. В общем виде стойкость определяется уравнением Тейлора и зависит от технологических параметров режимов резания (скорости резания, подачи, глубины резания) [4].

Учитывая вышесказанное и устанавливая взаимосвязь между износом и параметрами режимов резания $U = f(v, s, t, C)$, можно сделать вывод, что все параметры процесса резания остаются постоянными кроме скорости резания.

Для прогнозирования величины износа при переменной величине скорости резания можно использовать следующую формулу:

$$U = \frac{C \cdot U_0}{s^y \cdot t^x} \cdot \int_d^D v^{-m+1} dv, \quad (1)$$

используя формулу Ньютона-Лейбница для решения интеграла получим выражение:

$$\begin{aligned} U &= \frac{C \cdot \pi^{-m+1} \cdot n^{-m+1} \cdot U_0}{s^y \cdot t^x} \cdot d_i^{-m+2} \Big|_d^D = \\ &= \frac{C \cdot \pi^{-m+1} \cdot n^{-m+1} \cdot U_0}{s^y \cdot t^x} \cdot \left[\frac{D^{-m+2} - d^{-m+2}}{-m+2} \right], \end{aligned} \quad (2)$$

где C – постоянная величина, соответствующая данной комбинации «инструмент – заготовка»;

U_0 – относительный износ, мкм/ 10^3 м;

v – скорость резания, м/мин;

n – частота вращения, об/мин;

t – глубина резания, мм;

m, y, x – степенные показатели при скорости резания, подаче и глубине резания.

Проведенные исследования позволили установить, что:

1. Оценивая величину прогнозируемого износа, следует учитывать соотношение величин режимов резания и степенных показателей для конкретных условий ($m > y > x$) [4]. Результаты прогнозирования величины износа для деталей «шпиндель» с коническими отверстиями – 7:24 и ISO50 приведены в таблице:

Таблица

Материал детали «Шпиндель»	Материал режущей пластины	Коэффициент и показатели степени				ν	s	t	D	d	U_0	L_p	$L, 10^3$	U	U_L
		C	x	y	m										
18ХН3А, HRC 61...63	Гексанит Р	84	0,1	0,2	0,35	80	0,08	0,15	0,0445	0,0253	12	90,454	4...5	0,693	48,8...60,03
20Х, HRC 58...63	Гексанит Р	112	0,1	0,2	0,2	90	0,08	0,15	0,06985	0,038	10	213,88	4...5	2,027	37,9...47,3 8

2. Предложенная зависимость, основанная на принципе интегрирования с учетом фактически изменяющейся скорости резания на протяжении обработки конического отверстия, позволяет прогнозировать величину размерного износа для пути резания $L_p, м - U$ и для величины стойкости инструмента $L^* 10^3, м - U_L$. В ходе проведения экспериментов было установлено, что погрешность между теоретическими расчетами и экспериментальными данными не превышает 15 %.

Список использованных источников: 1. Мухин А.В. Производство деталей металлорежущих станков / Мухин А.В., Спиридонов О.В., Схиртладзе А.Г., Харламов Г.А. – М.: Машиностроение, 2003. – 560 с. 2. Трёмблвер Н.М. Технология изготовления шпинделей высокоточных станков / Руководящие материалы – М.: ЭНИМС, 1971. – 28. 3. Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів: підручник / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новосолов, Ф.Я. Якубов; під аг. Ред. М.П. Мазура. – Львів: Новий світ-2000, 2010. – 422 с. 4. Справочник технолога-машиностроителя: в 2 т. / [под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова]. – М.: Машиностроение, 1986. – 475 с. – Т. 2. (4-е изд., перераб. и доп.).

Поступила в редколлегию 14.06.2012

В.Л. Доброскок, д-р техн. наук, Я.Н. Гаращенко, канд. техн. наук,
Т.Ю. Латыш, Харьков, Украина

ВЕРИФИКАЦИЯ ТРИАНГУЛЯЦИОННЫХ МОДЕЛЕЙ ПОСЛЕ ОПТИКО-ЦИФРОВОГО СКАНИРОВАНИЯ

У статті розглянуто особливості верифікації триангульованих моделей, отриманих шляхом сканування фізичних моделей на оптико-цифровій установці Imetric IScan II. Представлено можливості верифікації триангульованих моделей у системах PowerShape й Geomagic Studio. Розроблено алгоритм розрахунку для статистичного аналізу похибок триангульованої моделі відносно системи виміряних точок.

В статье рассмотрены особенности верификации триангуляционных моделей, полученных путем сканирования физических моделей на оптико-цифровой установке Imetric IScan II. Представлены возможности верификации триангуляционных моделей в системах PowerShape и Geomagic Studio. Разработан алгоритм расчета для статистического анализа отклонений триангуляционной модели от системы измеренных точек.

In article features of verification of triangulated models received by scanning of physical models on optical-digital plant Imetric IScan II are considered. Verification possibilities of triangulated models in systems PowerShape and Geomagic Studio are presented. The algorithm of calculation is developed for the statistical analysis of deviations triangulated models concerning system of the measured points.

Введение

Основные тенденции развития машиностроения связаны с разработкой конкурентоспособной продукции на базе использования наукоемких интегрированных технологических процессов. Объективно необходим переход в иную технологическую область – интегрированных компьютеризированных технологий, базирующихся на последних достижениях материаловедения, информационных, лазерных и др. наукоемких технологий. К таким технологиям относится обратный инжиниринг.

Обратный (реверсный) инжиниринг – это технология, которая позволяет сократить время и материальные затраты на разработку и материализацию компьютерной модели изделия, на которое отсутствует конструкторская документация. Одним из способов получения трехмерных моделей изделий является оптико-цифровое сканирование, которое обеспечивает достаточно высокую точность измерений [1]. Однако точность создания трехмерной модели определяется не только на этапе сканирования (при получении системы измеренных точек). Так как создание триангуляционной модели изделия проходит ряд этапов: получение точечной модели при сканировании изделия, ее последующая триангуляция и редактирование (устранение дефектов). Каждый этап вносит свою составляющую в общую погрешность.

Как показывает практика использования оптико-цифровой установки Imetric IScan II общая погрешность размеров полученной модели в некоторых

случаях может в 5÷10 раз превышать инструментальную составляющую (погрешность измерения сканирующим устройством). Поэтому принципиально важным является верификация полученной трехмерной модели изделия, направленная на определение адекватности модели (подтверждение соответствия требуемой точности).

В данной работе представлены результаты анализа возможностей существующего программного обеспечения для выполнения верификации триангуляционных моделей и предлагается разработанный алгоритм статистического анализа отклонений триангуляционной модели от системы измеренных точек.

Работа выполнялась в условиях ЧАО "Конструкторско-технологическое бюро верификационного моделирования и подготовки производства" при кафедре "Интегрированные технологии машиностроения" им. М.Ф. Семко НТУ "Харьковский политехнический институт".

Возможности существующего программного обеспечения для выполнения верификации триангуляционных моделей

Рассмотрим возможности существующего программного обеспечения по верификации триангуляционных моделей на базе одних из наиболее известных пакетов, таких как, Geomagic Studio (компания Geomagic) и PowerSHAPE Pro (компания Delcam plc).

На рис. 1 представлена система Geomagic Studio с визуализацией карты погрешности на примере обшивки передней двери автомобиля. Использование карты погрешности удобно для выявления и оценки причин вызывающих отклонения [1]. В системе определяются основные статистические характеристики (среднее арифметическое и среднеквадратическое отклонение) отдельно для положительных и отрицательных значений отклонений.

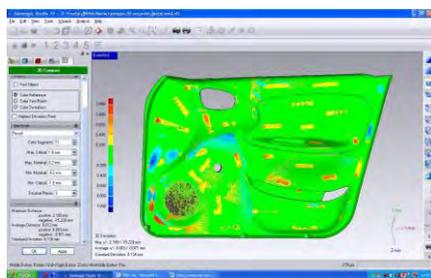


Рисунок 1 – Визуализация отклонений между системой точек и полученной моделью для обшивки передней двери в системе Geomagic Studio

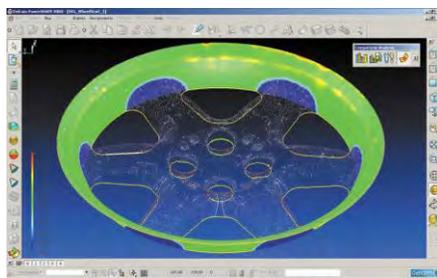


Рисунок 2– Функция визуального сравнения STL-модели с CAD-поверхностью в системе PowerSHAPE Pro

Программный пакет PowerSHAPE Pro также имеет ряд функций визуального анализа соответствия между CAD-моделью и триангуляционной поверхностью. На рис. 2 представлен пример цветной карты погрешности. В результате такого анализа можно принимать решение о необходимости корректировки размеров образующих поверхностей.

Практика использования данного программного обеспечения показывает пригодность предлагаемого инструментария верификации моделей только для производственных задач. Для углубленных научных исследований (с использованием аппарата прикладной статистики) точности создаваемых триангуляционных моделей необходима разработка специального алгоритма анализа.

Алгоритм статистического анализа отклонений триангуляционной модели от системы измеренных точек

Определение точности триангуляции системы измеренных точек осуществляется путем сравнения первоначальной точечной и триангуляционной модели. На рис. 3 представлены фрагменты точечной и триангуляционной моделей. Точечная модель или система измеренных точек, как правило, называется в CAD системах – «point cloud» (множество точек).

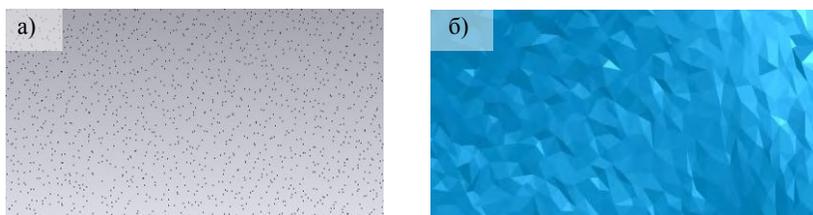


Рисунок 3 – Фрагменты поверхностей:
а) точечной модели; б) триангуляционной модели

В качестве величины погрешности триангуляции принято минимальное расстояние между ближайшими элементами поверхностей сравниваемых моделей (измеренными точками и треугольными гранями).

В предлагаемом алгоритме минимальные расстояния определяются для каждой точки первоначальной модели. Полученный массив данных проходит статистическую обработку, с определением основных статистических характеристик: x_{min} - минимальное значение, x_{max} - максимальное значение, Δ_x - размах, E - среднее арифметическое, D - дисперсия, σ - среднее квадратичное отклонение, k_v - коэффициент вариации и пр. Использование таких характеристик позволяет обеспечить научно обоснованный подход к анализу точности и выявлению рациональных алгоритмов триангуляции.

Разработанная блок-схема определения значений погрешности триангуляции представлена на рис. 4.

Для обеспечения корректности анализа погрешности необходимым условием является отсутствие дефектов у триангуляционной модели. Твердотельная модель должна соответствовать следующим принципам замкнутости образующих поверхностей: отсутствие совпадающих треугольников, соответствие каждому ребру двух смежных треугольников, принадлежность каждой вершине не менее трех смежных треугольников и ребер, причем их количества равны.

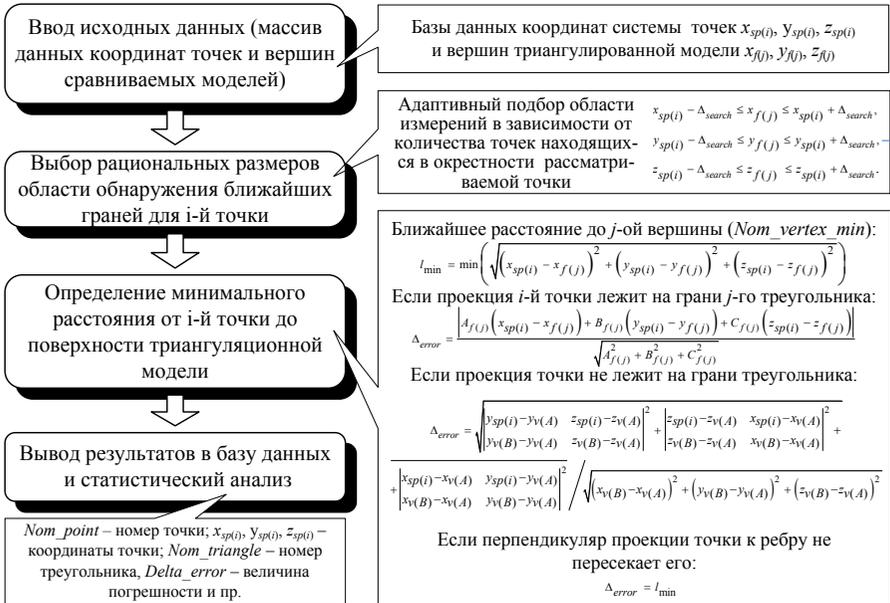


Рисунок 4 – Блок-схема определения значений погрешности триангуляции

Триангуляционная модель структурно представлена системой плоских треугольников *Facet*, заданных координатами трех вершин $x_{f1}, y_{f1}, z_{f1}, x_{f2}, y_{f2}, z_{f2}, x_{f3}, y_{f3}, z_{f3}$, имеющих общие ребра *Edge* $(x_{e1}, y_{e1}, z_{e1}, x_{e2}, y_{e2}, z_{e2})$ и вершины *Vertex* (x_v, y_v, z_v) . Точечная модель представлена системой точек, заданных координатами $M(x_{sp(i)}, y_{sp(i)}, z_{sp(i)})$.

В соответствии со схемой (рис. 4) первоначально импортируются исходные данные точечной и триангуляционной моделей изделия в соответствующие базы данных (или массивы) с координатами точек и вершин для каждой модели.

По блок-схеме определяется минимальное расстояние от каждой точки $M(x_{sp(i)}, y_{sp(i)}, z_{sp(i)})$ до ближайших граней триангуляционной модели.

Для снижения трудоемкости расчетов предложено задаваться рациональной областью поиска ближайших граней Δ_{search} для каждой точки M :

$$\begin{aligned}
x_{sp(i)} - \Delta_{search} &\leq x_{f(j)} \leq x_{sp(i)} + \Delta_{search}, \\
y_{sp(i)} - \Delta_{search} &\leq y_{f(j)} \leq y_{sp(i)} + \Delta_{search}, \\
z_{sp(i)} - \Delta_{search} &\leq z_{f(j)} \leq z_{sp(i)} + \Delta_{search},
\end{aligned} \tag{1}$$

где: $x_{f(j)}$, $y_{f(j)}$, $z_{f(j)}$ - координаты вершин треугольных граней; $x_{sp(i)}$, $y_{sp(i)}$, $z_{sp(i)}$ - координаты рассматриваемой точки M .

Область поиска Δ_{search} выбирается из условия включения не менее 10-и граней триангуляционной модели. Первоначальное значение размера области поиска можно задавать исходя из габаритных размеров модели:

$$\Delta_{search} = (L + B + H) / 300, \tag{2}$$

где: L , B , H – габаритные размеры модели, длина, ширина и высота, соответственно.

Из поиска исключаются точки, совпадающие с вершинами треугольных граней (i -я точка совпадает с j -й вершиной) при условии:

$$x_{sp(i)} = x_{f(i)}; \quad y_{sp(i)} = y_{f(i)}; \quad z_{sp(i)} = z_{f(i)}, \tag{3}$$

тогда погрешность триангуляции $\Delta_{error} = 0$.

Для остальных точек $M(x_{sp(i)}, y_{sp(i)}, z_{sp(i)})$ производится поиск ближайших вершин. Наименьшее расстояние от заданной точки $M(x_{sp(i)}, y_{sp(i)}, z_{sp(i)})$ до ближайшей вершины определяется с использованием известной зависимости [2]:

$$l_{\min} = \min \left(\sqrt{\left(x_{sp(i)} - x_{f(j)}\right)^2 + \left(y_{sp(i)} - y_{f(j)}\right)^2 + \left(z_{sp(i)} - z_{f(j)}\right)^2} \right). \tag{4}$$

Расстояние от точки M до ближайшей треугольной грани (погрешность триангуляции Δ_{error}) определяется как длина перпендикуляра опущенного из точки M на плоскость, проходящую через три вершины грани (визуализация представлена на рис. 5).

Задачу по определению расстояния от точки M до ближайшей треугольной грани можно представить как определение высоты пирамиды (при условии расположения проекции точки M в пределах j -й треугольной грани), представленной на рис. 6.

При расположении проекции точки M за пределами рассматриваемой j -й треугольной грани, Δ_{error} определяется как минимальное расстояние до одного из ее ребер.

Условия расположения проекции точки M в пределах j -й треугольной грани ABC, ограниченной ребрами (рис. 5):

$$\begin{aligned}
\angle MCA \leq 90^\circ; \quad \angle MAC \leq 90^\circ; \quad \angle MAB \leq 90^\circ; \\
\angle MBA \leq 90^\circ; \quad \angle MBC \leq 90^\circ; \quad \angle MCB \leq 90^\circ.
\end{aligned} \tag{5}$$

Углы определяются с использованием теоремы косинусов (пример приведен для угла MCA) [2]:

$$\angle MCA = \arccos \left[\frac{(l_{MC}^2 + l_{CA}^2 - l_{MA}^2)}{2l_{MC}l_{CA}} \right], \quad (6)$$

где l_{MC} , l_{CA} , l_{MA} – расстояния между точками MC , CA , MA (рис. 6).

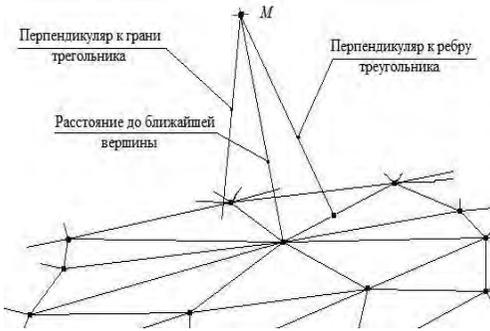


Рисунок 5 – Элементы, используемые при определении точности модели

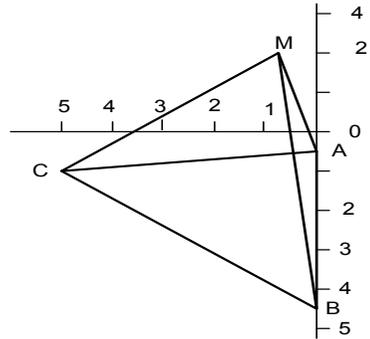


Рисунок 6 – Точка M и основание пирамиды ABC (треугольная грань)

В этом случае погрешность Δ_{error} определяется с учетом известной зависимости для расстояния от точки до плоскости [2]:

$$\Delta_{error} = \frac{\left| A_{f(j)}(x_{sp(i)} - x_{f(j)}) + B_{f(j)}(y_{sp(i)} - y_{f(j)}) + C_{f(j)}(z_{sp(i)} - z_{f(j)}) \right|}{\sqrt{A_{f(j)}^2 + B_{f(j)}^2 + C_{f(j)}^2}}, \quad (7)$$

где $A_{f(j)}$, $B_{f(j)}$, $C_{f(j)}$ – прямоугольные координаты нормального вектора к треугольной грани (плоскости проходящей через три вершины); $x_{f(j)}$, $y_{f(j)}$, $z_{f(j)}$ – координаты одной из вершин j -й грани; $x_{sp(i)}$, $y_{sp(i)}$, $z_{sp(i)}$ – координаты рассматриваемой точки M .

Прямоугольные координаты нормального вектора треугольной грани (коэффициенты уравнения плоскости проходящей через три точки), определяются координатами ее вершин [2, 3]:

$$A_{f(j)} = (y_{v(B)} - y_{v(A)})(z_{v(C)} - z_{v(A)}) - (y_{v(C)} - y_{v(A)})(z_{v(B)} - z_{v(A)}), \quad (8)$$

$$B_{f(j)} = -(x_{v(B)} - x_{v(A)})(z_{v(C)} - z_{v(A)}) - (x_{v(C)} - x_{v(A)})(z_{v(B)} - z_{v(A)}), \quad (9)$$

$$C_{f(j)} = (x_{v(B)} - x_{v(A)})(y_{v(C)} - y_{v(A)}) - (x_{v(C)} - x_{v(A)})(y_{v(B)} - y_{v(A)}). \quad (10)$$

При невыполнении условий (5) - если хотя бы один из углов будет больше 90° (тупой угол), проекция точки M лежит за пределами основания

ABC (треугольной грани, ограниченной ребрами $Edge(x_{e1}, y_{e1}, z_{e1}, x_{e2}, y_{e2}, z_{e2})$, представленной на рис. 5).

Тогда погрешность Δ_{error} определяется как наименьшее значение из расстояний от точки M до ребер треугольников смежных с ближайшей вершиной. Это соответствует задаче определения расстояния от точки до отрезка. Рассмотрим задачу на примере ребра AB . Возможны три ситуации, определяемыми следующими условиями для уравнений (15)-(17):

$$l_i e(n) = \begin{cases} (15) & \text{если } \angle MAB \leq 90^\circ \text{ и } \angle MBA \leq 90^\circ; \\ (16) & \text{если } \angle MAB > 90^\circ \text{ и } \angle MBA < 90^\circ; \\ (17) & \text{если } \angle MAB < 90^\circ \text{ и } \angle MBA > 90^\circ. \end{cases} \quad (11)$$

Углы $\angle MAB$, $\angle MBA$ можно определить по теореме косинусов [2]:

$$\angle MAB = \arccos\left(\frac{l_{MA}^2 + l_{AB}^2 - l_{MB}^2}{2l_{MA}l_{AB}}\right), \quad (12)$$

$$\angle MBA = \arccos\left(\frac{l_{MB}^2 + l_{AB}^2 - l_{MA}^2}{2l_{MB}l_{AB}}\right), \quad (13)$$

где: l_{MA} , l_{AB} , l_{MB} – расстояния между точками MA , AB , MB , соответственно.

С учетом уравнений (12) и (13) система условий примет следующий вид:

$$l_i e(n) = \begin{cases} (15) & \text{если } l_{MA}^2 + l_{AB}^2 - l_{MB}^2 \geq 0 \text{ и } l_{MB}^2 + l_{AB}^2 - l_{MA}^2 \geq 0; \\ (16) & \text{если } l_{MA}^2 + l_{AB}^2 - l_{MB}^2 < 0 \text{ и } l_{MB}^2 + l_{AB}^2 - l_{MA}^2 \geq 0; \\ (17) & \text{если } l_{MA}^2 + l_{AB}^2 - l_{MB}^2 \geq 0 \text{ и } l_{MB}^2 + l_{AB}^2 - l_{MA}^2 < 0. \end{cases} \quad (14)$$

Первая ситуация возникает при условии пересечения перпендикуляра проведенного от точки M с ребром $AB \Rightarrow \angle MAB \leq 90^\circ$ и $\angle MBA \leq 90^\circ$ в (11) и (14), тогда погрешность определяется как расстояние от точки до линии [2]:

$$l_i e(AB) = \frac{\sqrt{\left[\frac{y_{sp(i)} - y_{v(A)}}{y_{v(B)} - y_{v(A)}} \cdot \frac{z_{sp(i)} - z_{v(A)}}{z_{v(B)} - z_{v(A)}} \right]^2 + \left[\frac{z_{sp(i)} - z_{v(A)}}{z_{v(B)} - z_{v(A)}} \cdot \frac{x_{sp(i)} - x_{v(A)}}{x_{v(B)} - x_{v(A)}} \right]^2}}{\sqrt{\left[\frac{x_{sp(i)} - x_{v(A)}}{x_{v(B)} - x_{v(A)}} \cdot \frac{y_{sp(i)} - y_{v(A)}}{y_{v(B)} - y_{v(A)}} \right]^2 + \sqrt{\left(x_{v(B)} - x_{v(A)} \right)^2 + \left(y_{v(B)} - y_{v(A)} \right)^2 + \left(z_{v(B)} - z_{v(A)} \right)^2}}}. \quad (15)$$

Вторая ситуация возникает при условии когда перпендикуляр из проекции точки не пересекает ребро треугольника. Если один из углов $\angle MAB$, $\angle MBA > 90^\circ$, тогда имеет место ситуация, когда ближайшее расстояние до отрезка равно расстоянию до ближайшей вершины.

При условии $\angle MAB > 90^\circ$ и $\angle MBA < 90^\circ$ в (11) и (14), ближайшее расстояние будет соответствовать длине отрезка MA :

$$l_i v(A) = \sqrt{\left(x_{sp(i)} - x_{v(A)} \right)^2 + \left(y_{sp(i)} - y_{v(A)} \right)^2 + \left(z_{sp(i)} - z_{v(A)} \right)^2}, \quad (16)$$

где: $x_{v(A)}$, $y_{v(A)}$, $z_{v(A)}$ - координаты вершины A ; $x_{sp(i)}$, $y_{sp(i)}$, $z_{sp(i)}$ - координаты точ-

ки M .

При условии $\angle MAB < 90^\circ$ и $\angle MBA > 90^\circ$ в (11) и (14), ближайшее расстояние будет соответствовать длине отрезка MB :

$$l_{i_v(B)} = \sqrt{(x_{sp(i)} - x_{v(B)})^2 + (y_{sp(i)} - y_{v(B)})^2 + (z_{sp(i)} - z_{v(B)})^2}, \quad (17)$$

где: $x_{v(B)}$, $y_{v(B)}$, $z_{v(B)}$ - координаты вершины B .

В любом случае погрешность Δ_{error} определяется как наименьшее значение $l_{i_{e(n)}}$ для смежных граней ближайшей вершины к точке M :

$$\Delta_{error} = \min(l_{i_{e(n)}}), \quad (18)$$

где: $l_{i_{e(n)}}$ – расстояние от точки M до j -й треугольной грани, определяемое из (14) - (17).

На основе предложенной схемы и расчетных зависимостей предполагается выполнять статистический анализ погрешностей замены системы точек триангуляционной поверхностью. Практический опыт работы показывает, что при сравнении моделей обрабатывается большой объем данных (50 тыс. ÷ 20 млн. точек). Поэтому необходима разработка специального приложения для автоматизации сравнения и анализа моделей.

Выводы

Возможности существующего программного обеспечения не позволяют в полной мере выполнять углубленное статистическое исследование погрешности триангуляции моделей на основе системы измеренных точек, полученных путем сканирования на оптико-цифровых установках.

Предложенная схема анализа и расчетные зависимости для оценки точности триангуляционной модели позволяют автоматизировать процесс ее верификации по точечной модели и расширить возможности анализа данных.

Программная реализация разработанного подхода позволит выявить пути уменьшения погрешностей, возникающих на этапах триангуляции системы точек и устранения дефектов триангуляционной модели.

Список использованных источников: 1. Обратный инжиниринг промышленных изделий с использованием оптико-цифровой установки объемного сканирования Imetric Scan / В.Л. Добро-скок, С.И. Чернышов, Я.Н. Гаращенко [и др.] // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. - 2010. - Вип. 4. - С. 123-135. 2. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике. - М.: Наука, 1969. - 870 с. 3. Корн Г., Корн Т. Справочник по математике (для научных работников и инженеров). - М.: Наука, 1973. - 832 с.

Поступила в редколлегию 04.06.2012

Е. Н. Еремин, д-р техн. наук; А. С. Лосев; Д. Г. Кноль, Омск, Россия

НАПЛАВОЧНЫЙ МАТЕРИАЛ ДЛЯ УПРОЧНЕНИЯ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ

Наведено результати дослідження експлуатаційних властивостей мартенситно-старіючої сталі Fe-Ni-Mo-Cr-V-Si-Ti-Al з композиційною структурою, яка містить сполуки бору. Показано вплив боридів на теплостійкість композиційного матеріалу. Проаналізовано роль боридів в підвищенні термостійкості та зносостійкості наплавленого металу.

Приведены результаты исследования эксплуатационных свойств мартенситно-старяющей стали Fe-Ni-Mo-Cr-V-Si-Ti-Al с композиционной структурой, содержащей соединения бора. Показано влияние боридов на теплостойкость композиционного материала. Проанализирована роль боридов в повышении термостойкости и износостойкости наплавленного металла.

The results of analysis of operational properties of maraging steel of Fe-Ni-Mo-Cr-V-Si-Ti-Al type alloy with composite structure, hardened by boron compounds are demonstrated. Influence of borides on heat-resistance of a composite material is shown. The role of carbides in increase of thermal stability and wear resistance of deposited metal is analysed.

С усложнением условий деформирования, в частности, в связи с более широким применением различных технологий выдавливания, накатки, вытяжки и вырубки более твердых металлов, протекающих в условиях повышенных давлений и нагрева, значительно возросли требования, предъявляемые к работоспособности штампового инструмента [1].

В процессе горячего объемного деформирования металл гравюры штампа подвергается циклическому температурно-силовому воздействию. Оно вызывает упругую и упруго-пластические деформации материала штампа, оказывает прямое влияние на характер и интенсивность физико-химических процессов, протекающих в приконтактных объемах инструмента и ускоряющих его износ. Основными видами износа штампового инструмента являются: износ истиранием, износ под действием термических напряжений (разгарные трещины) и износ за счет пластической деформации (смятие).

Повышение стойкости штампового инструмента за счет изготовления его из износостойких сталей с точки зрения экономической целесообразности почти исчерпало свои потенциальные возможности. Известно, что доля изнашиваемого металла в массе всего инструмента составляет обычно не более 3... 10 %. Поэтому очевидно, что наиболее перспективны биметаллические инструменты, для рабочих частей которых применяют высокопрочные материалы, а в качестве основы используют недорогие конструкционные или низколегированные теплостойкие стали. Для получения такого инструмента используется наплавка. Процессы наплавки позволяют изготавливать не только новые штампы, но и дают возможность многократно ремонтировать изношенные инструменты при минимальных материальных затратах [2].

В настоящее время наиболее перспективными являются наплавочные материалы с эффектом вторичного твердения (в частности, мартенситно-старееющие стали), которые в состоянии после наплавки имеют невысокую твердость, что позволяет легко выполнить механическую обработку напавленного металла даже при сложной гравюре штампа. После соответствующей термической обработки (старения) у металла повышаются прочностные характеристики за счет выделения в нем ультрадисперсных интерметаллидов. Эксплуатационные свойства таких наплавочных материалов значительно превосходят свойства известных инструментальных сталей. В тоже время, в большинстве случаев данные материалы легированы дефицитными дорогостоящими элементами (кобальтом, вольфрамом), общее содержание которых может достигать 20%, что обуславливает их высокую стоимость и ограничивает применение [3].

Новые перспективы для разработки износостойких наплавочных материалов, в которых удачно сочетаются прочность, износостойкость и термостойкость, открывает переход к получению напавленного металла с композиционной структурой, состоящего из относительно мягкой матрицы (основы) и высокопрочных волокон, армирующих матрицу [4].

Установлено, что введение в мартенситно-старееющую сталь 0Н13М5Х4ФСТЮ тугоплавких соединений бора (B_4C , TiB_2 , CrB_2) способствует получению композиционной структуры, состоящей из железоникелевого мартенсита и карбоборидной эвтектики, образованной на базе карбоборида $(Fe, Ti, Mo)_3(C, B)$ и располагающейся в виде каркаса («скелета») [5].

Данная сталь в состоянии после наплавки обладает микротвердостью 460-495 HV, что позволяет удовлетворительно обрабатывать ее режущим инструментом не проводя операцию отжига. После отпуска при 500 °С в течение 1-2 часов происходит повышение микротвердости до 670-714 HV, за счет выделения мелкодисперсных интерметаллидных фаз Лавеса $(Fe, V, Si)_2(Mo, Ti)$ и высокопрочных труднорастворимых карбоборидных фаз $(Ti, Mo, Fe, V)_{23}(C, B)_6$ и $(Cr, Fe, Mo, Ti)_7(C, B)_3$.

В данной работе приведены результаты исследования теплостойкости, износостойкости при трении металла о металл и стойкость против образования трещин разгара (термостойкости) напавленного металла 0Н13М5Х4ФСТЮ с соединения бора (B_4C , TiB_2 , ZrB_2). Для сравнения также определялась теплостойкость, износостойкость и термостойкость напавленного металла полученного порошковой проволокой MAR 250 (0Н18К9М5ТЮ) фирмы LINCOLN ELECTRIC, штамповой стали 50ХНМ по ГОСТу 5950-73 и быстрорежущей стали P18 по ГОСТу 19265-73.

Результаты испытаний на теплостойкость, за критерий которой принимали отношение твердости металла после отпуска при температурах 450, 550, 650 и 750 °С к твердости после термической обработки на оптимальное упрочнение (ТООУ), приведены в таблице. Перед испытанием образцы из

штамповой стали 50XHM термически обрабатывались – закалка от 925 °С в масло, отпуск при 500 °С – 1 час. Термическая обработка образцов из быстрорежущей стали P18 включала: закалку от 1230 °С до 550 °С в смеси 50% CaCl₂ + 50% NaCl, а далее – на воздухе, и последующий трехкратный отпуск при 560 °С – 1 час. Образцы из мартенситно-старееющей стали отпускались при температуре 500 °С – 2 часа.

Таблица – Результаты испытаний на теплостойкость

Сталь	Твердость стали HRC после отпуска при температуре, °С			
	450	550	650	750
P18	64	62	54	34
50XHM	44	38	33	30
MAR 250	54	52	43	35
0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами	56	55	50	45
Сталь	Степень разупрочнения			
	$\frac{HRC\ 450\ ^\circ C}{HRC\ TOOU}$	$\frac{HRC\ 550\ ^\circ C}{HRC\ TOOU}$	$\frac{HRC\ 650\ ^\circ C}{HRC\ TOOU}$	$\frac{HRC\ 750\ ^\circ C}{HRC\ TOOU}$
P18	1,00	0,97	0,84	0,53
50XHM	0,96	0,83	0,72	0,65
MAR 250	1,00	0,96	0,80	0,65
0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами	1,00	0,98	0,89	0,80

Как показали исследования, наплавленный металл 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами по теплостойкости не уступает быстрорежущей стали P18 при температурах до 600 °С, а при более высоких температурах значительно превосходит как сталь P18, так и мартенситно-старееющую кобальтсодержащую сталь MAR 250 по данному показателю.

Такие значения теплостойкости исследуемых сталей можно связать с их различием в составе и характере упрочняющих фаз, а также предельной температурой фазовых $\alpha \leftrightarrow \gamma$ – превращений. Низкие значения теплостойкости штамповой стали 50XHM можно объяснить тем, что упрочнение данной стали происходит за счет карбида цементитного типа Me₃C, который обладает низкотемпературной стабильностью. Упрочнение быстрорежущей стали P18 происходит специальными труднорастворимыми карбидами Me₂C и Me₂₃C₆, что и предопределяет ее высокую теплостойкость при температурах до 600 °С. При более высоких температурах в данной стали происходит стабилизация аустенита, приводящая ее к резкому снижению твердости. Мартенситно-старееющая сталь MAR 250 упрочняется за счет интерметаллидных фаз Ni₃(Al, Ti) и (Fe, Co)₂Mo. При нагреве данной стали свыше температур оптимального старения (500 °С) происходит коагуляция упрочняющих интерметаллидных фаз за счет растворения более мелких частиц и стабилизация остаточного аустенита. Упрочнение стали 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами, в отли-

чие от обычных мартенситно-старееющих сталей, происходит за счет эффектов как интерметаллидного, так и дисперсионного упрочнения. Кроме этого введение боридов в данную сталь приводит к образованию карбоборидной эвтектики, имеющей скелетообразный характер и зернограничное расположение, и труднорастворимых карбоборидных фаз, которые повышают температуру рекристаллизации и замедляют диффузионные процессы при высоких температурах, тем самым значительно повышают теплостойкость.

Для испытаний на термостойкость была разработана методика, согласно которой из металла изготавливался испытуемый образец размером $20 \times 10 \times 10$ мм и фиксировался в специальной оправке, соприкасающейся непосредственно с головкой термопары. Чередование циклов нагрев – охлаждение осуществляли поворотом оправки с образцом на соответствующую позицию. Нагрев образцов осуществлялся пропановой горелкой до температуры $725 \text{ }^\circ\text{C}$ ($\pm 25 \text{ }^\circ\text{C}$), а охлаждение – водой посредством ее распыления из форсунки до температуры $50 \text{ }^\circ\text{C}$ ($\pm 10 \text{ }^\circ\text{C}$). Температура разогрева образцов фиксировалась потенциометром Термодат – 10К3/1УВ/2Р. За критерий оценки термостойкости принималось число теплосмен до появления первой видимой трещины. При этом определяли число циклов до трещинообразования по среднему значению для трех образцов одного состава. Кроме этого изучалась поверхность образцов после 50 теплосмен для установления характера развития термических трещин. Перед испытанием образцы из исследуемых сталей термически обрабатывались аналогично как перед испытанием на теплостойкость.

В результате испытаний на термостойкость образцы из сталей Р18 и 50ХНМ выдержали 1 и 4 теплосмены соответственно. Характер трещин на образцах из данных сталей – глубокие трещины, проходящие через всю плоскость образца (рис. 1). Низкая термостойкость сталей Р18 и 50ХНМ, объясняется тем, что на термические напряжения накладываются структурные напряжения, которые достигают значительной величины из-за высокого содержания углерода.

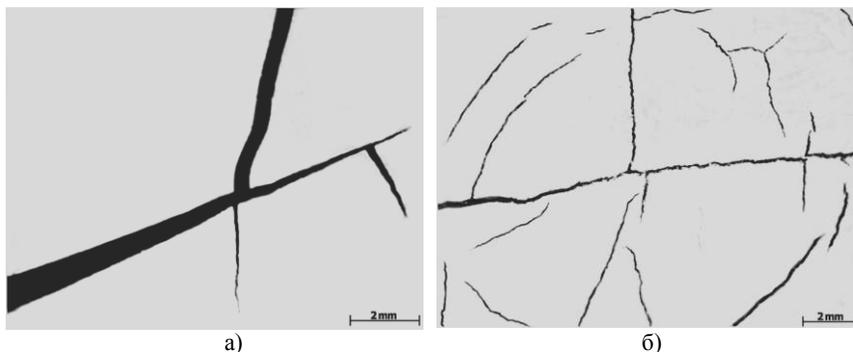


Рисунок 1 – Поверхность образцов после 5 теплосмен:
а) быстрорежущая сталь Р18; б) штамповая сталь 50ХНМ

В результате испытаний на термостойкость образцы из наплавленного металла MAR 250 и 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами выдержали, соответственно, 25 и 34 теплосмены. Необходимо отметить, что на образцах из наплавленного металла MAR 250 после 4-7 теплосмен после появления первой разгарной трещины, начинает развиваться сетка разгара, которая после 50 теплосмен охватывает всю поверхность образцов (рис. 2, а). Разгарные трещины на этих образцах характеризуются большими размерами и глубиной залегания. На поверхности образцов из наплавленного металла 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами даже после 50 теплосмен отсутствует сетка разгара, а разгарные трещины характеризуются относительно небольшой протяженностью (рис. 2, б).

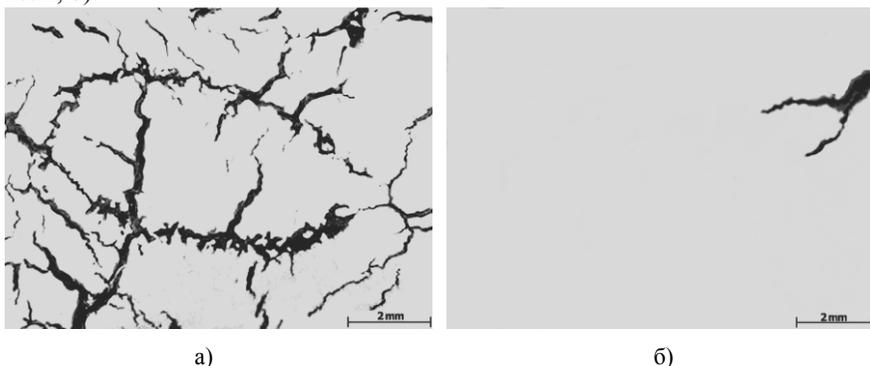


Рисунок 2 – Поверхность образцов из наплавленного металла после 50 теплосмен:
а) MAR 250; б) 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами

Высокую термостойкость образцов из мартенситно-стареющей стали по сравнению со штамповой сталью 50ХНМ можно объяснить тем, что при охлаждении данных образцов в них возникают структурные напряжения, значительно меньшие по величине, так как в данном случае образуется безуглеродистый никелевый мартенсит с небольшой степенью тетрагональности.

Для выявления различий в термостойкости исследуемых образцов из мартенситно-стареющих сталей проведены металлографические и дюрOMETрические исследования. Проведенные исследования показали, что у наплавленного металла MAR 250 после испытания на термостойкость микротвердость снижается до 305÷334 НВ, а структура металла представляет собой тростомартенсит с включениями δ -феррита и остаточного аустенита. Такие изменения структуры и твердости можно объяснить тем, что в условиях циклически изменяющейся температуры от 50 до 725 °С, происходит коагуляция упрочняющих интерметаллидных фаз за счет растворения более мелких частиц, что приводит к расслоению твердого раствора с образованием зон δ -феррита и стабилизации остаточного аустенита.

Для наплавленного металла 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами после испытания на термостойкость так же характерно снижение микротвердости до 447÷463 НV. Снижение твердости стали с боридами можно связать с упрочнением железо-никелевой матрицы, а именно с процессами коагуляции упрочняющих фаз. Однако в этом случае диффузионные процессы, вследствие присутствия труднорастворимых карбоборидных фаз и карбоборидной эвтектики, протекают значительно медленнее, и твердость композиционного материала остается на достаточно высоком уровне. Кроме того, замкнутый характер карбоборидной эвтектики ограничивает развитие разгарных трещин, что и определяет высокую термостойкость наплавленного металла 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами.

Износостойкость сталей определяли на машине трения ИИ 5018 при сухом трении по схеме «диск – колодка» (материал диска – сталь У7, твердость 63 HRC; нагрузка на образец 600 Н, скорость вращения диска 0,26 м/с). Весовой износ образцов регистрировался после каждых 6 мин. испытаний (100 м) на общем пути трения 400-420 м. Измерение величины износа образцов осуществлялось весовым методом с использованием аналитических весов А&D HR-200. Погрешность измерения массы образца составляла 0,5 мг.

Как показали эксперименты, наплавленный металл 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами в состоянии после наплавки превосходит по износостойкости 50ХНМ в 14 раз и MAR 250 в 8 раз. После старения мартенситно-старяющаяся сталь 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами не уступает по износостойкости быстрорежущей стали P18, значительно превосходит 50ХНМ и MAR 250 (рис. 3).

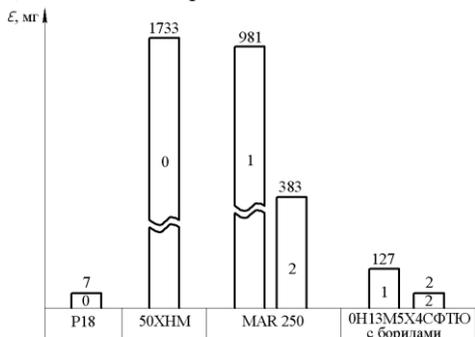


Рисунок 3 – Износостойкость сталей:

0 – после закалки и отпуска; 1 – после наплавки; 2 – после старения (при 500 °С – 2 ч.)

Изучение топографии поверхностей образцов после испытания на износостойкость с помощью оптического интерферометра Zygo NewView TM 7300 показало, что преобладающий механизм их изнашивания – преимущественно абразивный. Отличительной чертой профилограмм поверхности износа образцов из наплавленного металла 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами является наименьшее значение среднеквадратичная величина шероховатости (rms) по сравнению с образцами и других сталей (рис. 4).

Высокую износостойкость и характер поверхности износа образцов из мартенситно-старееющей стали 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами можно объяснить тем, что в наплавленном металле карбоборидная эвтектика, которая, располагаясь в виде каркаса между кристаллами железоникелевого мартенсита, воспринимает часть нагрузки от удельных давлений и контактного взаимодействия и рассредоточивает ее на большую площадь поверхности. Кроме того, при трении бориды играют роль твердой смазки, что увеличивает стойкость наплавленного металла против задираания, работающего в условиях истирания.

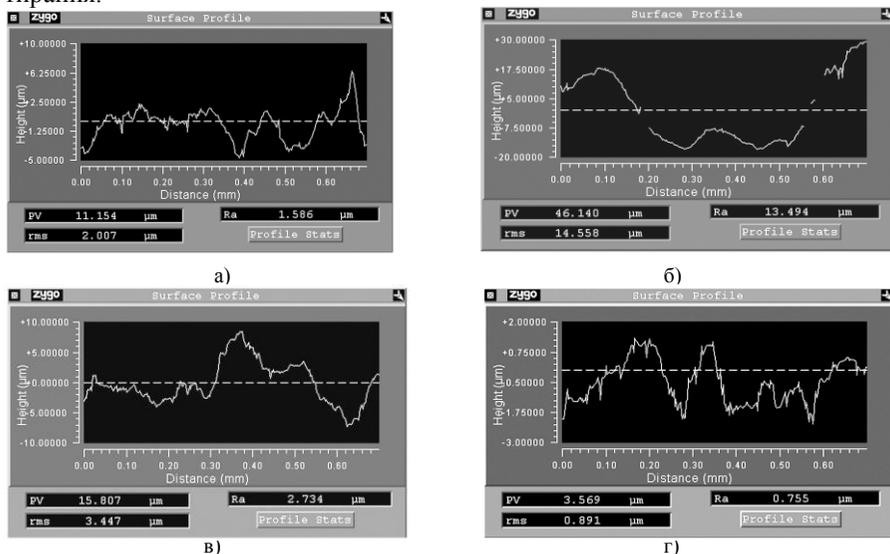


Рисунок 4 – Профилограммы поверхности износа:

а) P18; б) 50ХНМ; в) MAR 250; г) 0Н13М5Х4ФСТЮ с боридами

Таким образом, введение боридов (В4С, TiB2, ZrB2) в мартенситно-старееющую сталь 0Н13М5Х4ФСТЮ, обеспечивает значительное повышение ее теплостойкости, износостойкости и термостойкости. Применение данной стали, в качестве наплавочного материала, позволит существенно повысить работоспособность штамповой оснастки и узлов металлургического оборудования, работающих в условиях многократно изменяющихся температур.

Список использованных источников: 1. Гурьев, А. М. Новые материалы и технологии для литых штампов / А. М. Гурьев. – Барнаул : Изд-во АлГТУ, 2000. – 216 с.; 2. Соколов, Г. Н. Наплавка износостойких сплавов на прессовые штампы и инструмент для горячего деформирования сталей / Г. Н. Соколов, В. И. Лысак. – Волгоград : ВолГТУ, 2005. – 284 с.; Еремин, Е. Н. Повышение износостойкости ножей для поперечной разрезки горячего металла / Е. Н. Еремин, Ю. О. Филиппов, А. Е. Еремин // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. – 2007. – №10. – С. 37–39; 4. Геллер, Ю. А. Инструментальные мартенситностарееющие стали системы Fe-Ni-Co-Mo / Ю. А. Геллер, Л. С. Кремнев, В. А. Линник // МиТОМ. – 1976. – №5. – С. 11–14; 5. Уманский, А. П. Композиционный материал на основе карбонитрида титана со связкой железо – хром / А. П. Уманский // Порошковая металлургия. – 2001. – № 11–12. – С. 113–117.; 6. Лосев, А. С. Исследование влияния боридов на структуру и свойства мартенситно-старееющей стали / А. С. Лосев, Е. Н. Еремин // Омский научный вестник. – 2011. – № 1. – С. 29–33.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

O. Szabó, Associate Professor Dr., Miskolc, Hungary

STABILITY CRITERIA FOR CUTTING INSERT AND GRAINS OF SUPER-HARD TOOLS

Failure of cutting tools may be the result of the continual wear, although their productivity can also be loosen due to hack, fracture, shelling or other causes, so generally because of breakage. The embedding of the grain to the binding material is also similar to the fixation (brazing etc.) of a super-hard insert tool with definite edge-geometry (diamond, cubic boron nitride). The productivity of the honing, grinding tools and other tools with bound grains (band grinders etc.) depends significantly on the cutting productivity of the active grains. The cutting productivity – beside other factors – depends also on the clamping stability of the grains into the binding material. The quantity and direction of the force that is necessary for the individual grains to break out of the binding material should be examined. The calculated values correlate well with the test results.

1. FAILURE OF CUTTING TOOLS WITH DEFINITE AND INDEFINITE EDGE-GEOMETRY

Tools of turning

For super-hard (diamond and cubic boron nitride) cutting tools with definite or standard edge-geometry, the cutting edge (possibly several edges) is found on the operating part of super-hard material [4]. The super-hard material inserts are fixed, brazed or glued into the corner of the hard metal tips or in the peak of the structural steel bit. The technology of brazing is so-called hard-brazing (Fig. 1.).

Frequent deterioration of super-hard tools is caused beside the tear-and-wear by hack, fracture, notch of the super-hard material, or by its break out from the brazing or gluing seat. The worn tools can be renewed only in a limited extent. The fractured, ragged super-hard inserts and those which broke out of the seat cannot be renewed anymore.

According to the long-term industrial statistic data, the cutting capacity of the tools in 60 to 75% is loosen due to normal abrasive wear. Conversely, fracture, hack and break out ensued the outwear at 25 to 34% of the tools.

Some of the ultra precision turning tools are made of high quality, natural diamond. Their price is at least 450 ... 600 USD. Clamping of these diamond inserts is also made by brazing, or some times by gluing or in a mechanic way. To avoid the break out of the diamond insert is therefore even more important than that in other cases. Thus the resolution of mechanical preconditions and strength criteria is essential.

Regulating, grinding- and honing tools

Super-hard tools that regulate the grinding wheels (diamond one-grain regulators, multi-grain regulating pencils, regulating rolls etc.) may be generally out of the following three types (Fig. 2.):

- one-grain regulators with diamond or cubic boron nitride particles,

- multi-grain regulating pencils, rolls,
- multi-grain regulating rollers.

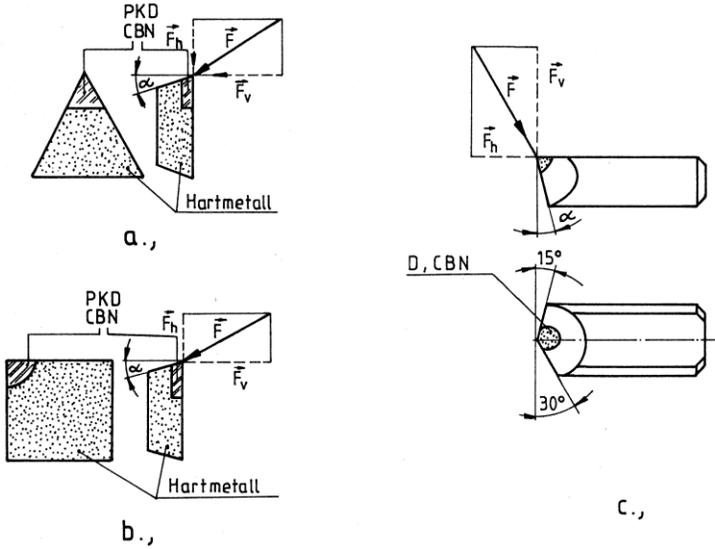


Figure 1 – Super-hard tools (insert) with definite edge-geometry: a, and b, polycrystalline artificial diamond (PAD) or cubic boron nitride (CBN) changing tips; c, natural diamond (D) or turning tool made of cubic boron nitride (CBN).

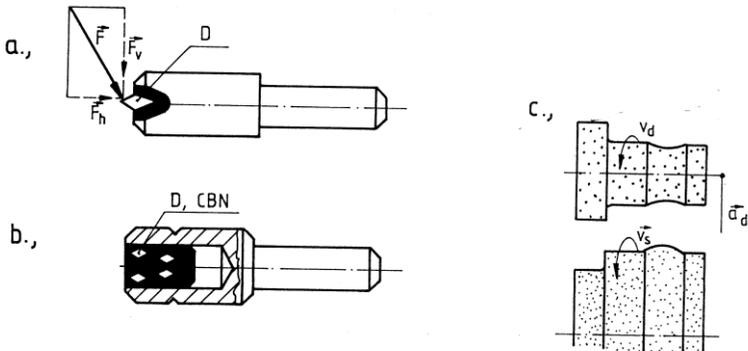


Figure 2 – Super-hard particles for grinding wheel's regulation: a, one-grain diamond; b, regulator pencil made of diamond or cubic boron nitride; c, diamond regulator roll (with grinding wheel).

The wear, fracture and break out of super-hard grains in the regulating tools caused by cutting pressure forces is similar to the wear out of the tools with normal edge-geometry.

The latter ones are the so-called multi-edge tools with indefinite or irregular edge-geometry. The grinding wheels, honing bars, band grinders belong to this group.

It can be concluded that the loading of a super-hard tool with definite edge-geometry or that of the individual cutting grains of a tool with indefinite edge-geometry is analogous respectively to the cutting force (main cutting force) and the force effecting to one grain (Figs. 1. and 2.). They could be discussed by a similar model. To impose generalisation, a tool with definite edge-geometry and one of its grain in cutting situation will be examined in the followings.

Thus the so-called one-grain cutting model can be obtained. It is not necessary to prove the adequacy of the one-grain model and the actual cutting grain. The one-grain case is analogous with the one-edge cutting tool with definite edge-geometry.

The binding material of the cutting grains functions as an elastic bedding. A similar situation occurs at the gluing or brazing of the super-hard cutting particle. Compared to the binding or gluing material, the cutting grains and the cutting inlet behave as an absolute rigid body.

2. STABILITY OF THE ACTIVE SUPER-HARD GRAINS OR INSERT

Frequent break out or fracture of the cutting grains from the binding material will cause rapid wear of the tool. The stability of the grains fixed in the binding material depends on the force effecting to the grains as well as on the mechanical and geometrical properties of the grain - binding material system.

To investigate the grain or cutting insert - binding material system, the Winkler-hypothesis was applied [1,2, 3,5].

According to the Winkler-hypothesis, a solid with six-degree of freedom may be considered as a system with three-degree of freedom in case of elastic embedding.

Investigating the load to a single grain at the start of cutting, it can be stated that the loading will increase approximately linearly from $t=0$ moment until the $t=t_1$ moment. Until this moment the grain will separate a chip with h_c width. It is supposed that the grain in question can be characterised by the average size and geometry of the grains (Fig. 3.).

The main average properties are as follows:

d – grain size,

h – protrusion height of the grain above the binding material level,

φ – rake angle of the grain,

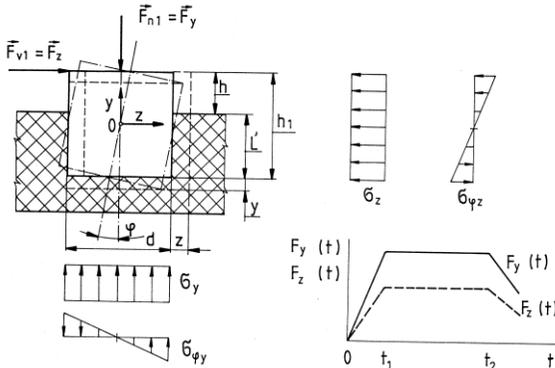


Figure 3 –Mechanical model of the grain - binding material system and the change of forces arising on the grain as a function of time

At a moment $t=t_1$, the cutting pressure forces on the grain are , (Fig. 3.). Furthermore, it can be supposed that until the grain is in cutting position, the force components remain constant, and at the end of cutting, after the moment $t=t_2$, the cutting pressure forces will decrease linearly to zero.

The investigated grain (modelling with a cube in the system of axes) influenced by forces – according to the three-degree of freedom – will be displaced by an y and z values and will turn off by φ angle. The possible displacements and turnings off will be small.

To formulate the model of the interactions of the grain - binding material system, the following conditions were presumed:

- the (super-hard) grain is an absolute rigid body,
- the above mentioned, concentrated cutting pressure forces will take place,
- the effect of cutting temperature is not important, shall be neglected,
- because of the wear of the tool, the h_1 size will decrease, however, the size-change of the grain (wear) is negligible,
- the binding material of the grain is homogenous and elastic, its rigidity can be characterised by a K value.
- the protrusion height of the grains above the binding material (at a given grain size) is h ,
- the height distribution of the grains above the binding material follows the Gauss-distribution,
- the grain will turn around the centre of gravity by φ angle,
- the origo of the system of axes (0) and the centre of gravity of the grain are identical,
- the rigidity is determined as a force causing a unit displacement in the direction of the force.

The grain is considered as a mass that appears in the elastic bedding and for which the Winkler-hypothesis is relevant. According to the hypothesis, reaction force of the bedding (binding material) is proportional to the turns, and the dynamic equilibrium of the grain can be described in the most general way by means of the following equation system:

$$F_{n1} = F_y(t) = m \frac{d^2 y}{dt^2} + a_1 \cdot y \quad (1)$$

$$F_{v1} = F_z(t) = m \frac{d^2 z}{dt^2} + a_2 \cdot z + a_3 \cdot \varphi \quad (2)$$

$$F_{v1} = F_z(t) \cdot \left(h_1 - \frac{L}{2} \right) = \Theta \cdot \frac{d^2 \varphi}{dt^2} + a_4 \cdot z + a_5 \cdot \varphi \quad (3)$$

where y , z , and φ are the requested displacements and turning values; m – mass of the grain; Θ – moment of inertia to the 0 point (centre of gravity) of the grain; h_1 , L' – sizes that can be obtained from figure; a_1 , a_2 , a_3 , a_4 , a_5 – constants that belong to the displacements and turning off.

Resolution of the system of equations should be examined in the following two time intervals:

$$0 \leq t \leq t_1 \quad (4)$$

$$t_1 \leq t \leq t_2 \quad (5)$$

The mathematical resolution yields the followings [1,2,5].

3. CONCLUSION

Considering the wear of the tool, a distinction should be made between the wear of the grain and the wear of the binding material. As the grain wears, dulls, the cutting pressure force will increase. Meanwhile the strain will also increase. The strain will reach the σ_{kr} value and then exceeding it the grain will break out of the binding material. If the wear of the binding material is quick, the clamping length of the grain into the binding material (L') decreases, however, the strain increases. If this strain overrides the critical value, the grain turns out of the binding material. At this moment the sharp or slightly worn grains will turn out of the binding material and the specific abrasive consumption and operation costs will increase.

The intensive wear of the binding material could be a consequence of such a technological setting in that the binding material continuously makes contact, rubs with the material separated from the workpiece or with the surface to be machined or with the worn parts arising from the grains. The wear of the binding material becomes faster due to such abrasive effects.

The rate of wear of grain and binding material should be approximately the same. This depends not only on the features of the tool (grain, binding material etc.), but also on the conditions of machining. Therefore the strength of binding material – hardness of binding – should be in accordance with the wear of the grain to ensure the self-sharpening of the tool.

The binding material with too great strength (hard binding) will not release the worn grains, despite the cutting pressure force on them will increase. In this case the

$$\sigma_{zB} < \sigma_{kr} \quad (6)$$

relation holds in each moment. If self-sharpening of the tool is not ensured, it only presses, rubs the surface to be machined. Separation of the material becomes slower and then terminates. On the active part of the tool, practically worn grains could only be observed, separation of which requires an extra regulating operation. Finally, decrease of productivity and deterioration of roughness will result, the operation cost increases.

In case of binding material with too little strength (soft binding), the not worn grains will turn out of the binding material, the specific abrasive consumption increases.

The criteria formulated above is also holds in case of super-hard tip with definite edge-geometry. The tip will be fixed e.g. by hard brazing, for which the same is relevant than that to the binding material and to its strength.

The calculated values correlate well with the test results (within 5% deviation).

ACKNOWLEDGEMENT

The author thanks for the OTKA T48760 thematic grant, which made possible to complete this research work. 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. Ponomarjov, Sz.D. (Editor): *Szilárdsági számítások a gépészetben*. Vol.3. Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1965. 484.p. 2. Rüdiger, D. - Kneschke, A.: *Technische Mechanik*. Band 2. Festigkeitslehre. B.G. Teubner Verlagsgesellschaft, Leipzig, 1965. 397.p. 3. Zaharenko, I. P. – Ahundov, E. A.: *Ob usztojcsivoszti zerez v szvjazke slifovalnava kruga*. Szinteticszeszkije almazü. Kiev 1978. 6. pp. 24-28. 4. Kunderák, J. – Grabchenko, A. I. – Zubar, V. P.: *Cutting of internal surfaces with CBN tools* (In Russian) Advanced technologies in production engineering Kharkov, 2006 vol. I.pp.147-156. 5. Szabó, O.: *Stability criteria and break out of grains of super-hard of grinding tools*. Journal of Materials Processing Technology, Volumes 155-156, 2004. pp. 2007-2010.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

В.П. Зубарь, Г.И. Ищенко, М.В. Чопенко, Харьков, Украина

К ВОПРОСУ О РАБОТОСПОСОБНОСТИ ЛЕЗВИЙНОГО ИНСТРУМЕНТА С ПОКРЫТИЯМИ

У статті розглянуті причини підвищення стійкості лезового інструменту з зносостійкими покриттями. Показана роль загальмованого шару, що виникає на поверхні інструменту в процесі різання на його стійкість. Показано так само роль тонкоплівкового покриття в міцному утриманні загальмованого шару на інструменті.

В статье рассмотрены причины повышения стойкости лезвийного инструмента с износостойкими покрытиями. Показана роль заторможенного слоя, возникающего на поверхности инструмента в процессе резания на его стойкость. Показано так же роль тонкопленочного покрытия в прочном удержании заторможенного слоя на инструменте.

The mechanism of increase of wear resistance of film coated tools have been discussed. The prospects of usage of film coating on cutting tools were demonstrated.

Практически весь выпускаемый сегодня лезвийный инструмент имеет на рабочих поверхностях защитные покрытия, повышающие его износостойкость. При этом покрытия у различных изготовителей весьма разнообразны – от простых однослойных до сложных многослойных. Рекомендации по применению того или иного инструмента с различными покрытиями так же разнообразны.

Анализ различных литературных источников показывает, что объяснений механизма повышенной износостойкости инструмента с покрытиями так же много. Однако многие из этих объяснений не могут убедительно ответить на вопрос – почему такое тонкое покрытие 3 – 10 мкм, причем находящееся в очень сложных условиях процесса резания, так существенно влияет на стойкость инструмента? Почему повышается стойкость инструмента без покрытия, но поверхности которого подверглись ионной «обдирке» перед нанесением покрытия? Здесь очевидно, что объяснение о том, что происходит залечивание микротрещин на поверхности инструмента при «обдирке», не может объяснить природу такого повышения стойкости.

Для более полного объяснения повышения износостойкости инструмента с покрытиями следует рассмотреть особенности процесса резания таким инструментом.

Как известно, при лезвийной обработке наростообразующих материалов на передней поверхности инструмента в определенном скоростном интервале образуется нарост, причины, образования которого хорошо объясняет схема резания предложенная Н.Н. Зоревым:



Рисунок 1 – Нарост на резце

Данная схема резания показывает обязательность наличия заторможенного слоя, который в зависимости от градиента температур может вырастать высоким наростом Рис 1, либо вырождаться в тончайший слой неподвижного металла. На Рис. 2 приведена известная зависимость высоты нароста от скорости резания.

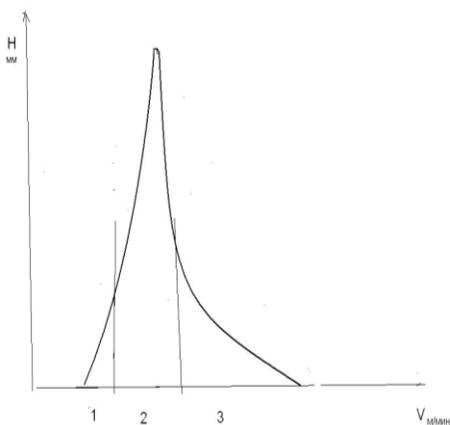


Рисунок 2 – Зависимость высоты нароста от скорости резания

Как видно из рисунка с ростом скорости резания v , а, следовательно температуры уплотненный слой – нарост – растет достигая во втором интервале скоростей резания наибольшей величины. При этом площадь контакта, через которую подводится тепло, становится меньше площади, через которую тепло отводится в инструмент. Первая и вторая скоростные зоны соответствуют неустойчивому состоянию нароста. Нарост здесь может часто срываться. В этих зонах частота срывов нароста может достигать сотен и даже тысяч в секунду. Колебания v , вызванные срывами нароста, заклинивание нароста между обрабатываемой поверхностью и режущей кромкой – интенсифицируют износ инструмента.

В третьем скоростном интервале нарост в значительной степени вырождается и стабилизируется, превращаясь в сравнительно тонкий заторможенный слой толщина которого составляет десятки и сотни микрометров. Характерной особенностью этого заторможенного слоя является то, что его поверхность со стороны инструмента сравнительно неподвижна. Поверхность же со стороны стружки благодаря внутреннему трению разогрета больше чем прилегающая со стороны инструмента, находится в состоянии эвтектики и непрерывно обновляется. Устойчивость заторможенного слоя в третьей скоростной зоне и предопределяет повышенную работоспособность инструмента. На Рис. 3 показана известная зависимость ресурса режущего инструмента (длины пути

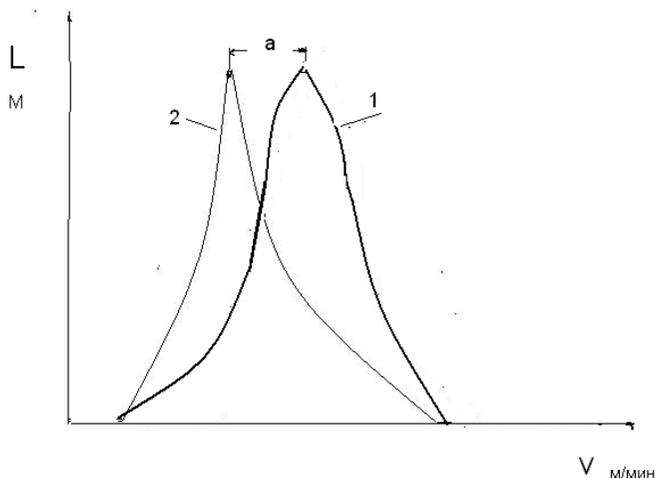


Рисунок 3 – Зависимость ресурса режущего инструмента L от скорости резания (кривая 1) и, для сравнения высота нароста H (кривая 2).

резания) от скорости резания (кривая 1) Для сравнения здесь же приведена зависимость высоты нароста от скорости резания из Рис 1 (кривая 2) Как видно из рисунка наивысший ресурс инструмента ($L = \max$) соответствует третьей зоне – зоне устойчивого заторможенного слоя. Расстояние между максимумами кривых ресурса инструмента и наростообразования (a) зависит от теплопроводности режущего инструмента. Таким образом, износостойкость режущего инструмента в значительной мере зависит от прочности удержания заторможенного слоя на поверхности инструмента.

Как показали многочисленные наблюдения, на поверхности режущего инструмента с покрытием часто остается заторможенный слой, прочно удерживаемый покрытием. Отсюда можно сделать вывод о том, что адгезионная связь заторможенного слоя с покрытием выше, чем с поверхностью непокрытого резца. Это вытекает из предпосылки, что высокая адгезия ювенильной поверхности вновь образованного металла с сильно дефектной поверхностью покрытия образуют прочную связь, хорошо удерживающую заторможенный слой, который в свою очередь предохраняет инструмент от износа. Из рассмотрения Рис. 3 видно, что чем толще заторможенный слой, тем выше ресурс инструмента, однако и тем вероятнее срывы этого слоя. Вот почему при спокойном резании возможно получать больший эффект применяя покрытия. Это хорошо подтверждается практикой. Так на массовых операциях - отрезке колец из стали ШХ15 отрезные резцы с покрытием показывали весьма большую стойкость.

По нашему мнению, к существующим на сегодняшний день объяснениям повышенной износостойкости режущих инструментов с покрытиями, может быть добавлено еще и рассмотренное выше.

Список использованных источников: 1. Зубарь В. П., и др. К вопросу о работоспособности режущего инструмента с покрытиями// Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць. – Вип. 3. – Харків : НТУ «ХПІ», 2009. – С. 145–147.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

В.І. Кальченко, д-р техн. наук, В.В. Кальченко, д-р техн. наук,
А.В. Кологойда, Чернігів, Україна

ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ЗАТОЧУВАННЯ ГОЛЧАСТОЇ ПОВЕРХНІ БАРАБАНІВ ТА ВАЛИКІВ ТЕКСТИЛЬНИХ МАШИН

Запропоновано новий спосіб заточування голчатої поверхні барабанів та валиків текстильних машин двома брусками з різною зернистістю, що забезпечує виконання чорнової та чистої обробки за один прохід та покращує якість заточки. При обробці за новим способом у результаті руху брусків у площині формоутворення виключається похибка твірної. По периметру голки утворюється фаска, що виключає появу задирки, яка призводить до обриву вовни та збільшує відсоток випуску бракованої продукції.

Предложен новый способ заточки игольчатой поверхности барабанов и валиков текстильных машин двумя брусками с разной зернистостью, что дает возможность проводить черновую и чистовую обработку за один проход и улучшает качество заточки. При обработке новым способом в результате движения брусков в плоскости формообразования исключается появление погрешности образующей. По периметру иголки образуется фаска, что исключает появление заусенцев, которые приводят к обрыву шерсти и выпуску брака.

A new method of grinding the surface of the needle-like drums and rollers of textile machines with two bars with different grain size, which makes it possible to carry out roughing and finishing in one pass, and improves the quality of sharpening. When processing a new way as a result of the motion in the plane of the bars forming the appearance of error is eliminated generator. Along the perimeter of the needle bevel is formed, which prevents the appearance of rough edges, which lead to breakage and production of wool marriage.

На підприємствах, які виготовляють вироби із вовни широко застосовуються чесальні агрегати, головними складовими яких є подаючі й чесальні барабани та робочі валики, що працюють в парі з ними. Барабани виробляють діаметром від 900 мм (фірма «Vefama», Польща) до 3,5 м («Ostig», Італія), робочі валики – діаметром до 240 мм. В процесі роботи голчата поверхня барабанів та валиків чесальних машин зазнає фрикційного зносу, у результаті якого знижується якість вихідної продукції. Для відновлення необхідних характеристик робочої поверхні подаючого та чесального барабанів здійснюють їх заточування не знімаючи з агрегату, а робочі валики переносяться і шліфуються на круглошліфувальних верстатах.

За відомими методами, заточування торців вигнутих циліндричних голок барабанів 4, 6 (рис. 1) та валиків текстильних машин, здійснюють валиком, обтягнутим абразивною стрічкою або шліфувальним кругом 1 [1], при цьому осі обертання інструмента 2 та оброблюємих поверхонь 3, 5 не лежать у одній горизонтальній площині в результаті чого виникає їх перехрещення. Теоретичні та експериментальні дослідження показали, що прогин циліндричної напрямної 7 від власної ваги та з урахуванням маси шліфувальної голівки у середній її частині становить близько 0,18 мм. Таким

чином, конструктивні особливості процесу обумовлюють виникнення похибки твірної у вигляді ввігнутої кривої, що при подальшій роботі чесального агрегату збільшує відсоток браку.

При заточці голчастої поверхні барабанів та валиків текстильних машин циліндричним інструментом робочий елемент голки – її кінчик, має форму еліпса (рис. 1, А, В), розміри більшої піввісі якого залежать від кута нахилу голки під час обробки.

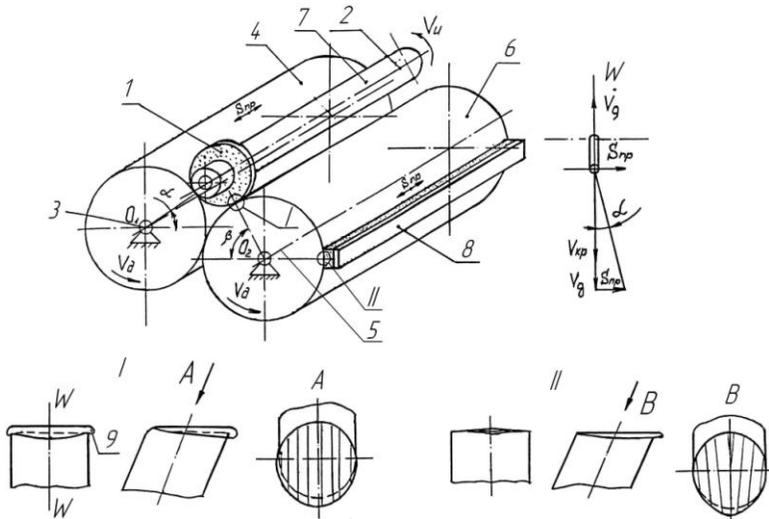


Рисунок 1 – Схема шліфування торців голок робочих барабанів периферією шліфувального круга

Кут нахилу α результуючої швидкості різання відносно площини W , що співпадає з нахилом голок гарнітури і проходить через вісь заточуємої голки, можна визначити з рівняння

$$\alpha = \arctg \frac{\pm S_{np}}{V_{kp} + V_d}, \quad (1)$$

де V_{kp} , V_d , S_{np} – швидкості шліфувального круга, деталі та повздовжньої подачі.

Підставивши в рівняння 1 граничні значення параметрів режимів різання, які застосовуються на практиці ($V_k = 20 \dots 35 \text{ м/с}$, $V_d = 1 \dots 1,2 \text{ м/с}$, $S_{np} = 200 \dots 1200 \text{ мм/хв}$), отримаємо межі зміни кута $\alpha = \pm(3^\circ \dots 10^\circ)$. Практично напрям результуючої швидкості заточування співпадає з нахилом голок гарнітури і знаходиться в площині W їх нахилу.

При заточуванні голчастої поверхні в зоні контакту інструмента і голок виникають високі температури, у результаті чого торці голок оплавляються і деформований метал виноситься на їх кінчики, утворюючи задирку. Виступаючи за номінальний діаметр голки задирика, в процесі роботи спричинює розрив вовни, що призводить до випуску бракованої продукції.

За існуючими технологіями задирика 9 частково знімається в наслідок реверсивного руху шліфувальних брусків 8 вздовж осі 5 барабана 6 (рис. 1).

Кут нахилу α_1 результуючої швидкості заточування відносно площини W визначається з рівняння

$$\alpha_1 = \arctg \frac{\pm S_{np} \pm V_o}{V_\partial}, \quad (2)$$

де V_o , S_{np} , V_∂ – швидкості поступального руху брусків 8 вздовж осі 5 валика, повздовжньої подачі і обертання деталі.

Підставивши в рівняння 2 граничні значення параметрів режимів різання, які застосовуються на практиці ($V_o = 1...4$ м/мин, $V_\partial = 1...1,2$ м/с, $S_{np} = 200..1200$ мм/хв), отримаємо межі зміни кута $\alpha_1 = \pm(0...5^\circ)$. Реверсивний характер поступального руху планки з брусками накладає обмеження на використання великих швидкостей осцилюючого руху V_o , оскільки в період зміни напрям руху брусків в системі виникають великі інерційні навантаження. Напрямок результуючої швидкості заточки відхиляється від площини W нахилу голок до 5° , тому цей спосіб не забезпечує видалення задирок на бічних поверхнях голки. Задирика на кінчику голки за цим методом заточування залишається.

Метою даної роботи є розробка та обґрунтування доцільності використання нового способу заточки голчастої поверхні барабанів та валиків текстильних машин.

Запропоновано новий спосіб обробки голчастої циліндричної поверхні торцем бруска, який забезпечує підвищення якості та продуктивності заточування поверхні барабанів та валиків текстильних машин [2].

При заточці голчастої поверхні валика радіусом R , його встановлюють у центри верстата (рис. 2, а) і надають йому обертання зі швидкістю V_∂ навколо власної вісі та переміщення S_∂ вздовж осі OZ системи координат деталі $OXYZ$ (рис. 2, а). Брусок 2 (рис. 2) за допомогою двох кривошипів довжиною r (рис. 2, а), здійснює круговий поступальний рух у площині, паралельній XOZ зі швидкістю V_u . У початковому положенні його підводять до дотику з деталлю 1 по її твірній 3 і здійснюють подачу на врізання вздовж осі OY .

Радіус-вектор оброблюваної поверхні деталі \vec{r}_d може бути записаний таким чином:

$$\vec{r}_d = M6(\theta) \cdot M2(y_c) \cdot M3(z_c) \cdot M1(x_c) \cdot M5(\psi) \cdot M1(x_u) \cdot M2(y_u) \cdot M3(z_u) \cdot \vec{e}_4. \quad (3)$$

Система зв'язків:

$$z_c = p \cdot \theta \pm r \cdot \sin\psi; \quad p = S_0 / 2\pi; \quad y_c = R; \quad x_c = r \cdot \cos\psi; \quad (4)$$

$$\psi = \psi(\theta_1); \quad y_u = \text{const}; \quad \frac{\partial \vec{r}_{\partial u}}{\partial x_u} \times \frac{\partial \vec{r}_{\partial u}}{\partial z_u} \cdot \frac{\partial \vec{r}_{\partial u}}{\partial \theta} = 0,$$

де $M1, M2, M3$ – матриці лінійних переміщень вздовж осей X, Y, Z ; $M5, M6$ – матриці кутових поворотів навколо осей Y, Z [3]; \vec{e}_4 – радіус-вектор початку координат поточної точки поверхні; x_c, y_c, z_c – поточні координати початку координат O_u системи координат $O_u X_u Y_u Z_u$ бруска в системі координат деталі; r – радіус кругового поступального руху бруска в площині формоутворення; θ – кутовий параметр деталі; p – параметр гвинтового руху; S_0 – подача на оберт деталі; ψ – кут повороту бруска у площині формоутворення; x_u, y_u, z_u – координати точок робочої поверхні бруска в його системі координат; θ_1 – кут контакту голки 4 і бруска 2 (рис. 2, а):

$$\theta_1 = \arccos\left(\frac{R}{R + \delta}\right). \quad (5)$$

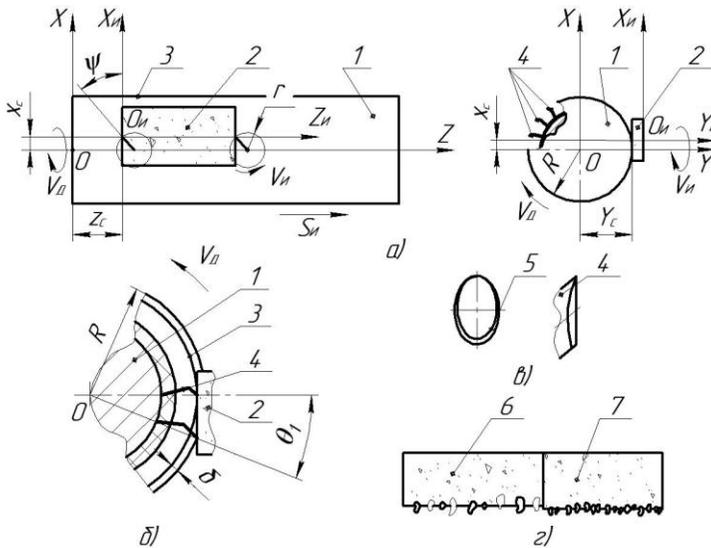


Рисунок 2 – Схема обробки циліндричної голчастої поверхні торцем бруска

З рис. 2, б зрозуміло, що для того щоб при знятті припуску δ на одній голці брусок здійснив не менш ніж один повний оберт, необхідно, щоб $\psi \geq 2\pi\theta_1$. У результаті обробки по периметру голки утворюється фаска 5, яка виключає появу задирок, що запобігає розриву вовни при роботі чесального агрегату.

Шліфувальний брусок (рис. 2, г) має різнозернисту структуру, що забезпечує виконання чорнкової та чистової обробки. Для чорнкової обробки доціль-

но використовувати термостійкий кубічний нітрид бору з розміром зерен 160 мкм (поз. 6), для чистового шліфування – мікропорошок кубаніту з розмірами 40 мкм (поз. 7).

Проведемо оцінку точності обробки голчастої циліндричної поверхні валика та барабанів текстильних машин. Розглянемо схему формоутворення циліндричної поверхні валика. Для запропонованого способу формоутворююча система буде мати вигляд табл. 1 (рис. 3) [4].

Таблиця 1 – Формоутворююча система при обробці голчастої поверхні торцем бруска

Система координат	Ланка формоутворюючої системи	Переміщення відносно попередньої ланки	
		Опис	Матриця переміщень
S_0	Оброблювана деталь 1	Вихідна ланка (умовно нерухома)	–
S_1	Станина	Формоутворююче обертання деталі навколо осі z на кут θ (поточний кут повороту оброблюваної деталі)	$M6(\theta)$
S_2	Механізм поперечної подачі	Встановлення відстані між робочою поверхнею бруска та осьюовою площиною валика	$M2(y_c)$
S_3	Механізм повздовжньої подачі	Повздовжня подача деталі	$M3(z_c)$
S_4	Механізм повороту шліфувальних брусків	Переміщення бруска у вертикальній площині (вздовж осі x)	$M1(x_c)$
S_5	Шліфувальний брусок 2	Поворот бруска у площині формоутворення	$M5(\psi)$

Відповідно до табл. 1 координатний код формоутворюючої системи має вигляд: $k = 62315$, швидкісний код $k_v = 10112$.

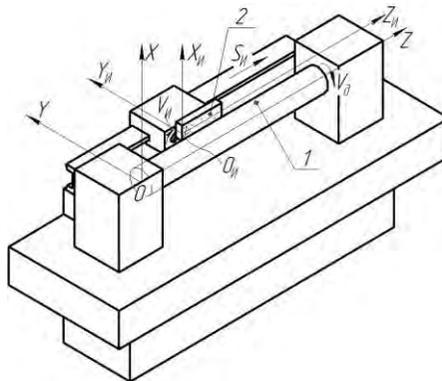


Рисунок 3 – Модель обробки циліндричної голчастої поверхні торцем бруска

Особливістю шліфувальних верстатів є те, що інструмент, яким проводиться обробка правиться безпосередньо на верстаті, таким чином на точність обробки впливають не тільки похибки положення ланок формуючої системи деталі, а й похибки положення ланок формуючої системи інструменту [3].

Радіус вектор робочої поверхні 1 \vec{r}_u (рис.4) інструмента має вигляд

$$\vec{r}_u = MI(x) \cdot M3(z) \cdot \vec{e}_4, \quad (6)$$

де x, z – поточні координати вздовж відповідних осей робочого профілю бруска.

В процесі заточування голчастої поверхні відбувається засалювання шліфувальних брусків, у результаті чого значно зростають сили різання та температури в зоні контакту. Для очищення поверхні брусків використовують електроерозійний метод (рис. 5). За даною схемою шліфувальний брусок 1 і електрод інструмент 2 підключають до джерела живлення, проміжок між електродом заповнюється діелектричною рідиною 3. В результаті розрядів між електродом інструментом та шліфувальним бруском, відбувається очищення останнього, причому профіль бруска не змінюється. Отже при використанні даного методу правки похибка положення ланок формуючої системи інструмента дорівнює нулю.

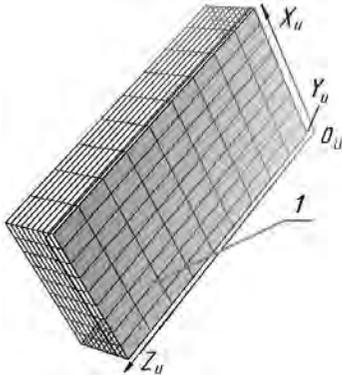


Рисунок 4 – Графічна інтерполяція поверхні інструмента

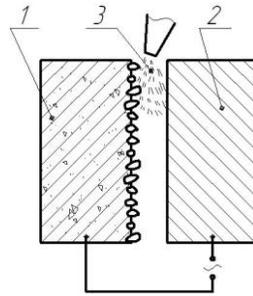


Рисунок 5 – Схема очищення робочої поверхні бруска

Враховуючи вище сказане, вважаємо, що вихідна точність голчастої циліндричної поверхні валика при обробці за запропонованою схемою буде визначатись похибками положення ланок формуючої системи верстата при обробці деталі.

Запропоновано модель вихідної точності обробки голчастої циліндричної поверхні торцем бруска (рис. 6), а також визначено вплив вхідних похибок положення ланок формуючої системи деталі на точність її форми

та розмірів (табл. 2). Максимальна похибка виникає при зміщенні інструмента у напрямку осі Y та повороту навколо осі X. Розрахунки та побудова функціональних залежностей проводились у математичному пакеті MathCad.

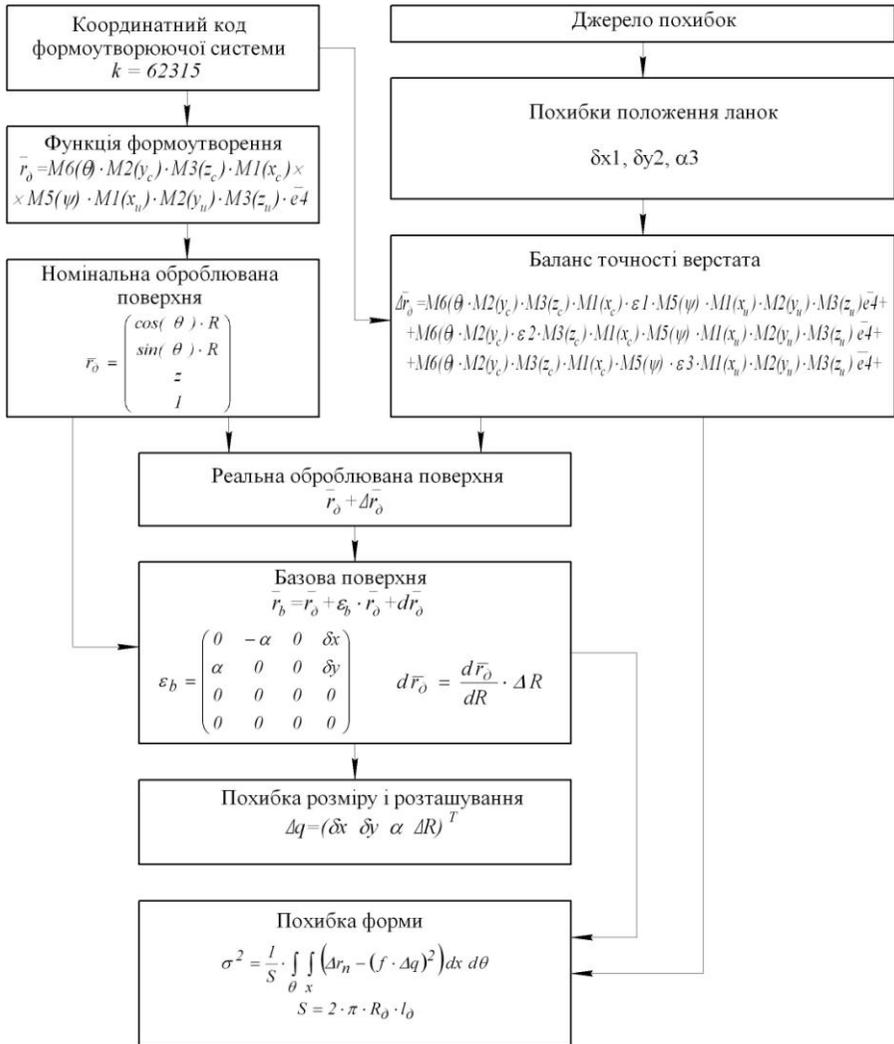
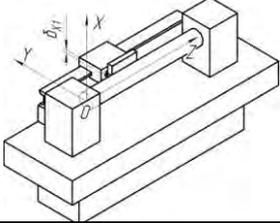
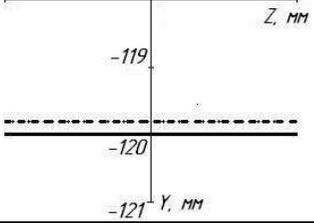
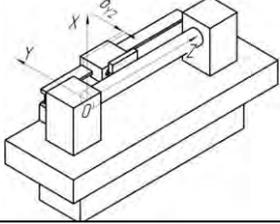
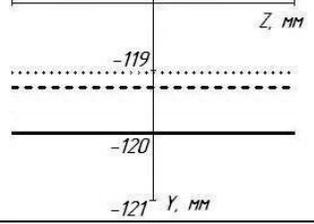
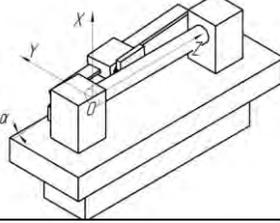
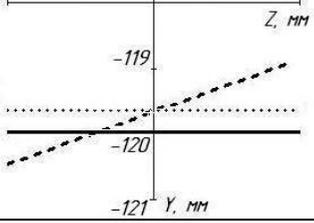


Рисунок 6 – Модель вихідної точності обробки голчасті циліндричної поверхні торцем бруска

Таблиця 2 – Вплив вхідних похибок на точність форми і розмірів голчастої циліндричної поверхні

Система координат	Ланка формуючої системи
	
	
	
<p>— Номінальна поверхня ····· Базова поверхня - - - Реальна поверхня</p>	

Висновки. Запропонований спосіб забезпечує підвищення точності та продуктивності заточування голчастих поверхонь барабанів та валиків текстильної машини. При обробці виключається похибка твірної у результаті руху брусків у площині формоутворення та поява задирок на робочих кінцях голок. По периметру голки утворюється фаска, яка позитивно впливає на робочі характеристики чесального агрегату.

Список використаних джерел: 1. Кальченко В.І., Кальченко В.В., Кологойда А.В. Особливості процесу заточки голок валків чесальних машин зі схрещеними осями інструмента та деталі // Вісник Сумського державного університету. Науковий журнал. – Суми: СумДУ, 2010.– № 4. – С. 55-60. 2. Кальченко В.І., Кальченко В.В., Головач Д.О. Рішення про видачу деклараційного патенту на корисну модель №20813/ЗУ/11 від 07.10.2011 по заявці у 2011 05803 «Спосіб заточування голчастої циліндричної поверхні торцем бруска». 3. Грабченко А.І., Кальченко В.І., Кальченко В.В. Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). – Чернигов: ЧГТУ, 2009. - 356 с. 4. Решетов Д.Н., Портман В.Т. Точность металлорежущих станков. – М.: Машиностроение, 1986, 336 с.

Поступила до редколегії 15.06.2012

Г.П. Клименко, д-р техн. наук, Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ КАЧЕСТВА СБОРНЫХ МНОГОЛЕЗВИЙНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Розроблена ієрархічна система властивостей, що складає якість багатолезових збірних інструментів на прикладі торцевих фрез. Розроблена математична модель надійності збірних фрез, застосування якої дозволяє обґрунтувати стратегію заміни відмовивших елементів фрези. Досліджена зносостійкість фрез з пластинами, виготовленими різними фірмами. Розроблені рекомендації з підвищення якості інструментів збірної конструкції.

Разработана иерархическая система свойств, составляющих качество многолезвийных сборных инструментов на примере торцевых фрез. Разработана математическая модель надежности сборных фрез, применение которой позволяет обосновать стратегию замены отказавших элементов фрезы. Исследована износостойкость фрез с пластинами, изготовленными разными фирмами. Разработаны рекомендации по повышению качества инструментов сборной конструкции.

Developed a hierarchical system of properties, which makes together multiblade modular instruments. Developed a mathematical model of reliability of modular cutter, which allows the application to justify the strategy of replacing failed elements of cutter. Investigated the wear cutters with blades, which are manufactured by different firms. Developed the recommendations on improving the quality of tools with assembled structure.

ВВЕДЕНИЕ

Эффективность металлообработки в значительной степени определяется качеством режущего инструмента, повышение уровня которого приводит к повышению производительности и к экономии инструментальных материалов.

Для количественной оценки качества сборных твердосплавных фрез был использован квалиметрический подход, который позволил сравнивать уровень качества различных конструкций сборных фрез, работающих в одинаковых условиях, а также выявить пути повышения качества инструмента [1, 2].

Разработана иерархическая система свойств, составляющих качество фрез, состоящая из свойств, расположенных на пяти уровнях. Самый нижний уровень состоит из простых свойств, характеристики которых определялись по результатам производственных испытаний фрез в условиях ЗАО НКМЗ, а также на основании статистических данных о работе инструмента в тех же условиях (рис. 1).

Уровень качества комплексных свойств, вплоть до качества в целом, определяется как математическая свертка оценок свойств более низкого уровня с учетом их весомостей (степени важности), определенных экспертным методом [1].



Рисунок 1 – Структура комплексных свойств, составляющих качество сборной фрезы

Уровень качества комплексных свойств, вплоть до качества в целом, определялся как математическая свертка оценок свойств более низкого уровня с учетом их весомостей (степени важности), определенных экспертным методом [1].

Количественной характеристикой уровня качества единичных свойств, являлась «оценка», представляющая собой отношение показателя качества оцениваемой конструкции к аналогичному показателю конструкции, принятой за эталон. Комплексные свойства качества фрез рассматривались на трех стадиях: проектирования, изготовления и эксплуатации.

ОСНОВНАЯ ЧАСТЬ

Цель настоящей работы – повышение качества многолезвийного инструмента за счет выбора рационального инструментального материала.

Экспертная оценка показала, что наиболее важными свойствами качества фрез являются надежность и износостойкость режущих пластин [3]. При

работе многолезвийного инструмента, например, сборных торцовых фрез, отказ одного зуба не приводит к потере работоспособности инструмента. В производственных условиях часто эксплуатируют инструмент до полного его отказа, что приводит к резкому снижению безотказности и долговечности инструмента. Целесообразный уровень надежности определяется, исходя из его оптимизации по двум экономическим критериям: себестоимость обработки деталей инструментом и эксплуатационные расходы. Для обеспечения целесообразного уровня надежности, который для торцовых фрез находится в диапазоне 0,82 – 0,95, получены математические модели для расчетов показателей надежности для различных стратегий замены отказавших элементов сборного режущего инструмента.

Пусть инструмент с числом зубьев Z заменяют (восстанавливают работоспособность) при m безотказно работающих зубьях.

Если фреза считается работоспособной до выхода из строя всех зубьев, то с точки зрения надежности она представляет собой параллельную систему. Если предположить, что безотказность фрезы обеспечена при отказе $(z-m)$ зубьев, то режущий инструмент можно представить как систему с резервированием, так как при работе всех зубьев инструмента они находятся примерно в одних условиях, а при отказе одного зуба остальные принимают на себя его нагрузку. При этом интенсивность расхода ресурса резервных элементов до момента выхода из строя хотя бы одного зуба значительно ниже. Если предположить, что надежности всех зубьев равны, то вероятность безотказной работы фрезы определится:

$$R_{\Phi} = 1 - [1 - R_z^z]^{m+1},$$

где R_z - вероятность безотказной работы каждого зуба. Отсюда число безотказно работающих зубьев фрезы для обеспечения рационального уровня надежности всей фрезы R_{Φ} :

$$m = \frac{\log[1 - R_{\Phi}(t)]}{\log[1 - R_z^z]} - 1 \quad (1)$$

Целесообразный уровень надежности фрезы определяется исходя из критериев суммарных затрат на эксплуатацию инструмента и на его стоимость[4]. В зависимости от необходимого уровня надежности фрезы выбирается стратегия замены ее режущих элементов[8].

Статистические исследования отказов торцовых фрез показали, что закон их стойкости не противоречит экспоненциальному. Математическая обработка результатов статистических исследований позволила установить вероятность безотказной работы R_z каждого зуба в отдельности. Исследование суммарных затрат на эксплуатацию фрезы позволило установить уровень надежности R_{Φ} , соответствующий минимуму кривой суммарных затрат.

Так, если необходимо обеспечить уровень надежности фрезы $R_{\Phi}=0,95$ при надежности каждого зуба $R_z=0,9$, используя выражение (1), определим, что замену фрезы с $z=10$ необходимо производить при 4х отказавших зубьях.

Для проверки адекватности математической модели надежности фрез были проведены расчеты прочности и жесткости фрез методом конечных элементов при разных стратегиях замены отказавших элементов. Схема нагружения составлялась для условия полуставового фрезерования с силой резания $P_z=6000\text{H}$. Эпюра эквивалентных напряжений рассчитывалась для фрез с числом зубьев $z=6$, определялась величина напряжения, коэффициента запаса прочности, величину перемещения элементов конструкции. При отказе одного зуба фрезы нагрузка распределялась между оставшимися пятью зубьями, при отказе двух зубьев нагрузка увеличилась на оставшихся четырех зубьях (рисунок 2)

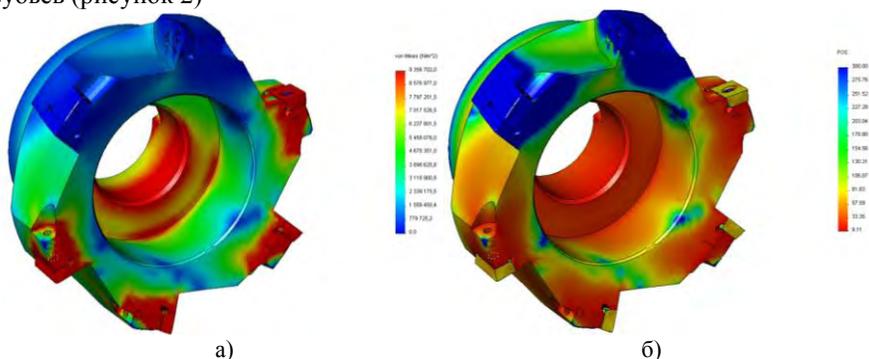


Рисунок 2 – Исследования прочностных показателей фрезы:

а) эпюра распределения напряжений; б) эпюра распределения запаса прочности.

Расчеты показали, что достаточный запас прочности сохраняется при отказе двух зубьев из шести, что соответствует уровню надежности фрезы $R_\phi=0,95$. Отказ большего числа зубьев фрезы приводит к потере запаса прочности и существенному повышению напряжений в зоне резания.

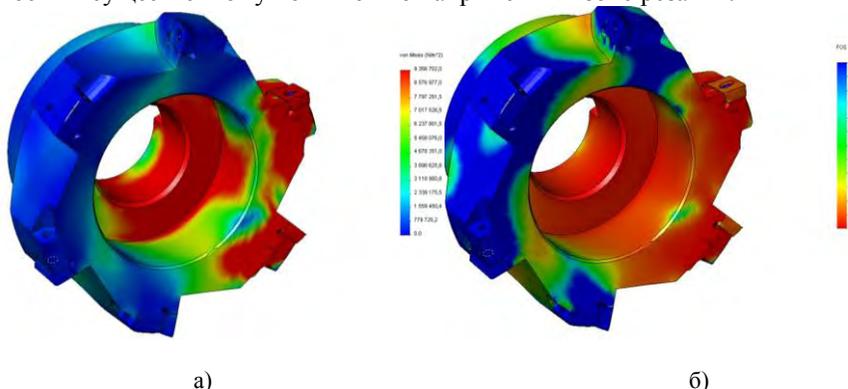


Рисунок 3 – Исследования прочностных показателей фрезы при работоспособности 2-х зубьев:

а) эпюра распределения напряжений; б) эпюра распределения запаса прочности

Таким образом, для данной фрезы с $z=6$ подтверждена целесообразность снятия фрезы со станка для замены отказавших элементов при отказе двух зубьев для обеспечения заданного уровня ее надежности.

Для исследования износостойкости торцовых твердосплавных фрез были проведены испытания фрез, оснащенных пластинами разных фирм - изготовителей в условиях ЗАО НКМЗ. Испытуемые фрезы применялись на станках фрезерно-расточной группы, например, горизонтально-расточной станок TOS Warns Dort. Проверялись на износостойкость фрезы с пластинами фирм Seco, Ceratizit, Taegu Tec, Iscar, ZCC CT, Sandvik Coromant.

В результате получены реализации износа для пластин, изготовленных разными фирмами-изготовителями.

Условия испытаний приведены в таблицах 1, 2, 3.

Таблица 1 – Условия испытаний торцовых фрез $z = 4$

Станок	Обрабатываемая деталь, НВ	Режущий инструмент	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				
				t, мм	S_z , мм/зуб	$S_{мин}$, мм/мин	V, м/мин	n, об/мин
Горизонтально-расточной TosWarns Dort	Сталь 7ХГ2ВМ НВ 270	Фреза $z=3$	24	3	0,18	970	180	1800

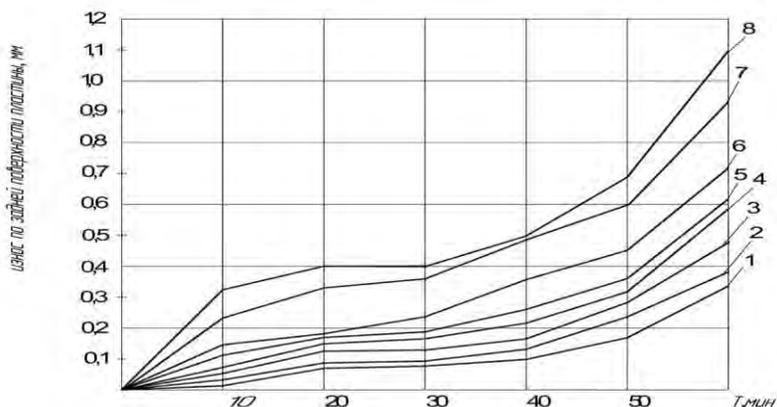


Рисунок 4 – Результаты сравнительных испытаний торцовых фрез $z = 4$:

1,3 – пластины фирмы Seco; 2, 4 – пластины фирмы Ceratizit; 5 – пластины фирмы Taegu Tec; 6, 7 – пластины фирмы Iscar; 8 – пластины фирмы ZCC CT.

Таблица 2 – Условия испытаний твердосплавных торцовых фрез $z=3$ при фрезеровании плоскости с уступом

Вид обработки	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				Средний период стойкости, мин
		t, мм	S_z , мм/зуб	Sмин, мм/мин	V, м/мин	
Фрезерование уступа	3	4	0,22	1320	200	69
Фрезерование плоскости	26	3	0,22	1320	200	

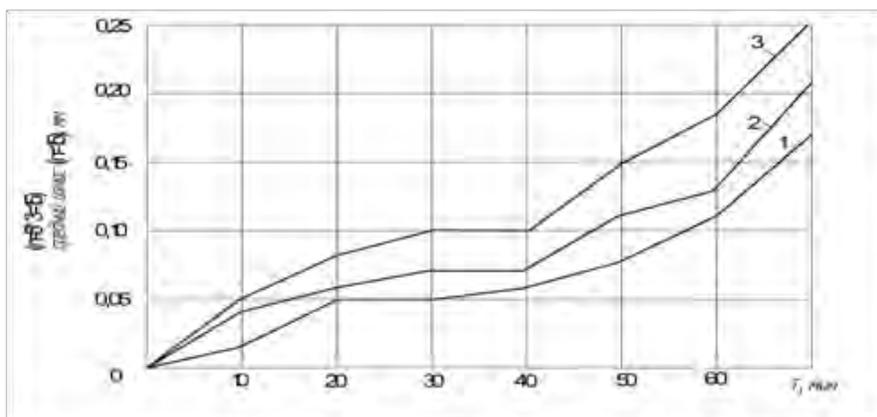


Рисунок 5 – Результаты сравнительных испытаний износостойкости торцовых фрез с пластинами разных фирм для фрезерования уступов (Сталь 20X, НВ 200):

- 1 – пластины фирмы Seco APMX 160408TR – M14T350M;
- 2 – пластины фирмы Iskar APKT 1604PDR – 76 IC928; 3 – пластины фирмы Sandvik Coromant APMT 160408 – M4240.

Таблица 3 – Условия испытаний пластин при фрезеровании плоскости

Вид обработки	Ширина фрезерования В, мм	Режимы резания				Средний период стойкости, мин
		t, мм	S_z , мм/зуб	Sмин, мм/мин	V, м/мин	
Фрезерование плоскости	24	3	0,18	970	180	44

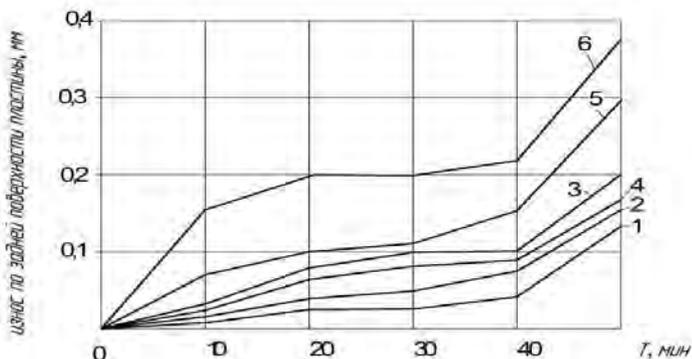


Рисунок 6 – Реализация износа пластин (Фрезерование плоскости, $B=24$ мм, $t=3$ мм, $a_p=0,18$ мм/зуб, $S_{мин}=970$ мм/мин, $V=180$ м/мин, режущий инструмент Фреза R 217.69 – 03032 – 16, $z=3$):
 1 – пластины фирмы Seco; 2 – пластины фирмы Ceratizit;
 3 – пластины фирмы Ceratizit; 4 – пластины фирмы Taegu Tec;
 5 – пластины фирмы Iskar; 6 – пластины фирмы ZCC CT.

Результаты испытаний показали, что для фрез с числом зубьев равным трем при фрезеровании плоскости наименьший износ показали пластины фирмы Seco, Taegu Tec и Ceratizit. У пластин этих фирм разница износов незначима. Фрезы, оснащенные пластинами фирм Iscar и ZCC CT показали наибольший износ.

При фрезеровании уступов торцевыми фрезами с числом зубьев $Z=3$ наименьший износ наблюдался у фрез с пластинами фирмы Sandvik Coromant, а наибольший износ у пластин фирм Seco, Iscar.

При фрезеровании торцовой фрезой с $Z=4$ максимальный износ – у пластин ZCC CT, а наименьший у пластин фирм Seco, Iscar, Ceratizit, Taegu Tec.

ВЫВОДЫ

Исследования свойств, составляющих качество торцовых фрез показали, что важнейшими свойствами являются их надежность и износостойкость. Теоретические исследования надежности сборных фрез как системы элементов позволили получить математические модели для расчета уровня надежности сборных фрез и обоснования стратегии замены режущих элементов. Це-

лесообразный уровень надежности сборной фрезы определяется по критерию суммарных затрат на ее проектирование, изготовление и эксплуатацию. Исследования износостойкости фрез на базе сравнительных испытаний в производственных условиях показали, что для фрез, оснащенных пластинами твердого сплава, изготовленными разными фирмами-изготовителями, наибольшая износостойкость у пластин фирм Sandvik Coromant, Ceratizit, Seco. Поэтому для повышения качества торцовых твердосплавных фрез целесообразно использовать режущие пластины этих фирм.

Список использованных источников: 1. *Клименко Г.П.* Основы рациональной эксплуатации режущего инструмента. – Краматорск, ДГМА, 2006. – 200с. 2. *Клименко Г.П.* Вероятностный подход к оценке износа и разрушений режущего инструмента/Г.П. Клименко, А.Ю. Андронов, Н.А.Ткаченко//Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб.наук.праць. – Краматорськ – Київ: ДДМА, 2006. – Вип.20. – С.8-12. 3. *N.S.Ravska* Cutting tool wear heavy lathe/ *N.S.Ravska, G.P. Klymenko, M.A. Tkachenko*//Energy and environmental aspects of tribology. – Cracow: AGH University of Science and technology, 2010. – с. 137 – 147. 4. *Клименко Г.П.* Определение надежности концевых фрез сборной конструкции/ Г.П. Клименко , А.В.Хоменко, К.С Чабан //Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. – Краматорск, вып №26,2010. – 63-67. 5. *Клименко Г.П.* Повышение надежности технологической системы при механообработке на тяжелых токарных станках/ Г.П. Клименко , А.Ю. Андронов //Сучасні технології в машинобудуванні. – с56. Вип. 3. – Харків: НТУ «ХНІ»,2009. – с. 49-54. 6. *Клименко Г.П.* Определение показателей стабильности процесса обработки деталей на тяжелых станках/ Г.П. Клименко, А.В.Хоменко// Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч. – техн. сб. – Харьков: НТУ «ХНУ»,2009. – Вып 77. – с. 95-101. 7. *Клименко Г.П.* Применение марковских и полумарковских цепей при оценке надежности технологической системы/ Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Международный сборник научных трудов. –Донецк: Дон-НТУ, 2004. –Вып 28.- с.71-76. 8. *Клименко Г.П.* Обеспечение надежности технологической системы оптимальными стратегиями замены инструмента/Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник статей в 2-х т.Т2. –Краматорск: ДГМА, 1997. – с.65-72. 9. *Клименко Г.П.* Определение надежности обслуживания режущего инструмента/ Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко//Высокие технологии в машиностроении. Сборник научных статей. - Харьков: ХГПУ, 2000. – С. 134-137.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

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

ДО ОБГРУНТУВАННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ ПОЛІКРИСТАЛІЧНИХ CVD-АЛМАЗІВ ДЛЯ ПРАВЛЯЧИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Розглянуті деякі питання, пов'язані з перспективою застосування синтетичних алмазних полікристалів, отриманих методом CVD. Показано, що завдяки вельми близьким фізико механічним властивостям порівняно з природним алмазом, полікристали CVD - алмаза мають істотні переваги при виготовленні правлячих інструментів, а отже їх можна рекомендувати для правки абразивних кругів.

Рассмотрены некоторые вопросы, связанные с перспективой применения синтетических поликристаллов, полученных методом CVD. Показано, что благодаря весьма близким физико-механическим свойствам в сравнении с природным алмазом, поликристаллы CVD- алмаза имеют существенные преимущества при изготовлении правящих инструментов и их можно рекомендовать для правки абразивных кругов.

Some questions, related to the prospect of application of synthetic polycrystalloves, got the method of CVD, are considered. It is rotined that to due to very near физико to mechanical properties by comparison to a natural diamond, Polycrystals CVD- of diamond have substantial advantages at making of rulings instruments and they can be recommended for the correction of abrasive circles.

1. Постановка проблеми. У зв'язку з дорожнечою природних алмазів і виснаженням їх запасів в природі, пошук шляхів їх заміни на більш дешевші синтетичні полікристалічні алмази (СПА) є актуальним науково-практичним завданням. Це повною мірою відноситься і до області правки абразивних шліфувальних кругів оскільки в найбільш відповідальних випадках до цих пір як і раніше використовуються природні алмази.

2. Аналіз останніх досліджень і публікацій. Відомо, що на сьогоднішній день основні методи отримання синтетичного алмазу (монокристали величиною до декількох міліметрів, а також полікристали, отримані синтезом або спіканням) засновані на використанні методу високого тиску (МВТ). Останнім часом широке застосування отримує синтез при низькому тиску [1], [2], [3]. Він дозволяє отримувати фазовочисте вільне полікристалічне алмазне покриття товщиною від декількох мікрометрів до декількох міліметрів. Такі матеріали отримали назву CVD алмази (Chemical Vapor Deposition).

Завдяки цьому стала можливою технологія отримання полікристалічного алмазу у вигляді великих (діаметром декілька дюймів) пластин або плівок з низькою концентрацією домішок і дефектів. Сьогодні така технологія осадження полікристалічних плівок алмазу з газової фази швидко розвивається. Найважливіші достоїнства CVD алмазу: великі розміри пластин; висока відтворюваність фізичних параметрів завдяки ретельному контролю умов зростання і чистоти використовуваних газів; можливість виробування плівок (ви-

робів) заданої форми на профільованих підкладках (метод репліки); можливість нанесення алмазних шарів на поверхні різних матеріалів; на відміну від алмазної кераміки, що отримується шляхом спікання алмазного порошку; синтезований з газової фази CVD алмаз не містить ні пір, ні матеріалу, що пов'язує. Полікристалічний алмаз з необхідними властивостями вже застосовують як для виготовлення пасивних пристроїв (тепловідводи і так далі), так і у якості напівпровідникових матеріалів. Сьогодні фахівці далекого зарубіжжя і СНД працюють над принциповими проблемами синтезу монокристалічних пластин розміром не менше одного дюйма і питаннями легування алмазу. Так, наприклад, в інституті загальної фізики ім. О.М. Прохорова РАН розроблений лабораторний автоматизований реактор для вирощування алмазу зі НВЧ - плазми (2,45 ГГц, 5 кВт), на якому на підкладках діаметром до 75 мм було отримано пластини CVD алмазу високої якості. Що стосується площі монокристалічних плівок, то вона зазвичай не перевищує одного квадратного сантиметру, оскільки обмежена розмірами алмазної підкладки [3].

В цілому можна відзначити, що хоча питома вага споживання CVD алмазів в загальному об'ємі СПА поки що мала, перспектива їх застосування в різних галузях промисловості досить оптимістична [3] [4] [5] [6]. Сказане повною мірою відноситься і до проблеми підвищення ефективності процесу правки абразивних кругів алмазними олівцями. Її рішення також може лежати в площині використання CVD алмазів [7].

3. Мета дослідження. Метою даної роботи є визначення перспектив застосування СПА, отриманих методом CVD, на основі узагальнення наявних даних і їх зіставлення з даними по СПА, отриманими іншими методами.

4. Основні матеріали дослідження. У таблиці приведені дані по основних фізико механічних властивостях алмазів, отриманих різними методами.

Тут слід звернути увагу на той факт, що такі важливі показники як мікротвердість (HV) і теплопровідність (λ) CVD алмазу мають стабільно високі значення, що наближаються до природного алмазу. Одним з пояснень цього факту (як було відмічено вище) є їх достатньо висока чистота. У СПА, що отримуються МВТ, з одного боку достатнього велика неконтрольована концентрація домішки азоту (10^{17} – 10^{19} см⁻³), а з іншого боку присутні і домішки металеві фази [3]. Це побічно підтверджується даними по електропровідності алмазів. Можна вважати, що СПА, отримані по методу спікання при високому тиску у присутності металофази, є достатньо хорошими провідниками електричного струму. Це дозволяє здійснювати розкрій пластин великих розмірів на елементи необхідних розмірів, а також проводити формування складних поверхонь на виробках із СПА не тільки лазерним, але і з використання електроерозійної обробки (ЕЕО) на дровових вирізних верстатах з ЧПК [10] [15].

На відміну від алмазної кераміки, що отримується шляхом спікання алмазного порошку, синтезований з газової фази полі алмаз не містить ні пір, ні

матеріалу, що пов'язує. По своїх характеристиках його швидше можна зіставити з монокристалом алмазу.

Таблиця – Фізико механічні властивості СПА, отриманих різними методами

Матеріал	ρ , Г/см ³	HV, ГПа	λ , Вт/(м·К)	E ГПа	Ω , Ом·см
Природний алмаз	3,515 [8], [14]	81-100 [3], 60-150 [BPE]	2000-2400 [3]	910- 1250 [9]	10 ¹⁶ [9] 10 ¹³ – 10 ¹⁴ [3]
СПА (спеки), отримані МВТ	3,34-4,0 [12], [13]	70-150 [12], [13]	150-330 [13]	850-900 [13]	~50·10 ⁻⁴ [13] ~127·10 ⁻⁴ [10]
CVD алмаз	2,8-3,51 [9]	90 [10]	1000-2000 [11] 2100-2200 [9], [10] 2000-2400 [3] (3300)* [8]	820-900 [9]	10 ¹² – 10 ¹⁶ [9]

*для алмазу, очищеного від ізотопів.

При достатньо високій чистоті реакційних газів вміст азоту (основна домішка в природних і синтетичних кристалах) в алмазі може бути доведено до $1,7 \cdot 10^{17} \text{ см}^{-3}$ і нижче. Природні алмази з такою малою концентрацією азоту у край рідкісні. Найбільш чистий матеріал отримують при осадженні в НВЧ – плазмі, оскільки в цьому випадку відсутні електроди, що розпилюються, приносять домішки в розряд. Концентрація домішок азоту і бору в монокристалі CVD-алмаза, вирощеному фірмою Element Six Ltd (Шаннон, Ірландія) в НВЧ, - плазмі, не перевищувала 10^{15} см^{-3} [3].

Таким чином, CVD алмаз є достатньо хорошим діелектриком, проте при необхідності його можна зробити електропровідним шляхом легування. Наприклад, в роботі [10] наголошується, що сучасні досягнення фізики і матеріалознавства дозволяють вирішити проблему електропровідності навіть CVD-алмазів, наприклад, введенням атомів домішки (легування) хоча поки він відрізняється відносно високими витратами і незначною ефективністю. Для забезпечення можливості ЕЕО CVD-алмаза, фірма Element Six розробила легований бором CVD-алмаз, який отримав найменування Cvdite CDE. Цей матеріал проводить електричний струм, оскільки його питомий електричний опір складає $\sim 58 \cdot 10^{-3} \text{ Ом·см}$, тоді як його значення, наприклад, для алмазу Syndite СТН025, отриманого спіканням алмазних мікропорошків при високому тиску у присутності металофази, рівно приблизно $\sim 127 \cdot 10^{-4} \text{ Ом·см}$ [10]. На рисунку 1 показана відмінність в мікроструктурі між Syndite СТН025 (спік) і Cvdite CDE.

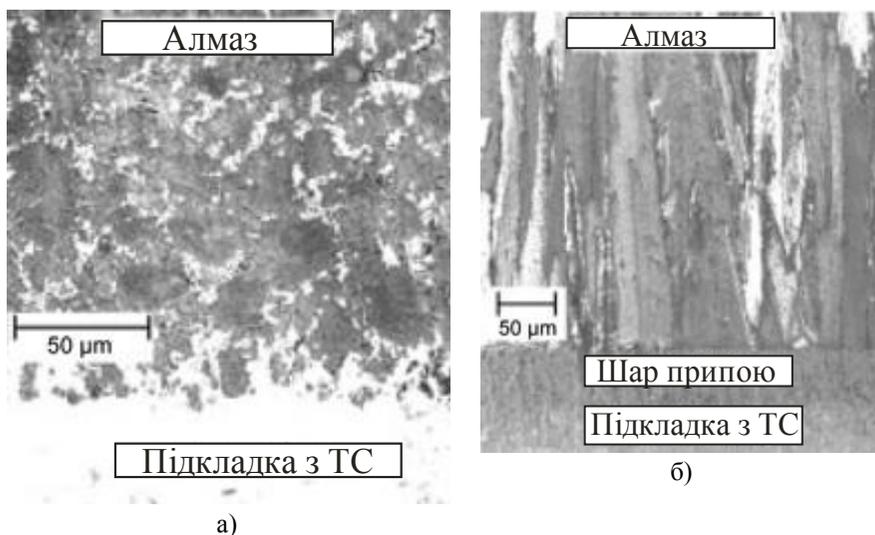


Рисунок 1 – Мікроструктура алмазів Syndite СТН025

(спечена двошарова пластина, а) і Cvdite CDE (паяна двошарова пластина, б) [10]

Введення в алмаз бору дозволяє вести ЕЕО Cvdite CDE навіть без застосування високої напруги і високих частот проходження імпульсів. Цей матеріал виробляється у вигляді заготовок діаметром до 100мм з шаром алмазу завтовшки 0,5 мм і покривається (з метою забезпечення можливості паяння) металевим шаром товщиною приблизно 50 мкм. Заготовки розкрояються, як правило, за допомогою лазера, а їх подальше формоутворення проводиться ЕЕО або шліфуванням. При цьому цікаво відзначити, що продуктивність ЕЕО Cvdite CDE нижча, а якість обробленої поверхні вища, ніж при обробці Syndite СТН025 [10].

Таким чином, товстошаровий CVD-алмаз слід розглядати як матеріал, який заповнює нішу між природним алмазом та полікристалічним алмазом (PKD), отриманим МВТ, і навіть як альтернативу останнім. У даній роботі для нас представляє особливий інтерес можливість використання цих матеріалів для виготовлення правлячих алмазних інструментів, що працюють по методу точіння (наприклад, алмазні олівці), а в перспективі алмазних роликів і інших абразивних правлячих інструментів. При цьому створюється унікальна можливість виготовлення, наприклад, алмазних олівців у яких будуть строго однакові робочі елементи, а, отже, і однакова (оптимальна) площа контакту з робочою поверхнею абразивного круга, що як, відомо, має принципове значення як з погляду якості правки, так і загального терміну служби правлячого елемента. Це достатньо легко досягається за рахунок відповідного розкрою алмазної пластини великого діаметру на верстатах з ЧПК за допомогою лазера або ЕЕО. У свою чергу це дозволить істотно спростити процес

виготовлення самих олівців. Більш того, при цьому можливе створення необхідного профілю і рельєфу обробленої поверхні бічних поверхонь алмазу, оптимальних з погляду їх подальшого утримання в зв'язці (припої), що, поза сумнівом, дозволить істотно збільшити загальний термін їх служби.

Дані по використанню інструментів з CVD-алмазів для правки абразивних кругів поки що поодинокі. Так, наприклад, в роботі [7] показана перспективність цього напрямку. Як видно з даних, наведених на рис. 2, за зносостійкістю правлячі інструменти з CVD - алмазу наближаються, а в разі правки дрібнозернистих кругів можуть перевищувати показники, які мають місце для монокристалів алмазу (розміри поперечного перетину монокристалу та CVD алмазів в обох випадках складала 04x04мм). Дані наведені для випадку, коли об'єм знятого матеріалу круга дорівнював 350 см³. Зі збільшення розмірів поперечного перетину до 1,2x1,2мм зносостійкість CVD алмазів зростає. Причому автор роботи підкреслює, що ще однією важливою перевагою полікристалів CVD – алмазу є те, що він практично не виявляє залежність властивостей від напрямку, а отже на відміну від природного алмазу не вимагає відомої орієнтації алмазу в правлячому інструменті.

Підтвердженням даних, наведених вище, можна вважати в деякій мірі роботи, виконані зокрема в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАНУ України спільно з інститутом загальної фізики ім. О. М. Прохорова РАН. Так, наприклад, в роботах [4], [5] показано, що в ІНМ ім. В.М. Бакуля НАНУ отриманий новий гібридний алмазний композиційний полікристалічний матеріал (ГАКПМ), який містить порошки CVD, природного і синтетичного алмазу і що активує процес спікання добавки. В основу створення нового матеріалу покладено завдання отримання такого гібридного композиційного матеріалу з використанням порошків CVD – алмаза, в якому завдяки вибору співвідношення порошків синтетичних і природних алмазів, і оптимального розташування зерен CVD – алмаза забезпечується підвищення їх твердості і, як наслідок, підвищення зносостійкості матеріалу. Завдяки особливостям технології синтезу CVD – алмаз має три, що відрізняються по структурі, робочі поверхні: зародкову, ростову і бічну. Це позначається в деякій мірі на фізико механічних властивостях матеріалу в цих зонах. Зокрема, теплопровідність CVD – алмаза має свої особливості, обумовлені мікроструктурою кристалітів (рис. 3) [3, 16].

По-перше, кристаліти ростуть у вигляді колон, орієнтованих перпендикулярно поверхні, причому із збільшенням товщини плівки «діаметр» колон збільшується. При проходженні уздовж плівки фонони в основному розсіваються на межах зерен (а також на домішках і дефектах, що концентруються переважно поблизу меж зерен), а не уздовж колон. Тому, як правило, нормальна k_{\perp} до площини плівки теплопровідність більше тангенціальною k_{\parallel} (паралельній плівці) [3, 16]. Анізотропія теплопровідності може досягати 50%. По-друге, слід враховувати неоднорідність полікристалічного CVD - алмаза в тепловому відношенні по товщині. Це пов'язано з тим, що у міру нарощуван-

ня шаруючи розміри кристалітів поступово збільшуються від ~1 мкм в сильно дефектному шарі поблизу підкладки до десятків і навіть сотень мікрометрів на протилежній, досконалішій ростовій стороні. Значення теплопровідності для однієї і тієї ж пластини може складати 2000 Вт/(м·К) на ростовій стороні і 700–800 Вт/(м·К) в дрібнозернистому шарі на підкладковій стороні. Вказану різницю теплопровідності можна суттєво зменшити штучним шляхом, наприклад, видаленням дефектного шару півки товщиною 20–30 мкм з підкладкової сторони шліфуванням [3].

Випробування нового матеріалу (ГАПКМ з полікристалічним алмазом CVD з розмірами 4x1x0,3 мм) на зносостійкість, виконані шляхом точіння граніту показали, що порівняно з відомим матеріалом АКТМ і ГАПКМ з монокристалами синтетичного алмазу запропонований матеріал має істотно менші значення інтенсивності зношування по масі (V_z , див. рис. 4).

Встановлено, що при роботі руйнуючих породу елементів з АКТМ спостерігається картина руйнування граніту, характерна для процесу шліфування, тобто з відділенням від масиву породи шламу дрібних фракцій, причому порівняно однакового розміру, в середньому близько 50 - 80 мкм. При роботі руйнуючих породу елементів з АКТМ з компонентом CVD - алмаза очевидний характер руйнування, властивий процесу різання, тобто з відділенням від масиву породи шламу, неоднорідного за розміром.

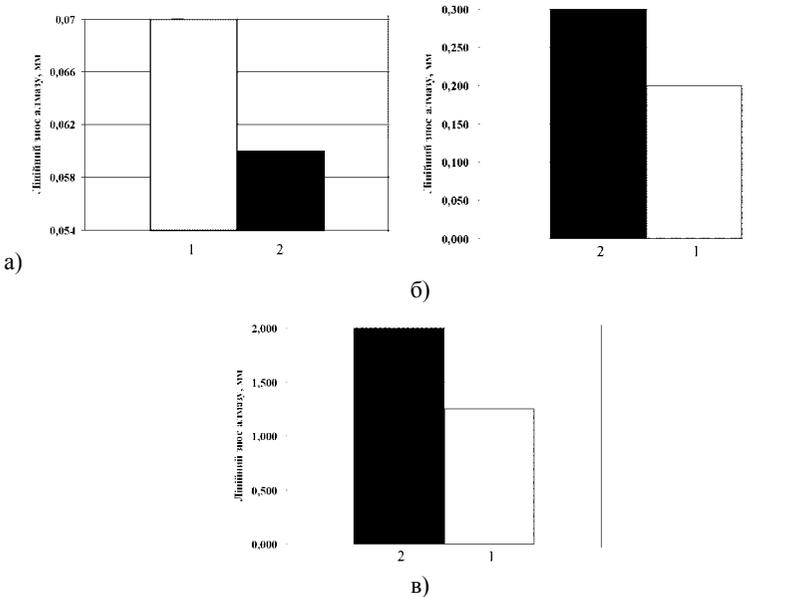


Рисунок 2 – Порівняльні дані по зносостійкості алмазів для умов правки кругів з оксиду алюмінію WA 180 KV різної зернистості [7]: 1 - монокристал; 2 – CVD – алмаз; а) Z=80мкм; б) Z=200мкм; в) Z=400мкм;

При цьому за наявності дрібних фракцій (50 – 80 мкм) спостерігається присутність частинок крупнішого розміру 100–200 мкм, що свідчить про підвищення ефективності руйнування гірської породи.

Встановлено також, що термообробка руйнуючих породи елементів в цілому дає позитивний ефект оскільки підвищує зносостійкість CVD - алмазних ріжучих вставок (за рахунок зниження напруженого стану армованих вставок) від 2,5 до 5,5 разів.

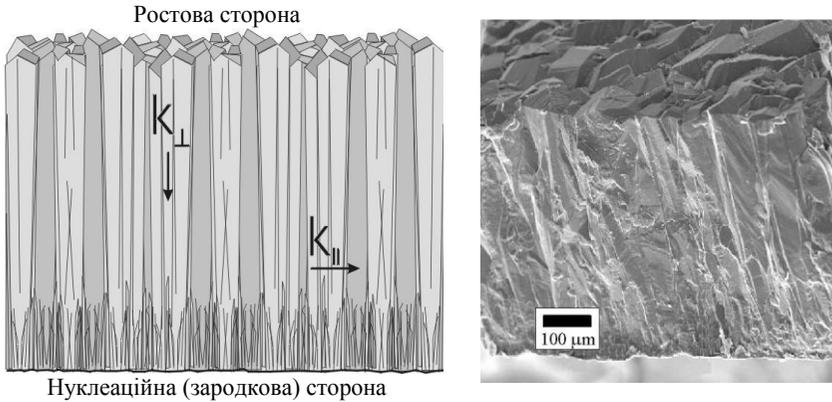


Рисунок 3 – До анізотропії теплопровідності в полікристалічному CVD - алмазі [16]

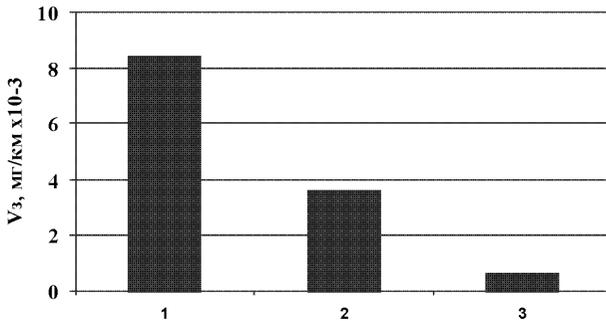


Рисунок 4 – Дані по випробуваннях руйнуючих породи елементів з різних матеріалів [4, 5]: 1 – Алмазний композиційний матеріал АКТМ; 2 – ГАПКМ з монокристалом синтетичного алмазу; 3 – ГАПКМ з полікристалічним алмазом CVD

Висновки і перспективи розвитку. Виконаний аналіз показує, що у товстошарових CVD - алмазів є хороші перспективи використання в інструментах для правки абразивних шліфувальних кругів. Вони пов'язані з тим, що разом з вельми близькими фізико механічними властивостями порівняно з

природним алмазом, полікристали CVD - алмаза не потрібно орієнтувати. Це дає істотні переваги при виготовленні правлячих інструментів, у тому числі і абразивних (ролики і так далі). Оскільки собівартість таких матеріалів поки достатньо висока, необхідно виконати комплекс заходів щодо поліпшення умов використання правлячих інструментів на їх основі. До таких заходів в першу чергу слід віднести оптимізацію умов правки, забезпечення надійного утримання алмазів у зв'язці (припої) та ін.

Список использованных источников: [1]. Дерягин Б.В. Рост алмаза и графита из газовой фазы / Дерягин Б.В., Федосеев Д.В. -М.: Наука, 1977. –58 с. [2]. Кулакова И.И. Химический синтез алмаза и метастабильность / Кулакова И.И., Руденко А.П. // Proc. International Symposium on Diamond Film and Related Materials. Kharkov: - 1999. - P 61-76. [3] Ральченко В.Г. CVD-алмазы: применение в электронике / В. Ральченко, В.И. Конов. Электроника: Наука, технологии, бизнес. -2007. - №4. -С. 58-67. [4] Новый ультратвердый поликристаллический композиционный материал // А.А. Шульженко, Е.Е. Ашкинази, А.Н. -Соколов и др. Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент - техника и технология его изготовления и применения: сб. науч. тр. - Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины. -2009 - Вып. 12. - С. 143–153. [5] Гибридный алмазный композиционный поликристаллический материал для бурового инструмента / А.П. Загора, Р.К. Богданов, В.Г. Гаргин и др. // Буріння -науково-виробничий журнал видання всеукраїнської громадської організації «Спілка буровиків України». -2011. -№ 1, 2 (7). -С. 49-53. [4] Пыжов И.Н. Стояние вопроса и перспективы применения алмазов, полученных методом CVD / Пыжов И.Н., Васильев А.В., Клименко В.Г. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб.–Харьков: 2011.-Вып.80.-С. 226-235. [5] P. K. Sen. [Synthetische Diamant-Abriechrohlinge für den zukünftigen Industriebedarf.](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm) http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/16_art/art16_2_02.htm. [6] Olson J.R., Pohl R.O. et al. Thermal conductivity of diamond between 170 and 1200K and the isotope effect. – Phys. Rev. B, 1993, v. 47, No. 22, p.14850. [7] Huimin L. Diamond chemical vapor deposition: Nucleation and Early Growth Stages / Huimin L., Dandy D.S. // Noyes publications, NJ, USA. -195 p. [8] R.H. Olsen; R.C. Dewes; D.K. Aspinwa. [Funkenerosive Bearbeitung von Cvdite CDE und Syndite-Produkten.](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_3/12_art/Art12_03_04.htm) http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_3/12_art/Art12_03_04.htm. [9] E. Uhlmann; E. Wörner; M. Brücher. [Leistungsfähigere Zerspanprozesse durch die wärmespreizende Wirkung von CVD-Diamant?](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/07_art/art07_2_02.htm) http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2002_2/07_art/art07_2_02.htm. [10] Робочі процеси високих технологій у машинобудуванні: підручник для студентів вищих навчальних закладів / Грабченко А.І., Верезуб М.В., Внуков Ю.М. та ін.; за редакцією А.І. Грабченка. - Житомир, ЖДТУ, 2003 р.- 451 с. [11] Магазеев М.Г. Повышение эффективности изготовления профильных инструментов из сверхтвердых и керамических материалов за счет сочетания электроэрозионной и алмазной обработки: дис...канд. техн. наук: 05.03.01 / Магазеев Михаил Геннадиевич. - Харьков, 1997. - 204 с. [12] Епифанов В.И. Технология обработки алмазов в бриллианты / Епифанов В.И., Песина А.Я., Зыков Л.В. - М.: Высш. шк., 1984. - 319 с. [13] І.М. Пижов. Особливості формування різальних кромок полікристалічних надтвердих матеріалів при електроерозійній обробці / І.М. Пижов, С.І. Кравченко, С.Г. Ясько, В.Г. Клименко // Збірник наукових праць (Газузево машинобудування, будівництво) / Полтав. нац. техн. ун-т ім. Ю. Кондратюка. – Полтава: ПолтНТУ, 2011. – Вип.1(29).-С. 25-30. [16] http://nano.msu.ru/files/basics/lecture_Konov.pdf.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

М.Э. Колесник, Харьков, Украина

МОДЕЛЬ И ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА МИНИМИЗАЦИИ ВРЕМЕНИ В ПРОЦЕССЕ ОПТИМИЗАЦИИ СОДЕРЖАНИЯ ПРОЕКТА

У статті розглядається математична модель задачі оптимізації змісту проекту за критерієм час на його здійснення в рамках виконання завдання оптимізації змісту проекту за критеріями прибуток, строки, вартість, якість і ризики проекту за допомогою методу, заснованого на застосуванні узагальненого критерію і неявного перебору.. Запропоновано метод розв'язання даної задачі.

В статье рассматривается математическая модель задачи оптимизации содержания проекта по критерию время на его осуществление в рамках решения задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора.. Предложен метод решения данной задачи.

In this paper we consider a mathematical model of the scope project optimization during its implementation in the solution of the problem of optimizing the content of the draft criteria for income, time, cost, quality and project risks using a method based on the use of a generalized criterion and implicit enumeration .. A method for solving this problem.

Актуальность. Существует необходимость в наличии решения одно-критериальных задач для решения задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора. В том числе задачи оптимизации содержания проекта по критерию время осуществления проекта. Решение данной задачи во многих случаях может иметь и самостоятельное значение.

Следовательно, возникает актуальная задача создания модели и метода оптимизации содержания проекта по критерию время.

Качественная постановка задачи.

Формирование содержания проекта традиционно осуществляется на эвристическом уровне. Часто работы или комплексы работ включаются в состав проекта без достаточного анализа их влияния на другие работы. При этом количество рассматриваемых альтернатив обычно невелико. Данная ситуация объясняется большой трудоемкостью анализа альтернативных вариантов работ или их комплексов в многоэтапных проектах. В работе [1] предложены модель и метод оптимизации содержания проекта с точки зрения времени его выполнения. В работе [2] рассматриваются модель и метод оптимизации со-

держания проекта по критерию затраты на его осуществление при наличии ограничений на сроки. В работе [3] впервые предложена многокритериальная модель задачи оптимизации содержания проекта по критериям время и стоимость при наличии альтернативных вариантов выполнения работ или их комплексов, заданных в виде сетевых моделей. В работе [4] предложены модель и метод оптимизации содержания проекта по срокам и стоимости его выполнения при наличии ограничений на качество продукта после выполнения определенных этапов проекта. В работе [5] предложена математическая модель динамической задачи многокритериальной оптимизации содержания проекта при наличии ограничений и заданных альтернативных вариантах выполнения работ, представленных в виде сетевых моделей. Впервые в качестве критериев рассмотрены прибыль в результате выполнения проекта, качество продукта проекта, время выполнения проекта, его стоимость и связанные с ним риски. Предложен метод решения данной задачи. Для его осуществления необходимо иметь результаты однокритериальной оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, качество, время, стоимость и риски.

Целью работы является создание модели и применение метода оптимизации содержания проекта по критерию сроки, которая может быть получена в результате его осуществления.

Целевая функция модели должна отражать время выполнения инвестиционной фазы проекта, которое рассчитывается с помощью метода критического пути или иного метода в сетевой модели $G = \{A, Z, \tau, W\}$.

В модели предполагается, что после завершения отдельных этапов выполнения проекта не должно быть финансовых задолженностей.

Модель задачи оптимизации содержания проекта по критерию время, это модель вида:

$$T_{pr} = \varphi_t(G, x_{hj}) \rightarrow \min_{x_{hj}}, \quad j = \overline{1, M_h}, \quad h = \overline{1, H}; \quad (1)$$

$$S_h = S_{h-1} + K_h - \sum_{j=1}^{M_h} w_{hj} x_{hj};$$

$$S_h \geq 0, \quad h = \overline{1, H}; \quad (2)$$

$$\sum_{j=1}^{M_h} x_{hj} = 1, \quad h = \overline{1, H}; \quad (3)$$

$$x_{hj} \in \{0, 1\}, \quad j = \overline{1, M_h}, \quad h = \overline{1, H}; \quad (4)$$

где T_{pr} – время выполнения всех операций проекта на инвестиционной фазе;

M_h – количество вариантов выполнения операций на этапе h , $h = \overline{1, H}$;

h – номер этапа выполнения операций;

H – количество этапов в проекте;

W_{hj} – стоимость выполнения операций j -го варианта сетевой модели на h -м этапе (может складываться из стоимостей нескольких операций);

X_{hj} – булева переменная, равная единице, если осуществляется j -й вариант выполнения операций на h -м этапе, и равная нулю в противном случае;

G – сетевая модель операций проекта, включающая альтернативные варианты их выполнения, $G = \{A, Z, \tau, W\}$;

A – множество узлов сети,

$$A = \{a_{hij}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где a_{hij} – i -я операция, осуществляемая на h -м этапе в j -м варианте (альтернативе) сетевой модели;

n_j – количество операций в j -м варианте сетевой модели;

Z – множество направленных дуг,

$$Z = \{z_{hij, pmf}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad m = \overline{1, n_f}, \quad h, p = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h}, \quad f = \overline{1, M_p},$$

где $z_{hij, pmf}$ – дуга, которая выходит из узла i на этапе h альтернативного варианта j и входит в узел m на этапе p альтернативного варианта f ; $i \neq m$ при $p = h$; $p \geq h$;

τ – множество сроков выполнения операций в узлах,

$$\tau = \{\tau_{hij}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где τ_{hij} – срок выполнения i -й операции на h -м этапе для j -го варианта выполнения операций;

W – множество стоимостей выполнения операций сети,

$$W = \{w_{hij}\}, \quad i = \overline{1, n_j}, \quad h = \overline{1, H}, \quad j = \overline{1, M_h},$$

где w_{hij} – стоимость выполнения i -й операции на h -м этапе для j -го варианта выполнения операций;

S_h – остаток денежных средств после выполнения работ на h -м этапе;

K_h – объем денежных средств, выделяемых на h -м этапе.

Для решения данной задачи воспользуемся методом, предложенным в работе [1].

Опишем в виде последовательных стадий подготовку информации для данного метода.

1. Описать в виде сетевых моделей совокупность работ по проекту, в том числе, известные альтернативные варианты выполнения работ, установить взаимосвязи между работами. Определить время и стоимость выполнения всех работ.

2. Провести анализ с целью выявления альтернатив, которые охватывают несколько этапов. Если некоторая альтернатива должна осуществляться более чем на одном этапе, то эти этапы необходимо объединить в один. В результате общее количество этапов в проекте будет равно N .

3. Оценить нижние границы для длительности выполнения работ на каждом h -м этапе, $h = \overline{1, H}$.

Оценивание значений нижней границы выполнить следующим образом:

3.1 Для каждого из этапов $h = \overline{1, H}$ ввести фиктивные вершины начала S и окончания F .

3.2 Рассчитать по методу критического пути для каждого из этапов $h = \overline{1, H}$ сроки выполнения всех работ для каждой из альтернатив t_{hj} .

3.3 Рассмотреть времена выполнения работ для каждого из этапов $h = \overline{1, H}$ для каждой из альтернатив и выбрать среди них минимальное t_{\min_h} .

Множество выбранных минимальных сроков будет составлять:
$$T_{\min} = \left\{ t_{\min_h} \right\}_{h=1}^H.$$

4. Определить оптимальное значение длительности выполнения работ F_2 на H этапах с помощью метода оптимизации сроков проекта, предложенного в работе [1].

Результаты. В результате проведенной работы были предложены математическая модель и применение метода оптимизации содержания проекта по критерию время. Разработанные модель и метод необходимы для решения более масштабной задачи оптимизации содержания проекта по критериям прибыль, сроки, стоимость, качество и риски проекта с помощью метода, основанного на применении обобщенного критерия и неявного перебора.

Модель в сочетании с разработанным методом предназначена для решения задач оптимизации содержания проекта для условий, когда любая работа последующего этапа в проекте не может быть начата до завершения работ предыдущего этапа. При этом альтернативные варианты выполнения работ могут относиться как к одному этапу их выполнения, так и к нескольким этапам.

Предложенная математическая модель и метод оптимизации на следующих этапах работы будет применена для оптимизации проекта развития инструментального производства ГП ХМЗ «ФЭД».

Список использованных источников: 1. Кононенко И.В. Математическая модель и метод минимизации сроков выполнения работ по проекту / И.В. Кононенко, Е.В. Емельянова, А.И. Грицай // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2007. – №2/6 (26). – С. 35–40. 2. Кононенко И.В. Математическая модель и метод минимизации затрат по проекту при ограничениях на сроки выполнения работ / И.В. Кононенко, Е.В. Емельянова // Вестник Национального технического университета «Харьковский политехнический институт»: сб. науч. тр. Темат. вып. : Системный анализ, управление и информационные технологии. – № 4. – Х., 2009. – С. 46–53. 3. Кононенко И.В., Мироненко В.А. Математическая модель и метод оптимизации содержания проекта с точки зрения времени и стоимости его выполнения. Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 1 / 2 (43) 2010 С. 12–17. 4. Кононенко И. В. Двухкритериальная оптимизация содержания проекта при ограничениях на качество продукта / И. В. Кононенко, И. В. Протасов // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2010. – №5/4 (47). – С. 57–60. 5. Кононенко И. В. Оптимизация содержания проекта по критериям прибыль, время, стоимость, качество, риски / И. В. Кононенко, М. Э. Колесник // Восточно-европейский журнал передовых технологий. – 2012. – №1/10 (55). – С. 13–15.

Поступила в редколлегию 11.05.2012

М.Ю. Куликов, д-р техн. наук, Р.Е. Рыгин, Москва, Россия

ПРОБЛЕМЫ ПОЛУЧЕНИЯ ВЫСОКОТОЧНЫХ ОТВЕРСТИЙ ХОНИНГОВАНИЕМ В ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ СПЛАВАХ

Метою роботи є виявлення причин недостатньої точності отворів, отриманих в хромонікелевих сплавах хонінгуванням.

Целью работы является выявление причин недостаточной точности отверстий, полученных в хромоникелевых сплавах хонингованием.

The purpose of work is an exposure of reasons of insufficient exactness of openings, got in brightraies honing.

В современном машиностроении существует сложная технологическая задача получения высокоточных отверстий в труднообрабатываемых материалах.

Для получения таких отверстий и обеспечения их требуемого качества широко используют хонингование.

Однако при обработке отверстий в хромоникелевых сплавах, используемых в авиадвигателях, достижение высокой точности затруднено. Хотя при обработке обычных конструкционных материалов хонингование является эффективным методом отделочной обработки.

Разработанная в последние годы теория формообразования при хонинговании поверхностей вращения позволила выявить зависимости, связывающие технологические параметры инструмента с уменьшением погрешности и формы обрабатываемых отверстий.(1)

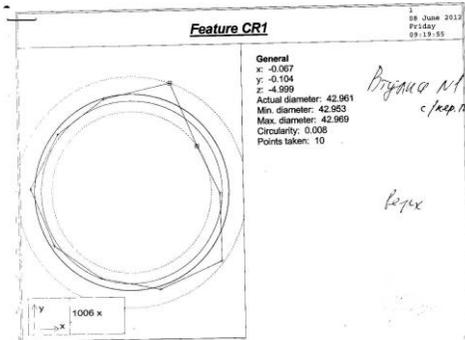
Ранее проведенные исследования (2), показали эффективность хонингования на операциях финишной обработки высокоточных отверстий.

Целью данной работы является – выявление причин достаточно низкой точности отверстий, полученных в хромоникелевых сплавах методом хонингования и изыскания способов достижения требуемой точности.

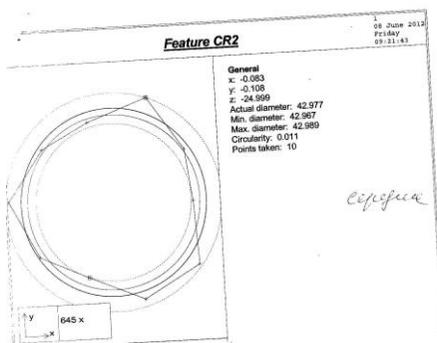
Исследование проводилось на хонинговальном станке SUNNEN СК-21 при обработке цилиндрических и конических отверстий $\varnothing 30_{(-0,006)}$ в хромоникелевых сплавах марки ХН-78Т с использованием СОТС Shell Macron 2442 М-3.

Контроль точности получаемых отверстий производился на КИМ с ЧПУ TESA S-10T.

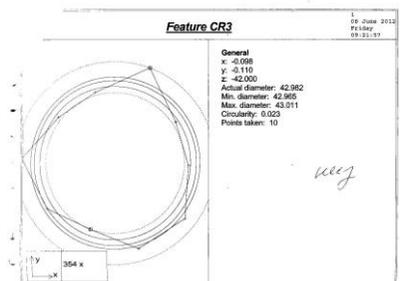
Так же проведено микрофотографирование (увеличение x100) полученных поверхностей обработанных отверстий, на микроскопе Hawk 200.



а



б



в

Рисунок 1 – Круглограммы отверстия, замеренные в трех сечениях, хромоникелевом сплаве после хонингования. а - верхний пояс; б - средний пояс; в - нижний пояс.

Анализ полученных данных показал, что при окончательных формообразований отверстий в хромоникелевых сплавах идет искажение формы по образующей отверстия. Это отклонение от точности формы отверстий наблюдается после 50мм длины отверстия. Однако при обмерах полученных отверстий в хромоникелевых сплавах, глубиной свыше 50мм обнаружилось, что отверстия обладают конусностью. При чем, конусность длины отверстия в поперечном сечении двух верхних сечений обращена в сторону от направления осевого усилия инструмента.

Полученная точность проявляется в искажении формы отверстия.

Обнаруженные выровы и налипы (рисунок 2), обработанных отверстий в хромоникелевых сплавах свидетельствуют о низкой стойкости алмазного инструмента.

Исследование рабочих поверхностей хонов после обработки отверстий показало, что при обработке данного отверстия в хромоникелевых сплавах наблюдается интенсивный износ зерен хона.

Анализ полученных микрофотографий рисунка 3, (увеличение в x500) режущих поверхностей хонов свидетельствует об интенсивном износе режущих поверхностей хонов после обработки хромоникелевого сплава.

Как видно из рисунка 3, на поверхности хона после обработки хромоникелевого сплава истирание связки (налипы, вандервальсовое взаимодействие с обрабатываемой поверхностью) и как итог, идет удаление зерен алмазов из связки хона.

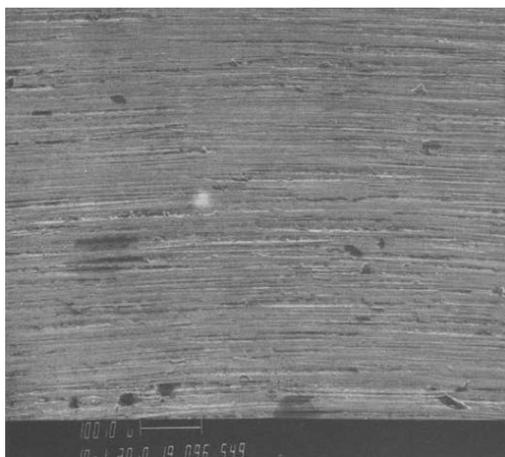


Рисунок 2 – Микрофотография (под увеличением x100) отверстия после обработки в хромоникелевом сплаве.

Это позволяет сделать вывод о том, что при обработке хромоникелевых сплавов наблюдается ускоренный износ абразивных зерен хона в начальный момент резания, а так же, что силы резания при алмазном хонинговании хромоникелевых сплавов значительно изменяются в течении периода обработки одного отверстия, которые ведут к искажению формы получаемого отверстия. По обнаруженному скоротечному износу самой связки, происходит удаление из алмазносного слоя алмазных зерен. Т.е. низкий ресурс работы хона является причиной низкой точности получаемых отверстий в хромоникелевых сплавах.

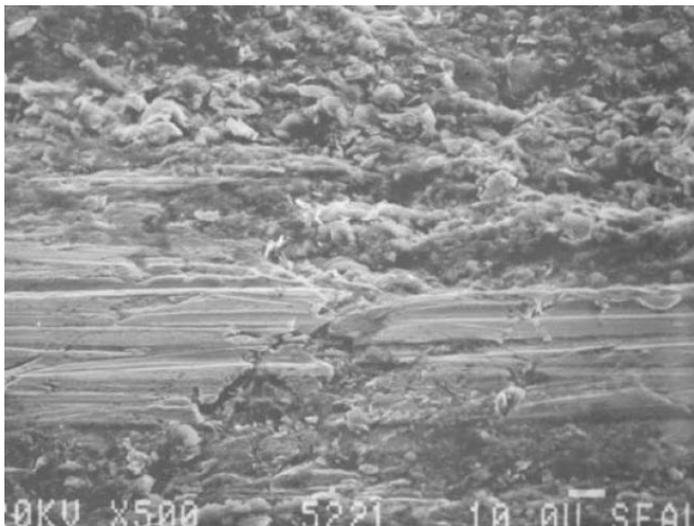


Рисунок 3 – Микрофотография (под увеличением x500) режущей поверхности хона (алмазного инструмента) после обработки хромоникелевого сплава.

Поэтому для достижения требуемой точности отверстий в труднообрабатываемых материалах необходимо увеличить износостойкость применяемых материалов.

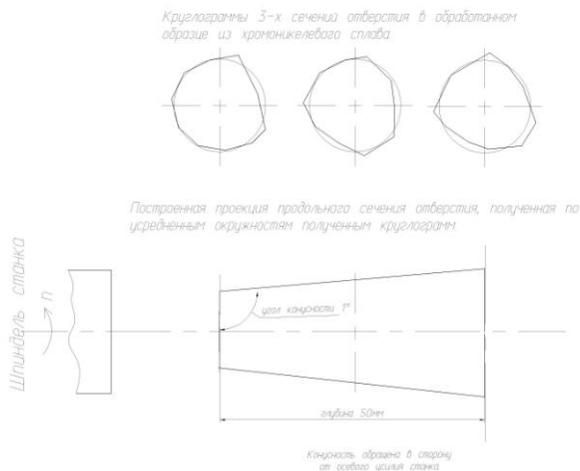


Рисунок 4 – Оценка формы конусности полученного отверстия

Для улучшения режущих свойств инструмента были применены различные способы повышения стойкости инструмента: пропитка графитом, создание благоприятных сред по средствам СОТС. Приведенные выше виды улучшения режущих свойств режущих инструментов, особого улучшения качества обрабатываемой поверхности не дали, однако при обработке режущего инструмента ионно - плазменной металлизацией, износостойкость применяемых режущих материалов увеличилась и точность отверстий стала выше.

Список используемых источников: 1. Прогрессивные методы хонингования / С.И. Куликов и др.-М: Машиностроение, 1983.-135 с. 2. Фрагин И.Е. Новое в хонинговании. - М: Машиностроение, 1980.-95 с. 3. Фрагин И.Е., Сафронов В.Г. Исследование процесса хонингования-М: НИИ-маш, 1965.-87 с. 4. С. И. Куликов, В. А. Романчук, Ф. Ф. Ризванов, Ю. М. Евсеев. Хонингование. Справочное пособие. - М: Машиностроение, 1973.-168 с. 5. Бахарев В.П. Основы проектирования и управления процессами финишной обработки керамических и композиционных материалов. – Иваново.: И.: « Ивановский государственный университет» 2009г., 3-237с. 6. Галицкий В.Н. Курищук А.В. Алмазно-абразивный инструмент на металлических связках для обработки твердого сплава и стали. – Киев.: Наукова Думка 1986г., 142 с. 7. Наерман М.С. Попов С.А. Прецизионная обработка деталей алмазными и абразивными брусками. – М.: Машиностроение 1971г., 9-198 с. 8. Чеповецкий И.Х. Основы финишной алмазной обработки. - Киев.: Наукова Думка 1980г., 101-392 с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

J. Kunderák, Prof Dr. habil., K. Gyáni, Dr. univ.,
I. Deszpoth, Dr. techn., I. Sztankovics, PhD. student, Miskolc, Hungary

MATERIAL REMOVAL CHARACTERISTICS IN ROTATIONAL AND TANGENTIAL TURNING

Rotational and tangential turnings are two special variants of hard turning. They can eliminate a disadvantageous characteristic of ordinary hard turning, namely, the generation of periodical topography. This study reveals common and different features of both rotational method and the long-known tangential turning method. Common features make the complex chip removal mechanism of rotational turning easier to understand. The calculation of chip thickness and width becomes simpler. However, while the cutting technical parameters can be drawn on planar surfaces in a tangential method, these parameters obtain a 3D spatial form in rotational turning due to the helical edge. The extremely high productivity of rotational turning and the kinematical relations of the machining system are illustrated by several examples. Both methods are supplementary solutions because their extensive use requires expensive tools, which result in economic problems.

4. INTRODUCTION

The rapid spread of hard turning has significantly increased the economic efficiency of machining hardened parts. This type of turning often replaced grinding methods and grinding machines and thus, manufacturing processes were significantly shortened. Although there is no significant difference between accuracy and roughness parameters, the surface topography or texture produced by the two methods is different.

The hard machined topography is periodical; it consists of regularly repetitive elements, which are extremely delicate and are located in a thread-like form on the surface of a workpiece. The pitch of this thread-like topography is equal to the feed per revolution and the depth of the thread is the same as the value of the maximal roughness (R_{\max}). Although the sharp thread produced on the hardened steel surface is very fine, it cannot be applied in some functional roles of mechanical mechanisms. It is not applicable in the following cases: sealing, needle roller bearings and synchronisation cones in transmissions [1, 2].

The main aim of the development of hard turning was to avoid the application of the grinding method and to make the random topography similar to the ground one possible to create.

5. MATERIAL REMOVAL PRINCIPLE IN ROTATIONAL TURNING

The material removal principle in rotational turning can easily be understood from Figure 1. For practical reasons, the rotated position of the tool is illustrated in the phase when the whole length of the edge of the PV helical cutting edge leaves the cutting zone. However, the workpiece is shown in a half-finished state so that the occurring definitions of the cutting method can be interpreted.

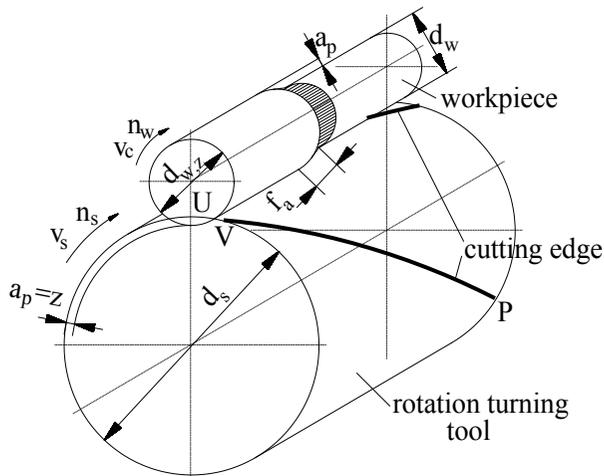


Figure 1 – Material removal principle in rotational turning (typical phases)

The shape of the tool shank is theoretically cylindrical with d_s diameter and the PCBN (polycrystalline cubic boron nitride) cutting edge is located on a helical curve. The acting length of the cutting edge is the section marked **PV**. The pitch angle of the helical curve must be defined during tool design processes and it must be known for technology planning processes. The slowly rotating tool reaches the workpiece with its **P** point and leaves it with its **V** point at the **U** point marked on the workpiece. The rotation of the slowly rotating tool generates a feed value of several tenth millimetres for one revolution of the swiftly rotating workpiece due to the skewness of the edge. This feed is marked f_a in Fig. 1. It becomes clear from the operation principle that the edge of the tool moves on a path of the common tangent plane of the workpiece and does not create a groove or any other kind of periodical pattern on its surface.

Figure 1 illustrates the workpiece sketched in the half way position with the depth of cut (a_p), the axial feed (f_a), the finished diameter (d_w), the diameter (d_w) increased by the allowance (z), the hyperboloid-like surface connecting the rough and finished diameters and representing the cutting zone, the cutting speed (v_c) with its values varying between 160...200 m/min in order to eventuate the optimal condition for the PCBN tool. The remaining symbols are as follows: peripheral speed (v_s) and angular speed (n_s) of the tool, angular speed (n_w) of the workpiece.

6. CHIP REMOVAL MECHANISM IN ROTATIONAL TURNING

Rotational turning is one of the newly used hard machining methods with an announced pattern of a firm [5]. This method keeps all the advantages of hard turning, but besides this, it generates a smooth twist-free surface. However, it has a

disadvantage since it requires a special tool, whose machining costs are far more expensive than those of standard tools.

While conducting research into the history of rotational turning, this study came across tangential turning existence in the technical literature for a long time [6]. Figure 2 demonstrates the close relation between the two methods and illustrates the geometrical relations of rotational and tangential turning. The figure shows a section view in an optionally chosen **A** point of the tool in the work plane. The allowance z on the workpiece is slightly overdrawn so that some of the regularities can clearly be seen.

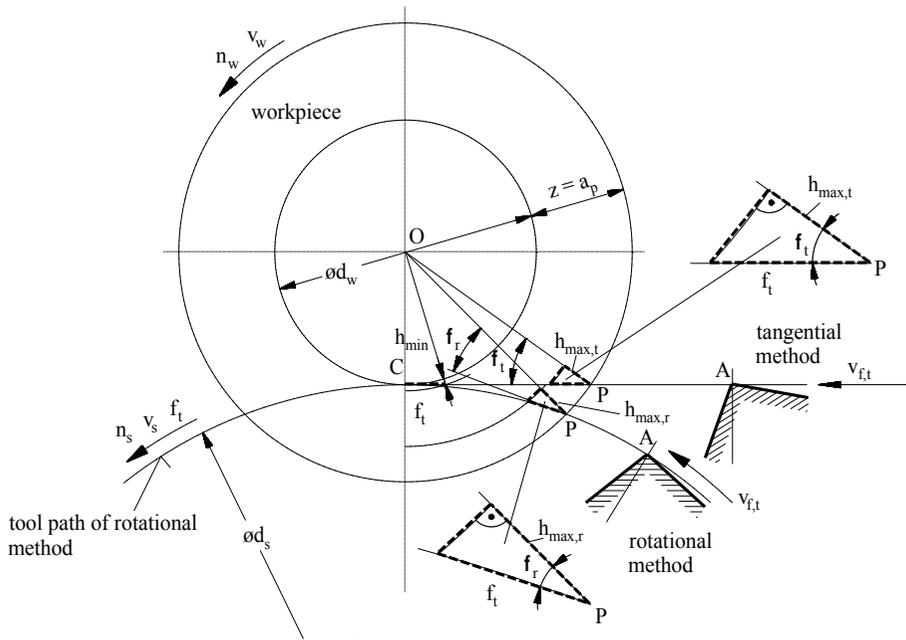


Figure 2 – Relation between rotational and tangential turning

The main difference between the two methods is well illustrated in Figure 2. It is shown that the tangential feed (f_t) describes a linear path in one case and a circular path in the other case. The diameter of the rotary movement is the tool diameter (d_s) in Fig. 2. The chosen **A** point of the cutting edge describes a linear path in tangential turning and a circular path in rotational turning while reaching **C** point. The speed – the $v_{f,t}$ tangential component – in both cases is the same, because the tangential feed (f_t), whose dimension is mm/workpiece revolution, is also the same. It can be stated that tangential turning is a special case of rotational turning performed by an infinity-diameter tool. The differences may be interesting from a theoretical point of view. However, in practice these differences are hardly visible due to the

very small chip size. This statement is confirmed by the technical literature dealing with this issue [7].

As for the rotational turning dealt with in this paper, it can be stated that one of the important sizes of the chip (the chip thickness) varies when the tool performs a rotary movement. The definition of the chip thickness (\mathbf{h}) can be seen in Figure 2; the maximal value (\mathbf{h}_{\max}) occurs at the beginning of cutting phase and is of minimal value (\mathbf{h}_{\min}) in the last phase. The maximal value can easily be calculated by applying the tangential method. In rotational turning some parts are to be neglected because the hypotenuse and one of the legs of the rectangular triangle used in the calculation are formed by circular arcs. From Figure 2 the following equation is obtained:

$$h_{\max} = f_t \cdot \cos \varphi = f_t \cdot \frac{\overline{PC}}{d_w + z} = f_t \cdot \frac{\sqrt{z \cdot (d_w + z)}}{d_w + z} \text{ mm.} \quad (1)$$

The chip thickness (\mathbf{h}) gradually decreases while the tangential feed (\mathbf{v}_{ft}) is constant. The minimal value is reached in the last required revolution of the workpiece (C point). While performing technological planning, it is important to note, that:

$$h_{\min} \geq 0,1 \cdot r_\beta \quad (2)$$

where \mathbf{r}_β is the fillet radius of the cutting edge or in shorter form: edge radius. Several researchers dealing with cutting method share the opinion that there is no chip formation if the value of the edge radius is less than $0.1 \mathbf{r}_\beta$ [8, 9, 10].

In order to calculate h_{\min} , the number of revolutions during which point A of the tool gets from point P to point C must be known (Figure 3). If \mathbf{f}_t , one of the system input data, is known, the calculation is as follows:

$$n_{w,sz\ddot{t}ks} = \frac{\overline{PC}}{f_t} = \frac{\sqrt{z \cdot (d_w + z)}}{f_t} \text{ 1/min,} \quad (3)$$

Whereby

$$h_{\min} = \frac{z}{n_{w,sz\ddot{t}ks}} = \frac{z \cdot f_t}{\sqrt{z \cdot (d_w + z)}} \text{ mm.} \quad (4)$$

The value of \mathbf{r}_β for an average quality cutting tool is $30 \mu\text{m}$, whereby $0,003 \text{ mm}$ comes for \mathbf{h}_{\min} . The chip thickness will increase from this value to \mathbf{h}_{\max} along the tool path (PC) which is linear in tangential method and circular in rotational turning method (Figure 3).

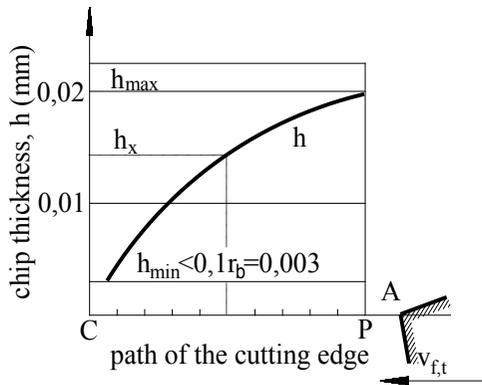


Figure 3 – Chip thickness is different along the points of the cutting edge

7. THE EFFECT OF THE SKEW ANGLE ON THE CHIP FORMATION

In order to describe further details the skewness of the cutting edge must be taken into consideration, which is characterised by the λ skew angle. As the previously cited technical literature states, the value of λ can be between 20° and 45° . The importance of the skew angle can be experienced firstly in the productivity and then in the surface quality parameters. As for productivity realised in the main usage of the machine, it can be shown on a geometrical basis that if the tangential feed is the same, the smaller λ angle (e.g., 20°) results in higher axial feed (f_a) than the larger λ .

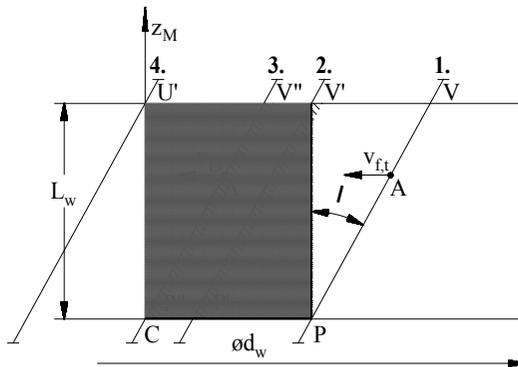


Figure 4 – The 4 main position of the cutting edge, transformed into the main plane

By extending our approach to the whole length of the edge, we get from one point of the cutting edge (A point) to the geometrical relations in Figure 4. The

figure is accurate in a tangential turning method; however, we obtain exactly the same relations in rotational turning if the tool is transformed into a plane. We can imagine this if the cylinder of the tool is split and then it is unfolded to a plane. From a geometrical view both methods are completely the same. Figure 4 shows four specific edge positions which are very important. In the first position the oblique edge touches the workpiece in **P** point and then it moves on at a speed of $v_{f,t}$. During this motion the active part of the edge gets longer and longer until the **V** point touches the workpiece. During this time both the chip width and the cutting force constantly grow. The **P'V'** section is the constant phase which stretches as far as the **P''V''** section of the edge. The second and the third positions of the edge show these two sections in Figure 4. After this the cutting edge gradually exits the material: both the chip width and the cutting force continuously decrease. Finally, in the fourth position the edge exits the material, namely, the tool's **V'** point leaves the workpiece at the **U'** point. The time required by the three machining phases – initial-, constant- running out phase – depends on the function of the f_t tangential feed (mm/workpiece revolution), the tool's v_s speed and the λ skewness or pitch angle.

Figure 5 illustrates the operation of the cutting edge and makes it easy to understand since the method in this figure is shown in its real ratio. Special attention should be paid to how the short part of the edge performing cutting passes along the whole length of the edge while the allowance from the workpiece is cut off.

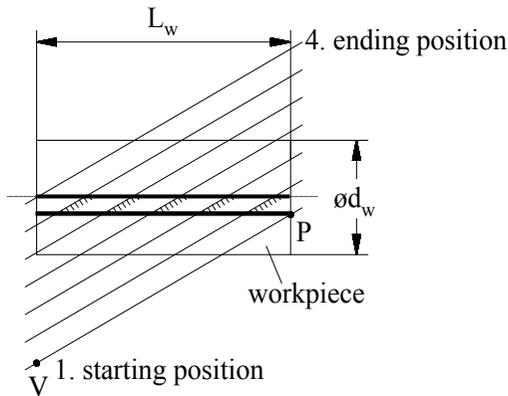


Figure 5 – Successive positions of the edge in real scale

One of the hardly understandable concepts of the method is the chip section. One of the dimensions of this is the chip thickness (**h**), whose minimal and maximal values have already been described earlier in this study when only one point of the edge was working. The other dimension is the edge length in cut (**b**) which was mentioned in Figures 4 and 5. However, if we wanted to draw the cross section of

the chip (A_c) with the two parameters (h, b), we would be confused, because there would be no plane where the cross section ($A_c = b \cdot h$) could be illustrated in an exact form. In the case of the tangential method with its most simple geometry, the cross section appears in different planes in every revolution of the workpiece (Figure 6.). The position of the plane which contains h is defined by the $\varphi_1 \dots \varphi_5$ angles. (In Figure 6 only five revolutions are shown, in reality the initial phase contains around 30-40 different workpiece revolutions.) If the skewness angle of the edge (λ) is taken into consideration, the initial point of the cutting edge marked with **P** point generates lower chip thickness than the last working point of the edge (**V** point). Consequently, the shape of the cross section is not a parallelogram, but a trapezoid. The cross sections appearing in edge in Figure 6 are planes whose normal vector exits the plane of the drawing and changes its position by workpiece revolutions.

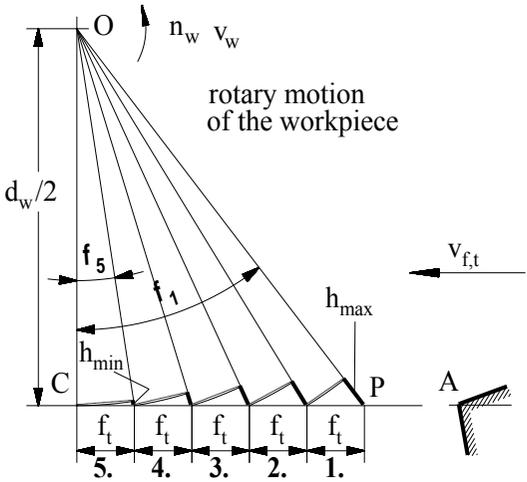


Figure 6 – Position of the chip thickness and its continuously changing size

If the cross section (A_c) is drawn in the plane defined by this normal vector, we get the shape presented in Figure 7. However, this is true only if the tangential method is applied. The situation is more difficult in rotational method, because the edge geometry is not a linear line, but a helical curve. Accordingly, the cross section of the chip is enclosed by curves of that kind. Therefore, its geometry leaves the two-dimensional plane and becomes a three-dimensional surface. This is one of the main differences between the two methods.

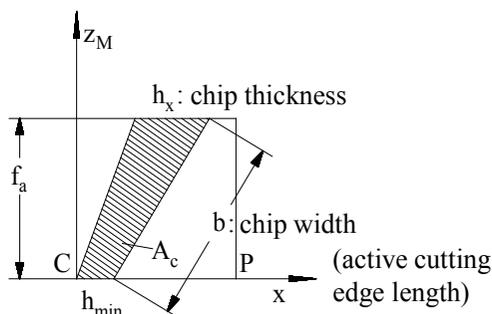


Figure 7 – Approximate description of the cross section of the chip in tangential method

SUMMARY

Rotational turning works with different material removal and chip formational mechanisms than classical turning. It has been known for a long time in some aspects, but in a broader sense it has never been applied in the tangential method. Since the tool makes a slow rotary movement instead of the rectilinear movement, this method substantially differs from the tangential method. Rotational turning has become a more widely applied method in making bores, flat surfaces, shape surfaces and cones than the tangential method. There is no observable periodical topography on the surface, so it is suitable for sealing, needle roller bearings and connecting surfaces. In addition, its productivity is the highest among the hard turning methods. Precision ground surfaces are made in a few seconds.

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 research work has been realised as part of project TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 – in the frame of New Hungary Development Plan –, by the support of European Union, with the co-finance of European Social Found.

REFERENCES [1] Kummer N., Voght B.: Drallfreies Drehen Ersatz Schleifprozesse, *IDR 4/2004*, pp.2-4; [2] Klingsauf W.: Drehen ohne Drall, *Fertigung, Jan/Febr. 2005*, pp.16-18; [3] Dang W.P., Sullivan J., Stout K.J.: Comprehensive study of parameters for characterizing three-dimensional surface topography. II. Statistical parameters, *Wear 167 (1993)*, pp.9-21; [4] Liam Blunt, Xiangqian Jiang: Numerical parameters for Characterisation of Topography, *School of Engineering, University of Huddersfield, 2003*, pp.2-41; [5] Weisser J.G.: Patent von Werkzeugmaschinenfabrik, St. Georgen, Schwarzwald, Deutschland, 2004; [6] Gorski E.: Alakos megmunkálószerszámok, *Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1976*. p.320; [7] Schneider J., Schreiber L.: Mit dem Tangentialdrehen zu drallfreien Oberflächen, *Werkstatt und Betrieb 6 (2002)*, pp.40-45; [8] Kuncfermann M.M.W.: A Model for Surface Roughness in Ultraprecision Hard Turning, *Manufacturing Technology, Vol. 53, Iss. 1, 2004*, pp.99-102; [9] Tönshoff H.K.: Cutting of Hardened Steel, *Annals of the CIRP, 49/2 (2000)*, pp.547-566; [10] Ikawa W., Shimada S., Tanaka H., Ohmori G.: An Atomistic Analysis of Nanometric Chip Removal as Affected by Tool-Work Interaction in Diamond Turning, *Annals of the CIRP, 40/1 (1991)*, pp.551-554.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

В. С. Кушнер, д-р техн. наук, О. Ю. Бургонова, Омск, Россия

СХЕМАТИЗАЦИЯ ФРЕЗЕРОВАНИЯ УСТУПОВ С ЦЕЛЬЮ ОБОБЩЕНИЯ ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ РЕЗАНИЯ НА ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Вдосконалена схематизація фрезерування кінцевими і дисковими фрезами при обробці площин типу уступу на основі єдиного підходу до різних способів лезвийної обробки. Розроблені математичні моделі і програми для розрахунку технологічних складових сили фрезерування. Уточнені і узагальнені рівняння, що описують зв'язки чинників, що характеризують умови різання, з технологічними характеристиками і обмеженнями.

Усовершенствована схематизация фрезерования концевыми и дисковыми фрезами при обработке плоскостей типа уступа на основе единого подхода к различным способам лезвийной обработки. Разработаны математические модели и программы для расчета технологических составляющих силы фрезерования. Уточнены и обобщены уравнения, описывающие связи факторов, характеризующих условия резания, с технологическими характеристиками и ограничениями.

The schematization of milling is improved by trailer and disk mills when processing the planes such as a ledge on the basis of a uniform approach to various ways of processing by cutting. Mathematical models and programs for calculation of technological components of force of milling are developed. The equations describing communications of factors, characterizing cutting conditions, with technical characteristics and restrictions are specified and generalized.

Фрезерование является одним из наиболее распространенных способов обработки плоскостей из различных конструкционных материалов. Этот способ обработки относится к наиболее сложным, поскольку при фрезеровании осуществляется как свободное, так и несвободное резание, нестационарное, связанное с изменением толщины срезаемого слоя вследствие вращения зуба фрезы или наклона режущих кромок. Изменение конструкций различных фрез, как правило, требует совершенствования схематизации этого процесса. Для назначения режимов обработки, конструирования режущего инструмента используются преимущественно практические рекомендации, основанные на обобщении производственного опыта. Это снижает эффективность фрезерования и часто не обеспечивает выполнение технологических требований к точности, шероховатости обработанной поверхностей, износостойкости инструмента и др. Кроме того, с одной стороны, в трудах многих ученых разработаны принципы схематизации процессов лезвийной обработки, однако, с другой стороны, широко распространенные рекомендации и нормативы по назначению режимов резания, как правило, не учитывают этих принципов и часто им противоречат. В связи с этим, совершенствование схематизации операций фрезерования, особенно с применением концевых и дисковых фрез,

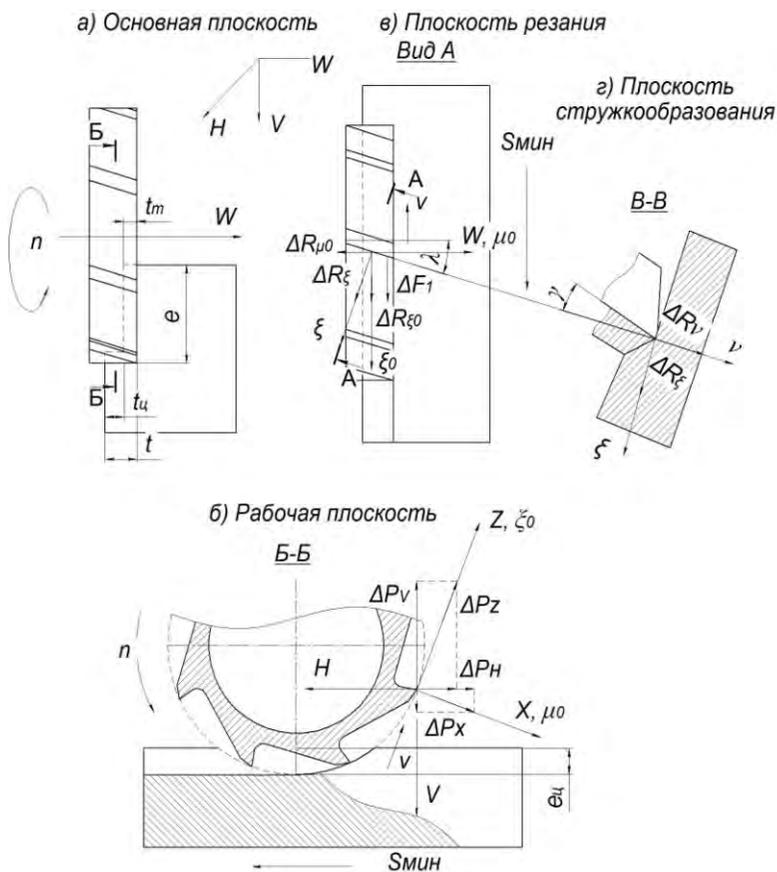


Рисунок 2 – Схема фрезерования уступа дисковой фрезой

Для снижения трудоемкости теоретических численных методов расчета и повышения их достоверности требуется осуществления корректной схематизации процессов фрезерования с единых позиций, сформулированных в ряде работ, посвященных развитию науки о резании материалов [1, 2] и в международных стандартах ДИН [3] и обеспечения возможности расчета характеристик различных способов лезвийной обработки на основе единого подхода. Одним из требований к такой схематизации относится обязательное представление процесса обработки во всех четырех плоскостях, предусмотренных стандартами ДИН: основной, резания, рабочей, стружкообразования (рис. 1, рис. 2).

Для обеспечения единства для различных способов лезвийной обработки и, в частности, для различных способов фрезерования глубину резания t сле-

дует определять в основной плоскости в направлении, перпендикулярном рабочей плоскости (т. е. в направлении оси вращения фрезы), а глубину врезания e – в рабочей плоскости в направлении, перпендикулярном подаче или в основной плоскости в направлении, перпендикулярном оси вращения фрезы. В частности, при обработке одного и того же уступа вследствие изменения направления оси вращения фрезы на 90° глубины резания и врезания для концевой и дисковой фрез будут разными.

Для учета изменения толщины срезаемого слоя, связанного с изменением угла контакта θ вследствие наклона режущей кромки, зависимости технологических составляющих силы фрезерования P_H, P_V, P_W от угла поворота зуба определялись интегрированием приращений сил, отнесенных к элементарной длине Δl режущей кромки (или к приращению ширины срезаемого слоя Δb) по длине режущей кромки зуба на участке его контакта с деталью.

Определение технологических составляющих силы фрезерования проводилось раздельно на торцовой и цилиндрической части фрезы. Т. к. на торцовой части угол наклона режущей кромки λ принят равным нулю, то приращение сил на передней и задней поверхности могут быть рассмотрены в одной плоскости, перпендикулярной проекции главной режущей кромки на основную плоскость, в то время как для цилиндрической части для фрез с винтовыми зубьями приращения сил на передней и задней поверхностях рассматриваются в различных плоскостях: приращения сил на передней поверхности – в плоскости стружкообразования, перпендикулярной режущей кромке в плоскости резания

$$\Delta R_\xi = K_\xi S_b S t, \quad \Delta R_V = K_V S_b S t, \quad (1)$$

а приращения силы на задней поверхности – в рабочей плоскости

$$N_1 = q_{N1} h_3 (t / \sin \varphi), \quad F_1 = \mu_1 N_1, \quad (2)$$

где K_V – удельная сила на передней поверхности в основной плоскости в направлении плоскости стружкообразования; K_ξ – удельная сила на передней поверхности перпендикулярная режущей кромке; S_b – действительный предел прочности при растяжении; q_{N1} – нормальные напряжения на задней поверхности режущего лезвия; μ_1 – коэффициент трения; h_3 – критерий затупления по задней кромке.

Приращения технологических сил, связанных с режущим лезвием $\Delta P_X, \Delta P_Y, \Delta P_Z$, для торцовой части при $\lambda=0$ соответствующие различному углу контакта, равны:

$$\begin{aligned} \Delta P_X &= \Delta R_X + \Delta N_1 \sin \varphi, \\ \Delta P_Y &= \Delta R_Y + \Delta N_1 \cos \varphi, \\ \Delta P_Z &= \Delta R_Z + \Delta F_1, \end{aligned} \quad (3)$$

где $\Delta R_X = \Delta R_V \cos \varphi$, $\Delta R_Y = \Delta R_V \sin \varphi$, $\Delta R_Z = \Delta R_\xi$ – приращения сил на передней поверхности, $\Delta N_1, \Delta F_1$ – приращения сил на задней поверхности.

Приращения технологических сил, связанных с режущим лезвием ΔP_X , ΔP_Y , ΔP_Z , для цилиндрической части при $\lambda \neq 0$ соответствующие различному углу контакта, равны:

$$\Delta P_X = \Delta R_X, \quad \Delta P_Y = \Delta R_Y + \Delta N_1, \quad \Delta P_Z = \Delta R_Z + \Delta F_1, \quad (4)$$

где $\Delta R_X = \Delta R_V$, $\Delta R_Y = \Delta R_\xi \sin \lambda$, $\Delta R_Z = \Delta R_\xi \cos \lambda$.

Для получения значений составляющих силы фрезерования на торцевой части концевой фрезы P_X , P_Y , P_Z приращения этих сил интегрировались по длине режущей кромки для любого положения зуба. При этом формулы для расчета сил существенно различаются в зависимости от формы режущего лезвия.

Влияние закругления при вершине r (или иного изменения направления режущей кромки в плане) при нулевом угле наклона режущей кромки учитывалось определением приращений сил в плоскости стружкообразования, перпендикулярной режущей кромке и последующим интегрированием их вдоль этой кромки (рис. 1, рис. 2).

$$P_X(t_r) = K_V S_b s_Z \sin \theta \cdot t_r \left[\frac{r}{2t_r} \arcsin \sqrt{\frac{t_r}{r} \left(2 - \frac{t_r}{r} \right)} - \left(1 - \frac{t_r}{r} \right) \frac{1}{2} \sqrt{2 \frac{t_r}{r} - 1} \right] +$$

$$+ \sigma_b h_3 t_r$$

$$P_Y(t_r) = K_V S_b s_Z \sin \theta t_r \left(1 - \frac{t_r}{2r} \right) + \sigma_b h_3 t_r \sqrt{2 \frac{r}{t_r} - 1}, \quad (5)$$

$$P_Z(t_r) = K_\xi S_b s_Z \sin \theta t_r + \mu_1 \sigma_b h_3 r \arcsin \sqrt{\frac{t_r}{r} \left(2 - \frac{t_r}{r} \right)},$$

где σ_b – условный предел прочности при растяжении; H_0 – высота застойной зоны; φ – угол в плане; θ – угол контакта; t_r – глубина резания, на участке закругления вершины по дуге радиусом r .

Удельные силы K_ξ , K_V – одни и те же для любого способа лезвийной обработки, в том числе для точения и фрезерования [2].

$$K_\xi = \frac{\tau_Y}{S_b} \frac{\xi + 1/\xi - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} + \frac{q_F}{S_b} \frac{c}{a \xi}, \quad (7)$$

$$K_V = \frac{q_F}{S_b} \frac{c}{a \xi} \frac{\xi - \sin \gamma}{\cos \gamma} - \frac{\tau_Y}{S_b} \frac{\xi + 1/\xi - 2 \sin \gamma}{\cos \gamma} \operatorname{tg} \gamma; \quad (8)$$

где q_F – касательное напряжение по передней поверхности; c – полная длина контакта стружки с режущим лезвием; ξ – усадка стружки; τ_Y – средние касательные напряжения в условной плоскости сдвига.

Полученные силы P_X и P_Z проектируются на технологические оси H и V, а P_Y на ось W.

$$\begin{aligned}
P_{Hi} &= P_{xi} \sin \theta_i + P_{zi} \cos \theta_i = (K_v S_b s_Z \sin \theta \cdot t + \sigma_b h_3 t_r) \sin \theta_i + \\
&+ (K_\xi S_b s_Z t \sin \theta + \mu_1 \sigma_b h_3 t) \cos \theta_i, \\
P_{Vi} &= -P_{xi} \cos \theta_i + P_{zi} \sin \theta_i = -(K_v S_b s_Z \sin \theta \cdot t + \sigma_b h_3 t_r) \cos \theta_i + \\
&+ (K_\xi S_b s_Z t \sin \theta + \mu_1 \sigma_b h_3 t) \sin \theta_i, \\
P_{Wi} &= P_{yi} = K_v S_b s_Z t \sin \theta + \sigma_b h_3 t.
\end{aligned} \tag{9}$$

Влияние наклона режущей кромки на цилиндрической части концевой фрезы учитывалось путем разложения приращения силы ΔR_ξ на составляющие $\Delta R_{\xi 0}$ в направлении скорости резания (оси Z) и $\Delta R_{\mu 0}$ – в направлении оси вращения фрезы (или проекции режущей кромки на основную плоскость) (рис. 1).

Интегрированием приращений сил по длине режущей кромки определяются технологические составляющие силы резания по осям V, H в рабочей плоскости и по оси W в плоскости резания:

$$P_{Vi} = \frac{1}{2} S_b s_z \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \left[\begin{aligned} &- K_\xi \cos \lambda \left(1 - \frac{1}{2} \frac{\sin 2\theta - \sin 2\theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} \right) + \\ &+ \frac{1}{2} K_v \left(\frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta}{\theta - \theta_{li}} \right) \end{aligned} \right] + \tag{10}$$

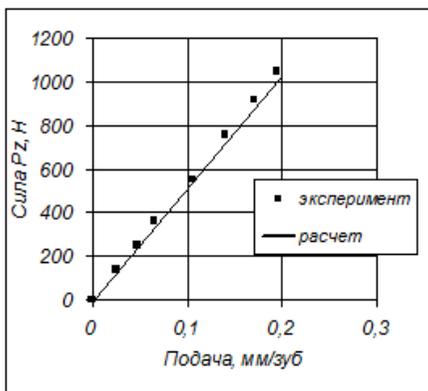
$$+ \sigma_b h_3 \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \frac{1}{\cos \lambda} \left(\frac{\sin \theta - \sin \theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} + \mu_1 \frac{\cos \theta - \cos \theta_{li}}{\theta - \theta_{li}} \right),$$

$$P_{Hi} = \frac{1}{2} S_b s_z \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \left[\begin{aligned} &K_\xi \left(\frac{\cos 2\theta_1 - \cos 2\theta}{2 (\theta - \theta_{li})} \right) + \\ &+ K_v \left(1 - \frac{\sin 2\theta - \sin 2\theta_{li}}{2 (\theta - \theta_{li})} \right) \end{aligned} \right] + \tag{11}$$

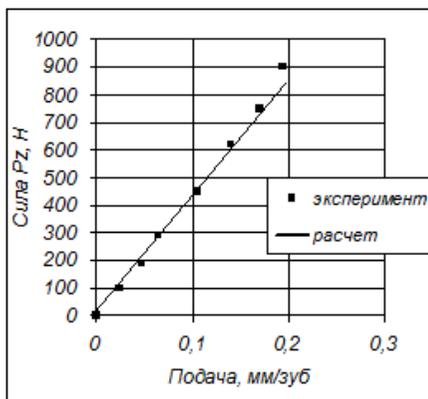
$$+ \sigma_b h_3 \left[\frac{D}{2} (\theta - \theta_{li}) \operatorname{ctg} \lambda \right] \frac{1}{\cos \lambda} \left(\mu_1 \frac{\sin \theta - \sin \theta_1}{\theta - \theta_1} - \frac{\cos \theta - \cos \theta_1}{\theta - \theta_1} \right),$$

$$P_W = \frac{1}{2} K_\xi S_b S_Z D \cos \lambda (\cos \theta - \cos \theta_{li}). \tag{12}$$

Значительное уточнение расчетов достигается при вычислении средних удельных касательных сил в плоскости стружкообразования и на передней поверхности не по эмпирическим соотношениям [1, 4], а по формулам и программам, учитывающим влияние не только деформации, но и скорости деформации и температуры [2]. Учет взаимосвязи температуры и предела текучести позволил существенно расширить область условий резания, в которой наблюдалось хорошее совпадение теоретических результатов с экспериментальными (рис. 3)



а)



б)

Рисунок 3 – Сопоставление расчетной составляющей силы фрезерования P_z с экспериментальной окружной силой $P_{окр}$ (по данным Промптова А.М. [5]) при торцовом фрезеровании стали 10 ($D=150$ мм, $\gamma=10^\circ$, $Z=6$, $S_z=0,105$ мм/зуб, $t=3$ мм, $e=75$ мм) при постоянной температуре: а) 700°C , в) 900°C

Показано, что при равных толщинах срезаемого слоя приращения сил в плоскости стружкообразования для точения и фрезерования одинаковы. Благодаря этому силы при фрезеровании могут быть вычислены по силам, измеренным или вычисленным для точения. Пример сопоставления теоретически рассчитанных технологических составляющих силы фрезерования P_V , P_H , P_W с экспериментально определенными и спроектированными на соответствующие технологические оси технологическими составляющими силы при точении P_x , P_y , P_z , полученными при аналогичных условиях резания, приведен на рис. 4.

Принятая схематизация процессов фрезерования концевыми и дисковыми фрезами позволила рассчитывать технологические составляющие силы фрезерования и температуры передней и задней поверхностей численными методами по разработанным программам. Полученные формулы позволяют определять силы резания, мощность и крутящие моменты для любого положения зуба, а также с учетом количества зубьев, одновременно находящихся в контакте с обрабатываемой деталью, т. е. осуществлять моделирование процесса фрезерования (рис. 5).

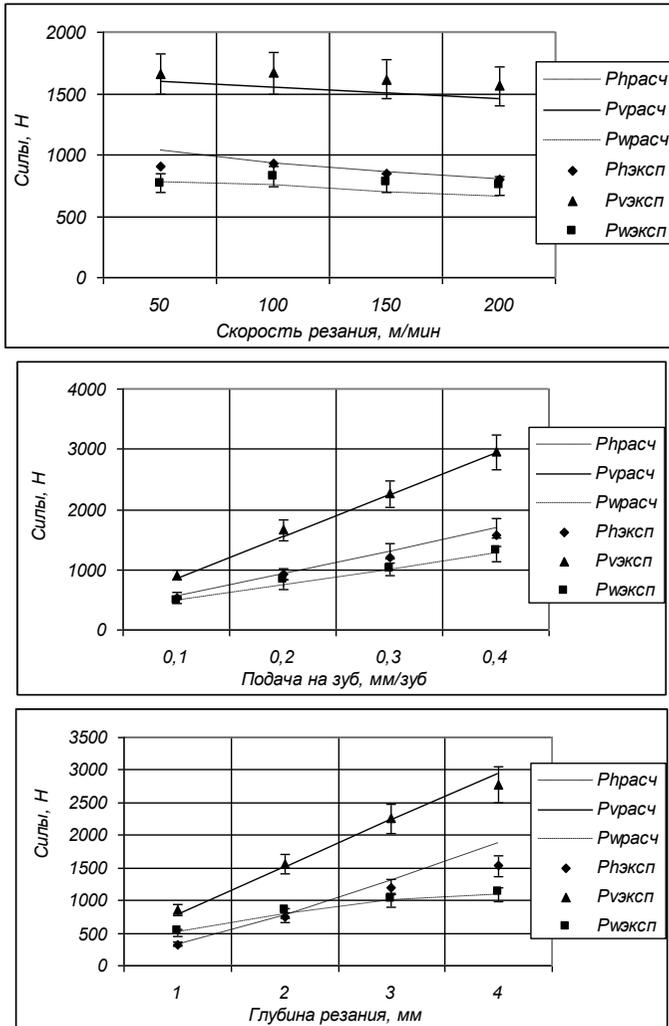


Рисунок 4 – Сопоставление расчетных и экспериментальных данных для фрезерования торцевой фрезой ($\gamma = 10^\circ$, $\alpha = 8^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\epsilon_{н} = 0$, $\epsilon_{г} = 30$ мм, $D = 63$ мм, $Z = 1$) при различных скоростях резания, глубинах резания и подачах

Анализ зависимостей сил от угла поворота фрезы позволил сформулировать принцип «квазиравномерного фрезерования», заключающийся в целесообразности работы только одного зуба при минимуме холостого хода. Это связано с тем, что для типичных условий резания силы на задних поверхностях значительно больше сил на передней поверхности. Вследствие чего од-

новременная работа двух и более зубьев приводит к необходимости уменьшения минутной подачи, допускаемой технологическими ограничениями по точности.

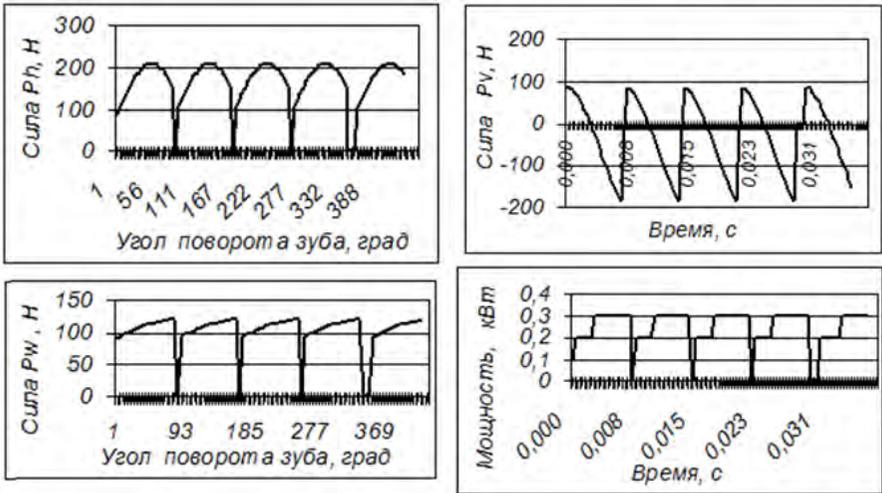


Рисунок 5 – Моделирование сил фрезерования, крутящего момента и мощности при фрезеровании торцовой частью концевой фрезы: $D = 16$ мм, $\gamma = 10^\circ$, $\varphi = 90^\circ$, $Z = 4$, $S_z = 0,1$ мм/зуб, $e = 8$ мм, $t = 0,5$ мм, $h_3 = 0,1$ мм

Это в свою очередь позволило установить связи факторов, характеризующих условия резания, с технологическими характеристиками и ограничениями по точности:

$$\Delta_{тор} \leq \frac{P_{W(n)}}{j} \leq \Delta_{тор}^*, \quad \Delta_{цил} \leq \frac{P_{V(n)}}{j} \leq \Delta_{цил}^*, \quad (13)$$

по шероховатости:

$$R_{Z_{тор}} \leq 1,7 R_{Z_{расч}} \left(\frac{P_{W(n)}}{15j} \right)^{0,51} \left(\frac{\theta_{max(n)}}{575} \right)^{-2,1} \leq R_{Z_{тор}}^*, \quad (14)$$

$$R_{Z_{цил}} \leq 1,7 R_{Z_{расч}} \left(\frac{P_{V(n)}}{15j} \right)^{0,51} \left(\frac{\theta_{max(n)}}{575} \right)^{-2,1} \leq R_{Z_{цил}}^*; \quad (15)$$

по мощности:

$$N_e \leq N_{e(n)} \leq N_e^*; \quad (16)$$

по крутящему моменту:

$$M_{кр} \leq M_{кр(n)} \leq M_{кр}^*; \quad (17)$$

(здесь индекс * – обозначает допускаемые величины соответствующих характеристик; а индекс (п) – означает, что характеристика рассчитывается по программе).

Поскольку в работах [3, 6, 7] показано, что минимальная интенсивность изнашивания режущего лезвия соответствует постоянной для конкретной пары обрабатываемого и инструментального материалов температуре, это условие может быть использовано для расчета рациональной скорости резания и частоты вращения фрезы. При этом, поскольку материал инструмента имеет одинаковые свойства на поверхностях режущего лезвия, максимальная производительность фрезерования достигается при условии равенства температур на передней и задней поверхности $\theta_{пер} \approx \theta_{зад}$. При этом если температуры на передней поверхности меньше, чем температура на задней поверхности, то целесообразно увеличивать толщину срезаемого слоя (подачу на зуб).

Оптимальные соотношения между скоростью фрезерования (частотой вращения фрезы) и подачей на зуб соответствует максимуму минутной подачи:

$$S_{мин} = S_Z Z n \rightarrow \max .$$

Изложенные принципы оптимизации операций фрезерования концевыми и дисковыми фрезами на основе разработанной схематизации процесса были использованы при анализе технологических процессов обработки деталей из конструкционных сталей и никелевых сплавов. Это позволило обеспечить технологические требования к точности, шероховатости обработанных поверхностей и износостойкости режущего инструмента. При этом достигалось повышение производительности в 1,3-1,5 раза.

Список использованных источников: 1. Развитие науки о резании металлов. *Колл. авт.* – М.: Машиностроение, 1967. – 420 с.; 2. *Васин, С.А.* Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании/ С.А.Васин, А.С.Верещака, В.С. Кушнер.: Учеб. для техн. вузов. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2001. – 448 с.; 3. Справочник по технологии резания материалов: В 2-х кн. / Ред. нем. изд.: *Г. Штур, Т. Штеферле*; Пер. с нем. под ред. Ю. М. Соломенцева. – М.: Машиностроение, 1985. – Кн.1–2.; 4. *Бобров, В.Ф.* Основы теории резания металлов. – М., Машиностроение, 1975 – 344 с.; 5. *Резников, А. Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М : Машиностроение, 1981. – 279 с.; 6. *Макаров, А. Д.* Оптимизация процессов резания. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.; 7. *Лоладзе, Т. Н.* Прочность и износостойкость режущего инструмента / Т. Н. Лоладзе / – М. : Машиностроение, 1982. – 320 с.; 7.

Поступила в редколлегию 09.06.2012

В. И. Лавриненко, д-р. техн. наук, Киев, Украина,
В.Ю. Солод, канд. техн. наук, Днепродзержинск, Украина

ФОРМИРОВАНИЕ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ШЛИФОВАНИИ КРУГАМИ ИЗ СТМ С СОЧЕТАНИЕМ РАЗЛИЧНЫХ АБРАЗИВОВ В РАБОЧЕМ СЛОЕ КРУГА

В даній статті розглядаються питання формування мікронерівностей на оброблюваній поверхні при шліфуванні кругами з надтвердих матеріалів з урахуванням сполучення різних абразивів у робочому шарі круга. Показаний взаємозв'язок між висотними і кроковими параметрами шорсткості та особливості профілю мікронерівностей при різному сполученні абразивів (алмазів та кубічного нітриду бору).

В данной статье рассматриваются вопросы формирования микронеровностей на обрабатываемой поверхности при шлифовании кругами из сверхтвердых материалов с учетом сочетания различных абразивов в рабочем слое круга. Показана взаимосвязь высотных и шаговых параметров шероховатости и особенности профиля микронеровностей при различном сочетании абразивов (алмазов и кубического нитрида бора).

In given article questions of formation of microroughnesses on a processed surface are considered at grinding by wheels from superhard materials taking into account a combination of various abrasives in a working layer of a wheel. The interrelation high-rise and stepping parametres of a roughness and feature of a profile of microroughnesses is shown at a various combination of abrasives (diamonds and cube boron nitride)

Введение

Известно [1–3], что существует определенная связь между высотными и шаговыми параметрами шероховатости. Так, в работе [1] такая связь была уточнена для основных высотных параметров в зависимости от технологии обработки : для плосковершинной и отделочно-упрочняющей обработки $R_{max} = 5Ra$, для точения, строгания, фрезерования $R_{max} = 6Ra$, для шлифования $R_{max} = 7Ra$. Авторами [2] связь между высотными параметрами Ra и R_{max} выражена в виде $R_{max} = (6,472 \pm 0,225)Ra$ для шлифования кругами из кубонита стальных изделий. В работе [1] показано, что для большинства методов механической обработки при средней высоте микронеровностей шаг шероховатости S_m не превышает $40R_{max}$ (шлифование, строгание, фрезерование, растачивание стальных и чугунных деталей), а для неровностей с меньшей высотой значения их шага могут достигать $300R_{max}$. В работе [3] были изучены особенности формирования зависимости параметра R_{max} от Ra для различных условий обработки и показано, что такая зависимость сводится к ряду следующих простых соотношений, которые в определенной степени совпадают с выводами работы [1]. Например, для спеченной и необработанной поверхности твердых сплавов она близка к виду $R_{max} \approx 4Ra$. При лезвий-

ной обработке сталей (40Х, ШХ15, Х12М) резцами из Гексанита-Р зависимость больше отвечает виду $R_{max} \approx 6Ra$. Для абразивной обработки кругами из СТМ наиболее характерной будет зависимость близкая к виду $R_{max} \approx 8Ra$. Это характерно как для инструментальных материалов: быстрорежущих сталей, керамики, твердых сплавов, так и для незакаленной стали, нержавеющей сталей и титановых сплавов. Для чисто абразивной обработки, например кругами из электрокорунда, зависимость $R_{max} = f(Ra)$ более близка к виду $R_{max} \approx (6...8)Ra$. А вот при доводке керамики и покрытий зависимость $R_{max} = f(Ra)$ близка к виду $R_{max} \approx 10Ra$. В последнем случае свой вклад в повышение значения R_{max} вносит пористость данных материалов, поскольку при доводке она уже играет значительную роль.

Цель и постановка задачи

В данной статье, учитывая ее небольшой объем, мы хотели бы остановиться на связи между двумя основными высотными параметрами Ra и R_{max} , а также на связи между Ra и Sm . При этом, нас в большей степени будут интересовать особенности формирования микронеровностей обработанной поверхности при торцовом шлифовании кругами из СТМ для случая, когда у в рабочем слое имеется сочетание двух или трех шлифпорошков различных абразивов (алмазов и КНБ).

Реализация задачи

Рассмотрим, как изменяются эти закономерности, когда мы имеем дело с абразивным инструментом, рабочий слой которого состоит из сочетания различных абразивов (компактов шлифпорошков на основе микропорошков кубонита, смеси компактов со стандартными шлифпорошками кубонита, смеси компактов с алмазными шлифпорошками). При проведении лабораторных исследований общее количество испытанных абразивных смесей шлифпорошков в основе которых были микропорошки композиционных порошков кубонита составило 21 вариант. Был изготовлены круги формы 12А2-45° 125x5x3x32 – на связующем марки В2-08. Шлифовали образцы размерами 150x20x8 мм из быстрорежущей стали Р6М5. Обработка производилась без охлаждения.

Шероховатость обрабатываемых поверхностей контролировалась с помощью профилометра-профилографа модели SurfTest SJ-201 фирмы Mitutoyo (Япония), подключенного к компьютеру. Шероховатость обработанной поверхности оценивали по следующим основным параметрам: среднего арифметического отклонения профиля микронеровностей, Ra , мкм; максимальной высоты микронеровностей, R_{max} , мкм; среднего шага микронеровностей по базовой линии, Sm , мкм.

Анализ параметров микронеровностей обработанных поверхностей для четырех случаев сочетания абразивов в рабочем слое шлифовальных кругов (чистые компакты – КМ, компакты КМ и алмазы АС32, компакты КМ и кубонит КВ, компакты КМ с алмазами АС32 и кубонитом КВ) показал, что при

шлифовании быстрорежущих сталей соотношение R_{max}/R_a находится в диапазоне от 7,5 до 10, а средний показатель составляет 8,5, что соответствует тем данным, которые нами изложены выше. Характерно также и то, что разные сочетания абразивов не выделяются в отдельные области, а находятся в общей совокупности данных.

Теперь рассмотрим соотношение высотных и шаговых параметров шероховатости для исследованных в данной работе условий. Общие результаты исследований эксплуатационных показателей первой партии кругов с шлифпорошками на основе компактов микропорошков кубонита показали, что для них характерен особый механизм изнашивания зерен. Они (за исключением зернистости 160/125 и может быть частично 250/200) изнашиваются в значительной мере не сколами, а как бы послойно, и поэтому режущая способность зерна не возобновляется, возрастает контакт площадки скольжения зерна по обрабатываемой поверхности. С увеличением производительности шлифования



Рисунок 1 – Пример корреляционной связи между параметром шероховатости R_a и шагом микронеровностей S_m .

срезание материала ухудшается и растет эффективная мощность шлифования. Косвенным подтверждением гипотезы о послойном изнашивании зерен должна быть небольшая разница в величинах шероховатости, при достаточно ощутимом различии в величинах зернистостей, и увеличенный шаг неровностей в тех зернистостях, которые имеют неудовлетворительную режущую способность. Анализ данных по шероховатости обрабатываемой поверхности подтвердил данную гипотезу. Так, сравним три зернистости при одинаковой производительности шлифования – 120 $\text{мм}^3/\text{мин}$: 630/500 – $R_a=0,44$ мкм, 250/200 – $R_a=0,37$ мкм, 160/125 – $R_a=0,46$ мкм. Для 200 $\text{мм}^3/\text{мин}$: 250/200 – $R_a=0,93$ мкм, 200/160 – $R_a=0,86$ мкм, 160/125 – $R_a=0,72$ мкм, 125/100 – $R_a=0,76$ мкм. Видно, что производительности в 120

$\text{мм}^3/\text{мин}$ снижение зернистости компактов в кругах в 4 раза никак не повлияло на шероховатость, а при повышении производительности обработки наблюдается определенная тенденция к снижению шероховатости с уменьшением зернистости, но эта тенденция является нечеткой и принципиально боль-

шой разницы между, например, 250/200 и вдвое меньшей зернистостью – 125/100 мы не наблюдаем. В свою очередь, анализ связи между показателем Ra и шагом неровностей Sm (рис. 1) четко выявил, что именно на тех зернистостях, которые оказались совсем неработоспособными кругами (630/500, 200/160, 125/100), и наблюдается повышение значений шага неровностей.

Косвенным подтверждением указанного выше является также и характер профиля микронеровностей обрабатываемой поверхности такими кругами. Если для тех зернистостей, которые проявили себя как неработающие, характерным является более или менее равномерный профиль микрорельефа (рис. 2), то для зернистости 160/125, оказавшейся достаточно работоспособной, характерным является профиль микрорельефа со своеобразными повторяющимися „карманами”. Это как раз отражает то, что у такой зернистости наряду с четко выраженными компактами встречаются и так называемые „режущие” зерна, которые и придают такой своеобразности профилю микронеровностей (рис. 3).

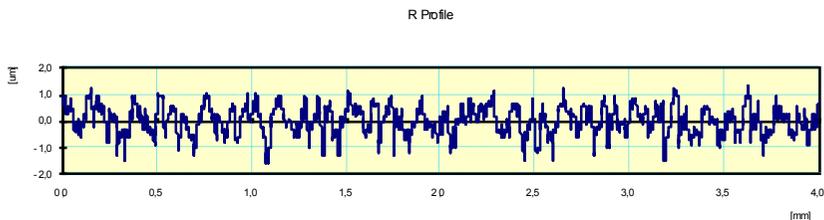


Рисунок 2 – Профиль микронеровностей обработанной поверхности кругом с зернистостью КМ 630/500.

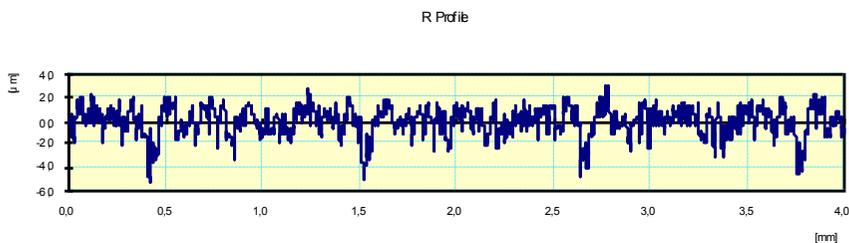


Рисунок 3 – Профиль микронеровностей обработанной поверхности кругом с зернистостью КМ 160/125.

Анализ приведенных выше данных позволяет сделать вывод о том, что вероятно 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 ре-

жущую способность круга. Поэтому, на следующем этапе были изучены особенности профиля микронеровностей обрабатываемой поверхности после обработки кругами, когда в качестве абразива использовалась бы смесь стандартных зерен КНБ и зерен компактов из микропорошков кубонита. Сравнивались между собой круги со смешанными зёрнами из компактов кубонита зернистостью от КМ 125/100 до КМ 315/250 с добавлением стандартных зерен КВ 160/125 (КВ 125/100) в соотношении 50:50, то есть зернистость компактов изменялась, а стандартных зерен – не изменялась (160/125 или 125/100).

Рассмотрим, что же происходит в том случае, когда есть базовая зернистость и изменяющаяся компактная? Для производительности $200 \text{ мм}^3/\text{мин}$ имеем следующее: КМ 315/250 $Ra=0,66$ мкм, КМ 250/200 $Ra=0,63$ мкм, КМ 200/160 $Ra=0,75$ мкм, КМ 160/125 $Ra=0,51$ мкм, КМ 125/100 $Ra=0,58$ мкм. А для производительности в $400 \text{ мм}^3/\text{мин}$ имеем: КМ 250/200 $Ra=1,05$ мкм, КМ 200/160 $Ra=1,27$ мкм, КМ 160/125 $Ra=1,00$ мкм, КМ 125/100 $Ra=1,10$ мкм. Как видно, в обоих случаях шероховатость где-то приблизительно является одинаковой, несколько выпадает из общего ряда зернистость компакта – 200/160. Это свидетельствует о том, что зернистость компактов, как и предполагается из гипотезы, высказанной выше, никак не влияет на шероховатость из-за особенностей изнашивания этих компактов. Вместе с тем, наличие стандартных зерен кубонита КВ 125/100 (160/125), из-за своей более лучшей режущей способности, улучшает показатели шероховатости. Например, у чистых компактов при производительности в $200 \text{ мм}^3/\text{мин}$ диапазон Ra составил $0,72\text{--}0,93$ мкм, а у смешанной группы – $0,51\text{--}0,75$ мкм. Кроме того, обратим внимание на то, что у смешанных абразивов профиль микронеровностей достаточно равномерный и не характеризуется четким наличием тех „карманов”, на которые мы уже обращали внимание для чистых (см. рис. 3) компактов.

В целом, одновременное использование в шлифовальных кругах зерен шлифпорошков компактов на основе микропорошков кубонита и стандартных зерен кубонита несколько улучшает работоспособность кругов по сравнению с использованием исключительно шлифпорошков компактов, поскольку становится возможным достигать больших производительностей бесприжоговой обработки быстрорежущей стали – $300 \text{ мм}^3/\text{мин}$ при смеси и всего $200 \text{ мм}^3/\text{мин}$ при чистом компакте, а также несколько снизить шероховатость обрабатываемой поверхности (с $Ra=0,72$ мкм при компактах до $Ra=0,52$ мкм при смеси шлифпорошков кубонита). Следовательно, использование смесей шлифпорошков дает определенный эффект, поэтому на последнем этапе для сравнения были изучены эксплуатационные свойства кругов, когда сочетается смесь компактов КМ различной зернистости и стандартных алмазных зерен соответствующих зернистостей. Сравнивали между собой износостойкость кругов со смешанными зёрнами из компактов кубонита различной зернистости от КМ 125/100 до КМ 400/315 с добавлением стандартных алмазных

зерен АС32 соответствующих зернистостей от 400/315 до 100/80 в соотношении 50:50. Было изначально определено, что зернистость компактов и зернистость алмазов совпадали. Тем самым, мы имеем фактически ту же ситуацию, что и в первой группе, но теперь уже компактов в рабочем слое только 50%, а другие 50% занимают алмазы, которые по быстрорежущей стали имеют приближенный к компактам механизм изнашивания, поскольку на них также будут образовываться площадки износа, и это мы должны увидеть по характеру микронеровностей обработанной поверхности.

Напомним, что по первой группе компактов основной оказалась тенденция, когда снижение зернистости компактов до 160/125 выявилося наиболее эффективным с точки зрения износостойкости кругов. Логичным было бы ожидать такой же тенденции и в случае смеси компактов с алмазами. Так, для производительности в $120 \text{ мм}^3/\text{мин}$ имеем следующее : для КМ 400/315 – $Ra=0,53$ мкм, для КМ 315/250 – $Ra=0,44$ мкм, для КМ 250/200 – $Ra=0,28$ мкм, для КМ 200/160 – $Ra=0,42$ мкм, для КМ 160/125 – $Ra=0,27$ мкм, для КМ 125/100 – $Ra=0,36$ мкм. Из анализа этих данных можно сделать вывод о том, что в целом наблюдается тенденция в снижении шероховатости со снижением зернистости, хотя и есть выброс для зернистости 125/100. Посмотрим, что происходит при повышении производительности до $200 \text{ мм}^3/\text{мин}$: для КМ 250/200 – $Ra=0,44$ мкм, для КМ 200/160 – $Ra=0,49$ мкм, для КМ 160/125 $Ra=0,39$ мкм. Принципиальной разницы мы не наблюдаем, но обратим внимание на уровень значений Ra для этой группы – $0,4...0,5$ мкм. Сравним что давали круги с чистыми компактами для этой же производительности. Тут уровень значений Ra уже выходит на диапазон – $0,7...0,9$ мкм, т.е. примерно в 2 раза выше. А смесь компакта со стандартным кубонитом для $200 \text{ мм}^3/\text{мин}$ дает диапазон Ra в $0,5...0,8$ мкм. Как видим, смесь компактов с алмазами дает наименьшие показатели шероховатости обрабатываемой поверхности и, вероятно, связано с тем, что они изнашиваются не сколами, а как бы послойно, а потому режущая способность зерна не возобновляется, возрастает контакт площадки скольжения зерна по обрабатываемой поверхности и снижается шероховатость поверхности. Возникает вопрос о том, как это отразилось на профиле микронеровностей.

Вот тут мы и наблюдаем в особенно ярком виде формирование микронеровностей обрабатываемой поверхности с так называемыми „карманами”, на которые мы уже обращали внимание. Для кругов со смесью компактов КНБ и наличием алмазов при обработке стали Р6М5 это как раз и является наиболее характерным. Более ярко это наблюдается на больших зернистостях – 400/315. Кроме того, характерным является также то, что профили микронеровностей обрабатываемой поверхности такими кругами имеют аномально высокие шаги микронеровностей, что как раз и подтверждает высказанные нами выше предположения по поводу механизма изнашивания абразивных зерен в таких кругах.

Следовательно, одновременное использование в кругах зерен компактов и алмазных зерен ситуацию не улучшает с точки зрения износостойкости кругов и с точки зрения качества обрабатываемой поверхности, поскольку невозможно достичь производительной безприжоговой обработки быстрорежущей стали. Вместе с тем, выявлено, что именно при такой смеси в кругах возможно достичь снижения шероховатости обрабатываемой поверхности и специфического профиля микронеровностей, когда образуются так называемые „карманы”.

Выводы:

1. Анализ параметров микронеровностей обработанных поверхностей для четырех случаев сочетания абразивов в рабочем слое шлифовальных кругов показал, что при шлифовании быстрорежущих сталей соотношение R_{max}/R_a находится в диапазоне от 7,5 до 10, а средний показатель составляет 8,5, что соответствует тем данным, которые нами изложены выше. Характерно также и то, что разные сочетания абразивов не выделяются в отдельные области, а находятся в общей совокупности данных.

2. Выявлены условия, когда смесь компактов и алмазов одинаковой зернистости при соотношении 50 на 50 в рабочем слое позволяет получить специфический профиль микронеровностей обрабатываемой поверхности с необычно высокими показателями шага микронеровностей и наличием так называемых „карманов”. Рекомендуется использовать такую смесь абразивов в хонинговальных брусках для процесса плосковершинного хонингования, что позволит при необходимости получать поверхность с „карманами” для смазывающих веществ.

3. Приведенные исследования позволяют выявить пути направленного формирования необходимого микрорельефа обработанной поверхности введением различных абразивов в рабочий слой кругов для торцового шлифования.

Список использованных источников: 1. Демкин Н.Б., Рыжов Э.В. Качество поверхности и контакт деталей машин – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с. 2. Рыжов Э.В., Корж Н.Я. Влияние технологических факторов на параметры шероховатости при шлифовании кругами из сверхтвердых материалов // Микрогеометрия и эксплуатационные свойства машин. – Рига: Зинатне, 1983. – С. 5–10. 3. Лавриненко В.И. Шероховатость обработанной поверхности: закономерности формирования и взаимосвязь ее параметров при обработке инструментом из СТМ // Сверхтвердые материалы. – 2003. – № 2. – С. 58–67.

Поступила в редколлегию 23.05.2012

С.Ф. Лушпенко, д-р техн. наук, Н.В. Козакова, канд. техн. наук,
Е.В. Островерх, канд. техн. наук, Н.В. Сурду, канд. техн. наук,
Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ КИНЕМАТИКИ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ НА КОНТАКТНУЮ ТЕМПЕРАТУРУ В ЗОНЕ РЕЗАНИЯ

Математичне моделювання з наступним чисельним дослідженням впливу швидкості обертання круга при круглому врізному і плоскому планетарному шліфуванні на тепловий стан контактної зони дозволяє прогнозувати характер пластичної поведінки металів у різних зовнішніх температурно-швидкісних умовах з метою створення високоефективних технологій обробки металів і сплавів.

Математическое моделирование с последующим численным исследованием влияния скорости вращения круга при круглом врезном и плоском планетарном шлифовании на тепловое состояние контактной зоны позволяет прогнозировать характер пластического поведения металлов при различных внешних температурно-скоростных условиях с целью создания высокоэффективных технологий механической обработки металлов и сплавов.

Mathematical modeling, followed by a numerical study of the influence of the rotational speed range with a flat round mortise and planetary grinding on the thermal state of the surface area to predict the nature of the plastic behavior of metals under different external conditions of temperature and velocity in order to create high-technology machining of metals and alloys.

Современные методы металлообработки в значительной степени опираются на шлифование, как эффективный способ изготовления деталей из труднообрабатываемых материалов. Однако, традиционное абразивное шлифование является технологией, связанной с большими затратами энергии, поэтому требуются тщательные научно-технические исследования в направлении поиска таких условий шлифования, которые гарантируют бездефектную и мало-затратную и обработку, как с точки зрения энергетических, так и материальных ресурсов.

Изучение физических закономерностей разрушения поверхностного слоя шлифуемых материалов [1, 2] показало, что одним из путей снижения энергоемкости процесса обработки металлов путем их диспергирования является наличие микромеханизма адсорбционно-пластифицирующего эффекта (АПЭ) при любом механическом процессе, основанном на пластическом деформировании и разрушении металлов, каковым является и шлифование [3]. Предложены критериальные требования, выполнение которых необходимо для повышения эффективности шлифования за счет адсорбционно-пластифицирующего эффекта [4]:

– количество молекул среды, подводимой (или поступающей) в контактную зону к ювенильным участкам поверхности, вскрываемым режущими аб-

разными зернами, должно быть достаточным (с точки зрения теории адсорбции) для образования адсорбционного слоя в течение промежутка времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности;

– промежуток времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности должен быть не меньше, чем латентный период времени развития АПЭ.

В большинстве случаев протекание в зоне обработки необходимых для АПЭ механохимических реакций не обеспечивается при традиционных методах и режимах шлифования [5]. Однако управляя температурно-скоростными условиями деформирования металлов, и при наличии адсорбционного воздействия различного рода технологических сред (СОТС) можно добиться необходимого адсорбционно-пластифицирующего эффекта в зоне шлифования. В этом случае оценка влияния силовых и температурных показателей процесса микрорезания, кинематических параметров шлифования и свойств абразивного материала позволяет осуществить рациональный выбор абразива и оптимальных режимных параметров для обеспечения АПЭ в известных методах абразивной обработки.

С этой целью проводилось изучение влияния кинематики процесса шлифования на тепловые явления зоны резания при круглом врезном и плоском планетарном шлифовании. В рамках данного исследования была рассмотрена деталь в форме прямоугольного параллелепипеда, а соотношение размеров инструмента и детали было выбрано таким, что вдоль одной из осей координат температура в детали изменялась в течение всего процесса пренебрежимо мало. Другими словами, допустима двухмерная постановка задачи теплопроводности для прямоугольного объекта. Схемы рассматриваемого процесса представлены на рисунках 1 и 2.

В зоне резания, имеющей фиксированные размеры, к поверхности обрабатываемой детали импульсно подводится тепловой поток Q , величина которого определяется силовыми параметрами процесса резания и изменяется во времени с периодом, равным промежутку времени Δt_p между повторным съемом материала с одного и того же участка поверхности. Тепловой поток в нашем случае является основным связующим звеном между технологическими (в частности силовыми) параметрами шлифования и тепловым состоянием детали, поэтому его определению и корректному введению в математическую модель рассматриваемого процесса теплопроводности уделяется особое внимание. В нашем случае, задаваясь различными значениями теплового потока, моделировалось тепловое состояние детали при различной интенсивности шлифования, а изменяя Δt_p ,

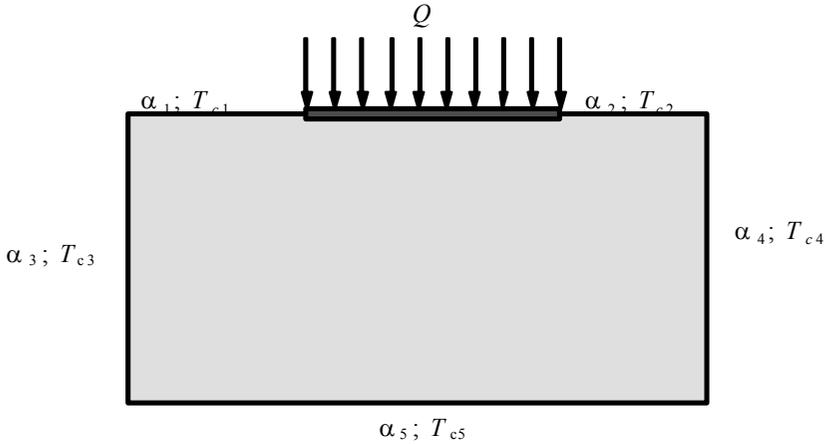


Рисунок 1 – Расчетная схема теплового процесса шлифования

учитывалось влияние на него зернистости абразивного круга и кинематических параметров процесса. Связь теплового состояния объекта с окружающим воздухом или СОТС устанавливалась путем задания температуры окружающей среды T_{ci} и коэффициента теплоотдачи α_i . На поверхности детали выделялось пять участков с различными по величине T_{ci} и α_i .

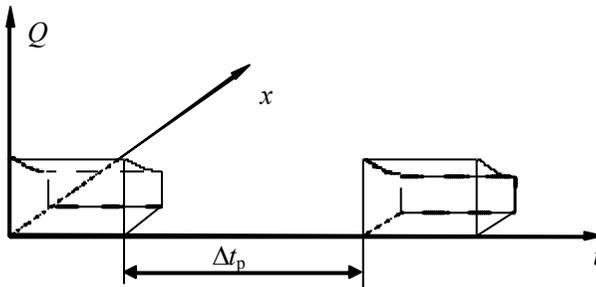


Рисунок 2 – Изменение теплового потока в контактной зоне по времени и пространству

Большинство параметров модели, таких, как геометрические характеристики объекта, параметры окружающей среды и другие, задавались в виде скалярных величин. Функции теплового потока $Q(x, t)$, теплопроводности $\lambda(T)$ и удельной теплоемкости $c_v(T)$ могут быть заданы векторами коэффициентов аналитической функции известного вида или в более общей форме – набором параметров и процедур перехода от их значений к значениям самих функций. Был выбран второй способ, причем наиболее характерный для многих случаев шлифования вид функций $Q(x, t)$ (рис. 2) задавался как произведе-

дение двух функций (каждая одной переменной): $Q(x) \cdot Q_A(t)$. Это дало возможность достаточно точно и просто моделировать источник теплоты в зоне резания.

Для численного решения система дифференциальных уравнений исходной математической модели преобразуется путем конечно-разностной аппроксимации в систему нелинейных алгебраических уравнений

$$\begin{aligned} & \lambda \left(\frac{T_{i,j} + T_{i+1,j}}{2} \right) \cdot \left(\frac{T_{i+1,j} - T_{i,j}}{h_x^2} \right) - \lambda \left(\frac{T_{i-1,j} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left(\frac{T_{i,j} - T_{i-1,j}}{h_x^2} \right) + \\ & + \lambda \left(\frac{T_{i,j} + T_{i,j+1}}{2} \right) \cdot \left(\frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} \right) - \lambda \left(\frac{T_{i,j-1} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left(\frac{T_{i,j} - T_{i,j-1}}{h_y^2} \right) = \\ & = c_v \left(\frac{T_{i,j}^{(-\Delta\tau)} + T_{i,j}}{2} \right) \cdot \left(\frac{T_{i,j} - T_{i,j}^{(-\Delta\tau)}}{\Delta t} \right) \end{aligned}$$

с граничными условиями на поверхности в зоне резания:

$$-\lambda \left(\frac{T_{i,j} + T_{i,j+1}}{2} \right) \cdot \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} = \frac{Q(x, \tau)}{S}$$

и на поверхности вне зоны резания:

$$-\lambda \left(\frac{T_{ij} + T_{ij+1}}{2} \right) \cdot \frac{T_{i,j+1} - T_{i,j}}{h_y^2} = (T_{i,j} - T_C) \cdot \alpha,$$

где h и Δt – шаги по пространству и времени.

Для уменьшения погрешности конечно-разностной аппроксимации ближайšie к границе узловые точки отстоят от граничных на полшага. Вблизи источника теплоты выделяется зона с уменьшенными шагами h для более детального рассмотрения температурного поля в этом месте.

Система конечно-разностных уравнений решалась наиболее экономичным в отношении требуемых объемов компьютерной памяти методом итераций. Этот метод оказался тем более уместным, поскольку одновременно он позволяет учитывать нелинейность исходной математической модели, последовательно уточняя коэффициенты уравнений и компоненты вектора правой

части, зависящие от $\lambda(T)$ или $c_v(T)$. Для ускорения процесса итераций в итерационную формулу вводится коэффициент релаксации ω ($1,5 < \omega < 2,0$), причем, ω автоматическим образом корректируется в процессе вычислений, оставаясь в пределах оптимальных значений.

Указанные приемы позволяли использовать достаточно подробную сеточную модель (до 105 узловых точек) и без больших затрат машинного времени рассчитывать тепловое состояние объекта для нескольких сотен и даже тысяч моментов времени. Программа решения задачи позволяет получить результаты в виде массивов значений поля температур в заданные моменты времени, в виде картин поля с эквипотенциальными линиями, а также в виде графиков функций $T(y)$ и $T(t)$, где y – глубина обрабатываемого материала, а t – время обработки.

Полученные результаты дают возможность проследить ход прогресса материала на разных расстояниях от зоны резания, оценить градиенты, моменты достижения температурой в заданной точке критического значения и т. п.

Для проведения численных экспериментов по установлению влияния скорости вращения круга при круглом врезном шлифовании на тепловое состояние контактной зоны были выбраны следующие значения исходных параметров. Во всех случаях моделировалась обработка шлифованием материала с теплопроводностью $5,5 \text{ Вт/(м}\cdot\text{К)}$ и теплоемкостью $3,5 \cdot 10 \text{ Дж/(м}^3\cdot\text{К)}$. Обрабатываемая деталь имела сечение $5 \times 10 \text{ мм}$. Охлаждение детали осуществлялось средой с температурой $20 \text{ }^\circ\text{C}$ при коэффициенте теплоотдачи $50 \text{ Вт/(м}^2\cdot\text{К)}$. В контактной зоне шириной $0,75 \text{ мм}$ с периодичностью $\Delta t_p = l_p / V_{кр}$ ($l_p = 2,5 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ – среднестатистическое расстояние между режущими зернами) и скважностью $L_k / (V_{кр} \cdot \Delta t_p)$ возникает тепловой источник с мощностью, которая определяется по зависимости:

$$Q = \frac{\bar{p}_z \cdot (V_{кр} + V_d) \cdot m}{L_k},$$

где \bar{p}_z – средняя удельная тангенциальная составляющая силы резания;

$V_{кр}$ – скорость вращения абразивного круга;

V_d – скорость вращения детали;

m – доля механической энергии, переходящей в тепло;

L_k – длина дуги контакта абразивного круга с обрабатываемой поверхностью.

Среднее значение удельной тангенциальной составляющей силы шлифования $\bar{p}_z = 8 \cdot 10^3 \text{ Н/м}$, линейная скорость вращения абразивного круга диаметром $D = 0,6 \text{ м}$ была $V_{кр} = 35 \text{ м/с}$; $m = 0,3$ [6], линейная скорость вращения изделия диаметром $d = 0,1 \text{ м}$ определялась из зависимости $V_d = \pi d N_d$, где

частота вращения детали N_d принимала значения 50, 100, 200, 300...900 об/мин. Длина дуги контакта L_k определялась по зависимости:

$$L_k = \sqrt{60DdS_{\Pi} / [(D + d)N_d]},$$

где $S_{\Pi} = 2 \cdot 10^{-5}$ м/с – значение радиальной подачи на врезание.

Исходные значения расчетных параметров, для которых определялась кинетика изменения температуры в контактной зоне, представлены в таблице 1.

Таблица 1 – Значения расчетных параметров для численного моделирования теплового состояния контактной зоны при круглом врезном и планетарном шлифовании

Вид шлифования	Частота вращения детали N , об/мин	Длина дуги контакта L_k , мм	Линейная скорость вращения детали $V_{дв}$, м/с	Скорость шлифования $V_{шл}$, м/с	Плотность теплового потока q , Вт/м ²	Длительность воздействия теплового импульса $\Delta t_{имп}$, с	Период следования тепловых импульсов Δt_p , с	Время воздействия тепловых импульсов на контактную зону $t_{шл}$, с
Круглое врезное	50	1,43	0,26	35,26	$5,9 \cdot 10^7$	$4,1 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$5,48 \cdot 10^{-3}$
	100	1,01	0,52	35,52	$8,4 \cdot 10^7$	$2,9 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,94 \cdot 10^{-3}$
	200	0,72	1,05	36,05	$1,2 \cdot 10^8$	$2,0 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$6,85 \cdot 10^{-4}$
	300	0,59	1,57	36,57	$1,5 \cdot 10^8$	$1,7 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$3,73 \cdot 10^{-4}$
	400	0,51	2,09	37,09	$1,8 \cdot 10^8$	$1,4 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$2,42 \cdot 10^{-4}$
	500	0,45	2,62	37,62	$2,0 \cdot 10^8$	$1,3 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,73 \cdot 10^{-4}$
	600	0,41	3,14	38,14	$2,2 \cdot 10^8$	$1,2 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,32 \cdot 10^{-4}$
	700	0,38	3,67	38,67	$2,4 \cdot 10^8$	$1,1 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$1,05 \cdot 10^{-4}$
	800	0,36	4,19	39,19	$2,6 \cdot 10^8$	$1,0 \cdot 10^{-5}$	$7,14 \cdot 10^{-5}$	$8,56 \cdot 10^{-5}$
	900	0,34	4,71	39,71	$2,8 \cdot 10^8$	$9,7 \cdot 10^{-5}$	$6,67 \cdot 10^{-2}$	$6,67 \cdot 10^{-2}$
Планетарное					$2,8 \cdot 10^8$	$9,7 \cdot 10^{-5}$	$1,5 \cdot 10^{-2}$	$1,02 \cdot 10^{-4}$

Результаты решения задачи даны в виде термограмм изменения контактной температуры (рис. 3 – 6) на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм.

Анализ результатов проведенных расчетов показывает, что максимальное значение контактной температуры характерно для тех режимов шлифования, в которых скорость вращения детали V_d не превышает 40 м/мин (рис. 2.3

и 2.4). При этом температура может достигать значений порядка 400...700 °С. С изменением линейной скорости вращения обрабатываемой детали в диапазоне V_d от 1 до 4,7 м/с, когда выполняется критериальные требования [4], количество тепловых импульсов, воздействующих на контактную зону, уменьшается до одного.

Это приводит к тому, что температура в зоне контакта постепенно уменьшается (рис. 5) и достигает минимального значения, которое на самой поверхности (рис. 6) не превышает 300 °С, на глубине 5 мкм $T \leq 220$ °С, а на глубине 15 мкм $T \leq 120$ °С. В случае численного моделирования теплового состояния контактной зоны при планетарно-сопряженном шлифовании, когда тепловые импульсы следуют с периодичностью $\Delta t_p \geq 1,5 \cdot 10^{-2}$ с, температура контактной зоны не превышает 120 °С.

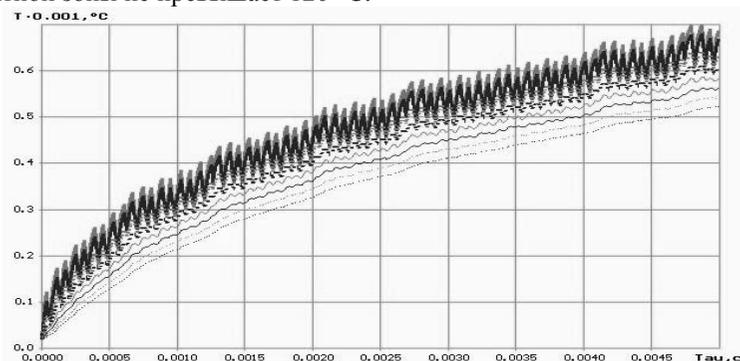


Рисунок 3 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия $V_d = 0,26$ м/с

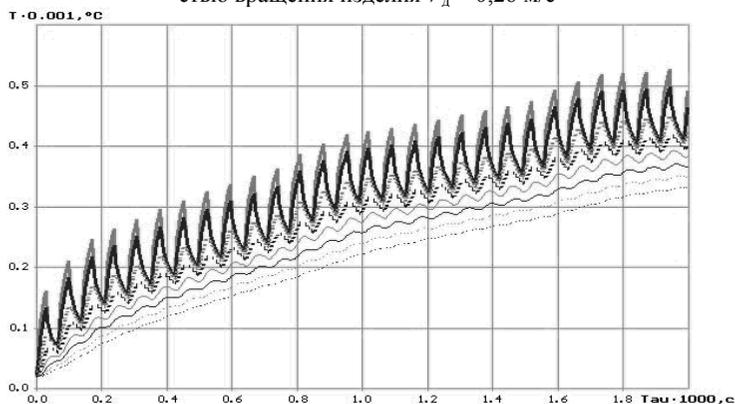


Рисунок 4 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия $V_d = 0,52$ м/с

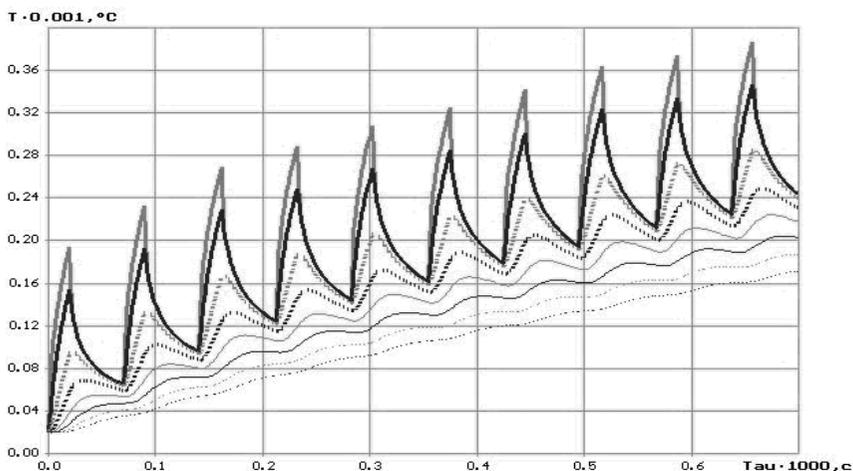


Рисунок 5 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия $V_d = 1,0$ м/с

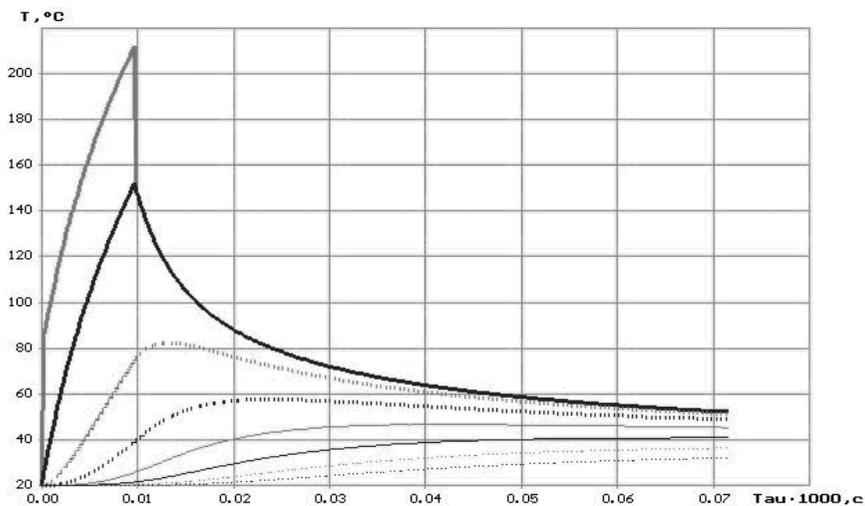


Рисунок 6 – Кинетика изменения температуры на глубине 0; 5; 15; 25; 35; 45; 55; 65 мкм от поверхности в зоне резания при круглом врезном шлифовании с линейной скоростью вращения изделия $V_d = 4,71$ м/с

Расчеты показали, что при обеспечении критериальных требований АПЭ температура в зоне резания снижается в 2,5 раза и не превышает $300\text{ }^\circ\text{C}$ для

круглого шлифования без охлаждающих жидкостей и 120 °С – для планетарно-сопряженного. Это позволяет исключить вероятность возникновения шлифовальных трещин и прижогов при соответствующем выборе СОТС, причем не только по составу, обеспечивающему необходимые адсорбционные свойства, но и по схеме подачи в зону шлифования.

Таким образом, зная температурные показатели адсорбционно-пластифицирующего эффекта, можно выбирать следующие пути снижения энергоемкости процесса шлифования:

– кинематическими способами [7, 8, 9], заключающимися в установлении таких соотношений между кинематическими параметрами процесса шлифования, при которых достигается максимально возможное значение промежутка времени между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности;

– физико-химическими способами активации процесса хемосорбции, т.е., технологическими мероприятиями (воздействием электрическими и магнитными полями и токами, например, катодной поляризацией обрабатываемой поверхности, легированием СОТС специальными поверхностно-активными веществами и пр.);

– комбинированными способами, основанными на сочетании кинематических методов с физико-химическими.

Список использованных источников: 1. *Маслов Е. Н.* Теория шлифования материалов / *Маслов Е. Н.* – М.: Машиностроение, 1974. – 320 с. 2. *Нотт Дж. Ф.* Основы механики разрушения / *Нотт Дж. Ф.* – М.: Металлургия, 1978. – 256 с. 3. *Рибиндер П. А.* Поверхностные явления в дисперсионных системах: избр. тр. / *Рибиндер П. А.* // Физико-химическая механика. – М.: Наука, 1979. – 381 с. 4. *Сурду Н. В.* Адсорбционное влияние сред при шлифовании металлов / *Сурду Н. В.* // Пробл. машиностроения. – 1999. – Т. 2, № 1–2. – С. 106–113. 5. Разработка физического представления о механических процессах при шлифовании и компьютерное моделирование их тепловых проявлений: отчет о НИР (закл.) / Ин-т проблем машиностроения им. А. Н. Подгорного НАН Украины; руководитель НИР *Ю. Мацевитый*. – Харьков, 2006. – 132 с. – № ГР 0106U008604.– Отв. исполнители *А. Тарелин, С. Лушпенко, Н. Сурду*. 6. *Резников А. Н.* Теплофизика процессов механической обработки материалов / *Резников А. Н.* – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 7. Патент 1732599 РФ. Способ абразивной обработки деталей / *Сурду Н. В., Тарелин А. А., Горбачев А. Ф., Подольский Э. В.* (Украина). – Зарегистрировано в Государственном реестре изобретений 19.03.93. 8. Патент по заявке 5064223 РФ. Способ шлифования / *Сурду Н. В., Буюлки И. М., Тарелин А. А., Горбачев А. Ф.* (Украина) – Заявл. 05.10.92. 9. Пат. 78872 Украина. Способ планетарного шлифования / *Горбачев А. А., Сурду Н. В., Долматов А. И., Телегин А. В.* – Оpubл. 25.04.2007, Бюл. №5.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

В.А. Марунич, канд. техн. наук, Днепропетровск, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПРОЦЕССА СКОЛЬЗЯЩЕГО РЕЗАНИЯ МАТЕРИАЛОВ

Розглянуті фізичні процеси ковзного різання, які створюють умови для всемірного зниження опору оброблюваного матеріалу в зоні різання, зародження тріщини і її розвиток в певному напрямку. Розроблені нові методи обробки різанням металів : ковзне точіння і ковзне торцеве фрезерування, які створюють нові перспективи підвищення довговічності деталей машин.

Рассмотрены физические процессы скользящего резания, которые создают условия для всемерного снижения сопротивления обрабатываемого материала в зоне резания, зарождение трещины и ее развитие в определенном направлении. Разработаны новые методы обработки резанием металлов: скользящее точение и скользящее торцовое фрезерование, которые создают новые перспективы повышения долговечности деталей машин.

The physical processes of the sliding cutting, that create terms for the every kind decline of resistance of the processed material in the zone of cutting, origin of crack and its development, are considered in certain direction. The new methods treatment cutting of metals are worked out : sliding turning and sliding cutoff milling, that create the new prospects increasing of longevity details of machines.

Процесс скользящего резания материалов представляет собой сложный комплекс физико-химических явлений и процессов, которые возникают при скользящем силовом воздействии лезвия инструмента на заготовку. При этом происходит всемерное локальное снижение сопротивления обрабатываемого материала, зарождение трещины и ее развитие в определенном направлении [1-3].

Целью данной работы является установление особенностей процесса скользящего резания материалов, при которых происходит организация низкопрочного состояния контактной зоны заготовки и энергия деформации преобразуется в работу разрыва межатомных или межмолекулярных связей на более ранней стадии.

При скользящем движении режущей кромки относительно обрабатываемой поверхности происходит удаление отдельных частиц с контактирующей поверхности. Это ряд отдельных процессов, которые протекают как независимо, так и взаимосвязано. Результатом этих процессов является удаление частиц обрабатываемого материала с контактирующей поверхности вследствие сложного взаимодействия локальных разрывов, сдвигов. Частицы удаляются с поверхности заготовки в результате режущего действия неровностей более твердой поверхностью режущей кромки с менее прочной обрабатываемой поверхности.

На основании гипотезы о механизме скользящего резания материалов и особенностей кинематики процесса [1], первоначальный контакт инструмента с заготовкой произойдет между вершиной выступа субшероховатости режу-

шей кромки, расположенной ближе к обрабатываемой поверхности и частицей обрабатываемого металла. В результате скользящего удара выступа субшероховатости по частице обрабатываемого металла в контактной зоне возникает явление скользящего ударного фреттинга, которое сопровождается образованием микротрещин (рис. 1). Скользящее движение выступов субшероховатости и шероховатости режущей кромки по обрабатываемой поверхности включает новые последующие скользящие ударные взаимодействия выступов с частицами обрабатываемого металла и явление скользящего ударного фреттинга последовательно распространяется по контактной поверхности на рабочую длину кромки Кр

$$K_p = \frac{S}{\cos \lambda},$$

где S – подача;

λ – угол наклона режущей кромки.

На участках вскрытой поверхности заготовки адсорбируется газ и происходит ее окисление. Дальнейшее силовое воздействие режущей кромки на обрабатываемый материал разрушает пленку оксида, активируя абсорбцию кислорода, который также стирается последующими силовыми воздействиями. Таким образом, проявляется химическая составляющая разрушения контактной поверхности заготовки при скользящем ударном фреттинге.

Кроме того, микроскопические вершины выступов режущей кромки при скольжении способствуют отрыву микрочастичек обрабатываемого металла с контактной поверхности заготовки. В результате проявляется механическая составляющая скользящего ударного фреттинга.

Очевидно, что в зависимости от параметров режима скользящего резания и условий его протекания разрушение контактной поверхности заготовки происходит как от одного из факторов, так и взаимосвязано.

Известно, что во всех случаях контакта скользящих (трущихся) поверхностей двух тел имеет место явление адгезионного износа. Причем он проявляется во всех случаях контакта скользящих поверхностей двух твердых тел и имеет место даже тогда, когда других видов износа нет.

В результате скользящего силового воздействия более прочных выступов неровностей режущей кромки с выступами неровностей обрабатываемого материала происходят локальные высокие давления в контактной зоне, превышающие предел текучести обрабатываемого металла и возникают локальные упругопластические деформации. Тесный контакт, являющийся следствием локальных пластических деформаций, сближает атомы контактирующих металлов настолько, что начинают действовать межатомные силы сцепления. Этот процесс называют холодной сваркой [4]. Продолжая скользящее движение, выступы неровностей режущей кромки разрушают образовавшиеся соединения холодной сварки (рис. 2) и происходит отрыв микрочастиц от

обрабатываемого металла. Следовательно, продолжается принудительная организация низкопрочных состояний контактной зоны.

Принимаем ряд допущений для теоретического расчета совершаемой силой резания работы при адгезионном износе контактной зоны заготовки.

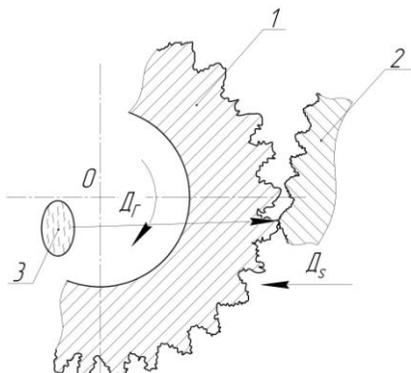


Рисунок 1 – Схема концентрации напряжений, возникающей при силовом скольжении воздействию неровностей режущей кромки на неровности заготовки при точении: 1 – заготовка; 2 – режущая кромка; 3 – микротрещины фреттинга

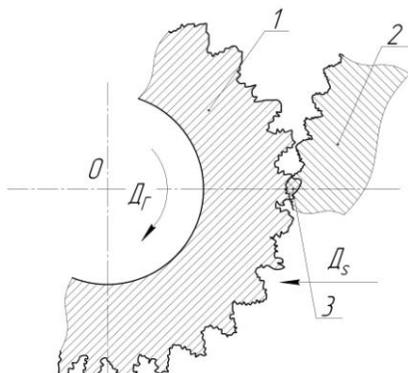


Рисунок 2 – Схема адгезионного износа при скользящем точении: 1 – заготовка; 2 – режущая кромка; 3 – место холодной сварки

Анализируем профилограммы шероховатостей поверхностей [3] и делаем допущение, что вершины выступов неровностей режущей кромки представляют собой конус. При внедрении в обрабатываемый металл действительная площадь контакта равна площади боковой поверхности внедренного конуса $A_k = \pi r l_k$, где r – радиус основания конуса; l_k – образующая конуса.

Сила F с которой конус внедряется в обрабатываемый материал равна

$$F = A_k \cdot \sigma_m = \pi r l_k \sigma_m \quad (1)$$

где σ_m – предел текучести обрабатываемого металла.

Рабочую длину режущей кромки K_p приравняем к числу из ряда базовых длин l для измерения шероховатости: 0,01; 0,03; 0,08; 0,25; 0,8; 2,5; 8; 25мм [5,6], таким образом, чтобы выполнялось условие:

$$K_p = \frac{S}{\cos \lambda} = 0,25 .$$

Количество внедренных в обрабатываемый материал выступов шероховатости режущей кромки за рабочий цикл равно

$$N = \frac{K_P}{S_{c.u.}} + I = \frac{S}{\cos \lambda \cdot S_{c.u.}} + I = \frac{0,25}{S_{c.u.}} + I, \quad (2)$$

где $S_{c.u.}$ – средний шаг местных выступов [6] в пределах базовой длины ($l=0,25$).

Сила F_N внедрения всех выступов шероховатости режущей кромки с учетом (1) и (2) при адгезионном износе за рабочий цикл равна

$$\begin{aligned} F_N &= A_K \cdot \sigma_m \cdot N = \pi l_k \cdot \sigma_m \cdot \left(\frac{0,25}{S_{c.u.}} + I \right) = \\ &= \frac{0,25 \pi l_k \sigma_m}{S_{c.u.}} + \pi l_k \sigma_m = \frac{S \pi l_k \sigma_m}{\cos \lambda \cdot S_{c.u.}} + \pi l_k \sigma_m \end{aligned} \quad (3)$$

Работа $A_{a.u}$ за рабочий цикл при адгезионном износе равна

$$A_{a.u} = F_N \pi D = \frac{S \pi^2 r l_k \sigma_m D}{\cos \lambda \cdot S_{c.u.}} + \pi^2 r l_k \sigma_m D \quad (4)$$

Из выражений (3) и (4) следует, что с увеличением угла наклона режущей кромки λ работа $A_{a.u}$ увеличивается. Это связано с увеличением рабочей длины режущей кромки. Однако в данном случае это обстоятельство играет положительную роль, поскольку адгезионный износ снижает прочность контактной зоны заготовки при малых энергетических затратах.

Дальнейшее более глубокое внедрение неровностей режущей кромки в обрабатываемую заготовку при переходе порога адгезионного износа приводит к процессу микрорезания материала или упругопластическому деформированию.

Микрорезание наиболее полно исследовано в работах [7-10]. Эти исследования базировались на условии резания единичным зерном и предположении, что часть зерна, прилегающая к его вершине, имеет форму окружности радиусом R . Неровности режущей кромки, выполняющей скользящее резание, имеют форму конуса. В этой связи, предложенную формулу (4) можно использовать для расчета работы микрорезания $A_{m.p.}$. Для этого заменяем действительную площадь контакта, равную площади боковой поверхности конуса, на площадь усеченного конуса в результате перехода порога адгезионного износа к началу процесса микрорезания.

Таким образом, формула (4) принимает вид для определения работы микрорезания

$$A_{m.p} = \pi(r+r_1)l_m\sigma_m\pi D = \frac{S\pi^2(r+r_1)l_m\sigma_m D}{\cos\lambda \cdot S_{c.u}} + \pi^2(r+r_1)l_m\sigma_m D$$

где r_1 – радиус нижнего основания конуса;
 l_m – образующая усеченного конуса.

Механическая работа, совершаемая силой скользящего резания за рабочий цикл, на первичном этапе контактного взаимодействия кромки с заготовкой, направлена на проявление механической составляющей скользящего ударного фреттинга A_ϕ и работу адгезионного износа $A_{a.u}$. Эта работа численно равна энергетическим затратам на образование микротрещин в контактной зоне, которые резко снижают прочность заготовки.

При переходе порога адгезионного износа совершается работа микрорезания $A_{m.p}$, которая численно равна энергетическим затратам на отделение с контактной зоны заготовки микроэлементов стружки.

Таким образом, A_ϕ , $A_{a.u}$ и $A_{m.p}$ являются основными показателями первичных процессов скользящего резания, сравнительно малы по своей величине и не требуют дополнительных мероприятий по их уменьшению, но при этом решают важную задачу по принудительной организации низкопрочного состояния контактной зоны заготовки.

Далее рассматриваем напряженное состояние в контактной зоне (плоскость резания) непосредственно перед режущей кромкой. Как уже было сказано, что контакт режущей кромки с обрабатываемым материалом начинается с выступа субшероховатости, расположенным ближе к этому материалу. В связи с тем, что скорость главного движения резания \bar{V} более чем на четыре порядка больше скорости подачи \bar{V}_s $\bar{V} \gg \bar{V}_s$, то выступ субшероховатости, оказывая силовое воздействие на частицу обрабатываемого материала под действием главной составляющей силы резания P_Z , создает в ней напряженное состояние, а затем, упругодеформируя, стремится ее оторвать.

Таким образом, в малом объеме частицы обрабатываемого материала под действием главной составляющей силы резания P_Z создаются напряжения растяжения, и в результате их действия совершается работа упругой деформации.

Рассматриваем эту частицу обрабатываемого материала до действия составляющей силы резания P_Z . Атомы в ней занимают положения, соответствующие равновесию сил межатомного взаимодействия. Под влиянием силы P_Z атомы частицы смещаются из своих первоначальных положений, их взаимное расположение изменяется, т.е. она деформируется. В результате смещения атомов возникают внутренние силы, стремящиеся возратить их в исходное положение. Благодаря тому, что силы межатомного взаимодействия в металлах быстро убывают с увеличением расстояния между атомами, можно

считать, что каждый атом взаимодействует только с атомами, находящимися от него на расстояниях порядка постоянной решетки.

Предположим, что частица обрабатываемого материала представляет собой бесконечно малый элемент объема $dV=dx_1dx_2dx_3$, который находится в естественном состоянии, до скользящего силового воздействия в виде прямоугольного параллелепипеда с ребрами dx_i , направленными координатным осям x_i в момент времени t_0 . Рассматриваем контактное взаимодействие в результате действия составляющей силы P_Z за время Δt , при котором вектор смещения точек частицы обрабатываемого материала U изменяется на $\Delta\omega_i$, а, следовательно, его компоненты U_i в каждой точке тела претерпели бесконечно малые изменения:

$$U_i \rightarrow U_i + \Delta U_i \quad (5)$$

Сила внутренних напряжений, действующая на грань с площадью dx_2dx_3 , перпендикулярную оси x_1 и лежащая при значении x_1 , при смещении (5) совершает работу, равную скалярному произведению этой силы на перемещение

$$dAx_1 = -(\sigma_{11}\Delta U_1 + \sigma_{21}\Delta U_2 + \sigma_{31}\Delta U_3)dx_2dx_3$$

На противоположной грани, лежащей при значении x_1+dx_1 , за это же время совершается работа

$$dAx_1 + dx_1 = (\sigma_{11}\Delta U_1 + \sigma_{21}\Delta U_2 + \sigma_{31}\Delta U_3)dx_2dx_3 + \\ + \frac{d}{dx_1}(\sigma_{11}\Delta U_1 + \sigma_{21}\Delta U_2 + \sigma_{31}\Delta U_3)dx_1dx_2dx_3$$

Суммарная работа, совершаемая силами внутренних напряжений на этих двух гранях, равна

$$dAx_1 + dAx_1 + dx_1 = \frac{d}{dx_1}(\sigma_{11}\Delta U_1 + \sigma_{21}\Delta U_2 + \sigma_{31}\Delta U_3)dV \quad (6)$$

Рассматриваем таким же способом работу на гранях, перпендикулярных осям x_2 и x_3 получаем:

$$\left. \begin{aligned} dAx_2 + dAx_2 + dx_2 &= \frac{d}{dx_2}(\sigma_{12}\Delta U_1 + \sigma_{22}\Delta U_2 + \sigma_{32}\Delta U_3)dV \\ dAx_3 + dAx_3 + dx_3 &= \frac{d}{dx_3}(\sigma_{13}\Delta U_1 + \sigma_{23}\Delta U_2 + \sigma_{33}\Delta U_3)dV \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

На элемент объема dV действует внешняя объемная сила $\overline{P_{ZV}}dV$, где $\overline{P_{ZV}}$ – сила, отнесенная к единице объема. На перемещении $\Delta\overline{U}$ она совершает работу

$$dA_V = \overline{P_{ZV}}\Delta\overline{U}dV = (P_{ZV1}\Delta U_1 + P_{ZV2}\Delta U_2 + P_{ZV3}\Delta U_3)dV \quad (8)$$

Складывая (6), (7) и (8), производим дифференцирование по координатам x_i и принимаем во внимание, что в равновесии справедливы условия [11]:

$$\sum_{\kappa=1}^3 \frac{d\sigma_{i\kappa}}{dx_{\kappa}} + P_{ZV} = 0,$$

благодаря чему многие слагаемые сокращаются. Определяем полную работу, совершаемую силами напряжений, действующих на выбранный элемент объема при его бесконечно малой деформации. При этом удельная работа ΔA , отнесенная к единице объема, равна:

$$\begin{aligned} \Delta A = & \sigma_{11} \frac{d}{dx_1} \Delta U_1 + \sigma_{21} \frac{d}{dx_1} \Delta U_2 + \sigma_{31} \frac{d}{dx_1} \Delta U_3 + \sigma_{12} \frac{d}{dx_2} \Delta U_1 + \\ & + \sigma_{22} \frac{d}{dx_2} \Delta U_2 + \sigma_{32} \frac{d}{dx_2} \Delta U_3 + \sigma_{13} \frac{d}{dx_3} \Delta U_1 + \sigma_{23} \frac{d}{dx_3} \Delta U_2 + \sigma_{33} \frac{d}{dx_3} \Delta U_3 \end{aligned} \quad (9)$$

Принимая во внимание симметрию тензора напряжений ($\sigma_{i\kappa} = \sigma_{\kappa i}$), а также возможность переставить порядок дифференцирования по координатам $\frac{d}{dx_i}$ и

берем приращения Δ при изменении времени, из (9) получаем

$$\Delta A = \sigma_{11} \Delta \varepsilon_{11} + \sigma_{22} \Delta \varepsilon_{22} + \sigma_{33} \Delta \varepsilon_{33} + 2\sigma_{12} \Delta \varepsilon_{12} + 2\sigma_{13} \Delta \varepsilon_{13} + 2\sigma_{23} \Delta \varepsilon_{23}. \quad (10)$$

Симметрия тензоров напряжений $\sigma_{i\kappa}$ и деформации $\varepsilon_{i\kappa}$ позволяет выражение (10) записывать в виде двойной суммы по всем значениям i и κ :

$$\Delta A = \sum_{i,\kappa=1}^3 \sigma_{i\kappa} \Delta \varepsilon_{i\kappa}. \quad (11)$$

Анализируя полученный результат (11) удельной работы упругой деформации обрабатываемого материала, делаем предположение.

Для уменьшения работы упругой деформации A необходимо образование внутренних растягивающих напряжений, охрупчивание обрабатываемого материала, а также необходимо свести к минимуму контактную зону инструмента с заготовкой.

Далее рассматриваем контактное взаимодействие за время $\Delta t + \Delta t'$ в момент времени действия двух взаимно перпендикулярных сил: главной составляющей силы резания P_Z , которая создает напряжения растяжения и осевой составляющей P_X , создающая напряжения сжатия.

Из курса сопротивления материалов известно, что при действии сил во взаимно перпендикулярных направлениях имеет место плоское напряженное состояние и чистый сдвиг (срез) (рис.3).

Под действием составляющих P_Z и P_X создается единственное внутреннее усилие Q , возникающее в сечении $dx dy$ элементарной частицы при сдвиге, которая лежит в плоскости этого сечения и создает только касательные напряжения τ_{xy} .

При сдвиге условно считают, что касательные напряжения равномерно распределены по площади поперечного сечения ($\tau = const$), поэтому $Q = \tau_{xy} dx dy$.

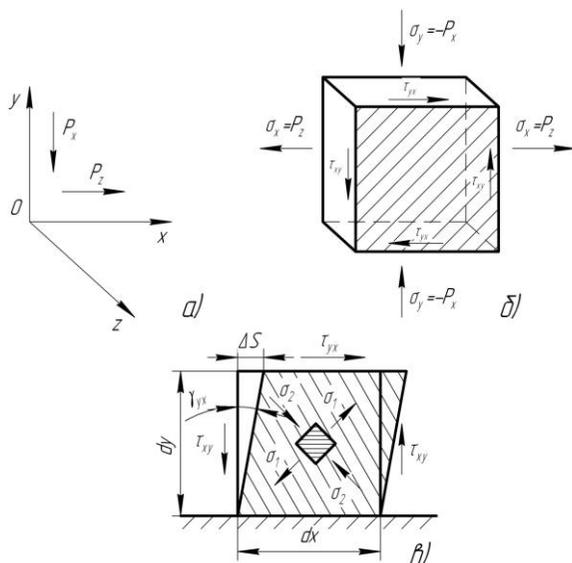


Рисунок 3 – Схема плоского напряженного состояния в контактной зоне:
 а) – составляющие силы резания в декартовой системе координат; б) – напряженное состояние частицы обрабатываемого металла в начальный момент чистого сдвига;
 в) – напряженное состояние частицы обрабатываемого материала в конечный момент чистого сдвига

Тогда касательные напряжения в элементарной частице контактной плоскости (плоскости резания) определяем так

$$\tau_{yx} = \frac{Q}{dxdy} = \frac{P_Z - P_X}{dxdy} \quad (12)$$

Из курса сопротивления материалов известна формула для определения касательного напряжения τ при плоском напряженном состоянии и действии сил растяжения и сжатия

$$\tau = \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \sin 2\alpha \quad (13)$$

Подставляем в (11) вместо σ_1 и σ_2 составляющие силы резания P_Z и P_X и учитывая, что $\sin 2\alpha = 1$, получаем

$$\tau_{yx} = \frac{P_Z - P_X}{2} \quad (14)$$

Рассматриваем деформацию элементарной частицы при чистом сдвиге (рис. 3). Поскольку по граням элементарной частицы не действуют нормальные напряжения, то вдоль граней нет и удлинений. В то же время диагональ, совпадающая с направлением растягивающей составляющей силы резания P_Z , удлинится, а другая диагональ, совпадающая с направлением сжимающей

составляющей силы резания P_X , укорачивается. В результате квадрат трансформируется в ромб без изменения длины граней. Таким образом, деформация элементарной частицы характеризуется изменением первоначальных прямых углов (рис. 3, в).

При сдвиге существует зависимость между относительным сдвигом γ_{yx} и абсолютным сдвигом ΔS

$$\gamma_{yx} = \frac{\Delta S}{dy} \quad (15)$$

По закону Гука касательное напряжение

$$\tau_{yx} = G \cdot \gamma_{yx} \quad (16)$$

где G – модуль упругости.

Подставляя выражение (12) и (15) в формулу (16) получаем выражение для абсолютного сдвига элементарной частицы обрабатываемого металла при скользящем резании

$$\Delta S = \frac{P_Z - P_X}{Gdx} \quad (17)$$

где dx – расстояние между сдвигаемыми гранями.

А подставляя выражение (14) и (15) в формулу (16), получаем

$$\Delta S = \frac{(P_Z - P_X)dy}{2} \quad (18)$$

Удельная потенциальная энергия деформации при сдвиге

$$U = \frac{\tau_{yx}^2}{2G} = \frac{(P_Z - P_X)^2}{8G} \quad (19)$$

Внутреннее усилие Q , равное разности составляющих сил резания ($P_Z - P_X$) совершает работу на перемещении ΔS

$$A = (P_Z - P_X)\Delta S = \frac{(P_Z - P_X)^2 dy}{2} \quad (20)$$

Таким образом, при скользящем резании вся потенциальная энергия расходуется только на изменение формы элементарных частиц обрабатываемой поверхности в направлении действия главной составляющей силы резания P_Z , а изменение их объема в контактной зоне равно 0.

На основании выше изложенного и анализируя полученные зависимости (11), (19) и (20) становится очевидным, что при скользящем резании металлов существенно снижается энергоемкость и работа процесса отделения стружки по сравнению с традиционной лезвийной обработкой материалов.

Совокупность известных явлений – скользящий ударный фреттинг; адгезионный износ; процесс микрорезания, которые проявляются как в отделимости, так и взаимосвязано с новым для процесса резания распределением напряжений разного характера растяжения и сжатия в контактной зоне инструмента с заготовкой открывают неизвестную до настоящего времени законо-

мерность отделения срезаемого слоя и создают перспективы технологического повышения долговечности деталей машин.

Многие эксплуатационные свойства машин – износостойкость, контактная жесткость, усталостная прочность, герметичность соединений, коррозионная стойкость, электро- и теплоспротивление контактов и другие – определяются контактным взаимодействием деталей. Эти свойства неразрывно связаны с поверхностным слоем деталей, полученным в результате обработки заготовок резанием. Поверхностный слой деталей, его геометрические характеристики и физико-химическое состояние определяют качественно новую совокупность свойств изделий, их надежность, долговечность.

В результате применения традиционных методов обработки – точения, фрезерования, шлифования – фактическая площадь контакта в первоначальный момент не превышает 25-30% расчетной, а в ряде случаев составляет 5-10%. Это приводит к большим контактным давлениям и деформациям, оказывающим значительное влияние на процессы, протекающие в соединении – трение и износ, фреттинг-коррозию, перемещения, определяющие контактную жесткость и виброустойчивость, надежность посадок и т.д. В результате, до 80% отказов в работе машин происходит вследствие износа деталей в узлах трения [12].

В этой связи технологическое повышение износостойкости соединений является важной народнохозяйственной задачей.

Образование низкопрочного состояния обрабатываемого материала в контактной зоне, в результате проявления физических процессов и явлений, описанных выше, при определенном распределении напряжений разного характера растяжения и сжатия, создается новая закономерность отделения срезаемого слоя. Таким образом, решается важная научная проблема – преобразование энергии деформации в работу разрыва межатомных или межмолекулярных связей на более ранней стадии. Поверхностный слой, полученный при низких энергетических затратах, имеет качественно новую совокупность свойств по сравнению с поверхностным слоем, полученным при традиционном резании. В этой связи, открываются новые перспективы технологического повышения долговечности деталей машин.

Для реализации новой закономерности отделения срезаемого слоя материалов разрабатываем специальные методы механической обработки: скользящее точение [13] и скользящее торцовое фрезерование [14-16].

Скольльзящее точение (рис.4) отличается от традиционного тем, что процесс резания осуществляют одной режущей кромкой, установленной под углом $70^\circ \leq \lambda \leq 90^\circ$ к оси вращения заготовки. Такое расположение режущей кромки в принципиальной кинематической схеме продольного точения вносит новые контактные взаимодействия инструмента с заготовкой. В результате, в контактной зоне протекают физические процессы, описанные выше, и

формируется на заготовке поверхностный слой с улучшенными геометрическими характеристиками.

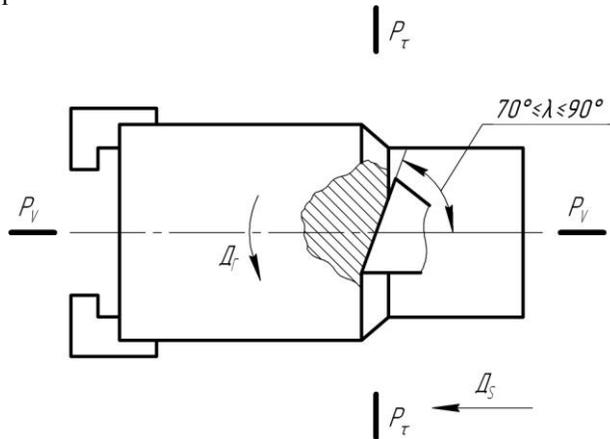


Рисунок 4 – Схема продольного скользящего точения с углом наклона режущей кромки $70^\circ \leq \lambda \leq 90^\circ$

Для сравнения с традиционным резанием берем образец – вал, изготовленный точением американской фирмой HAAS на токарном станке с ЧПУ мод. TL-1, и измеряем на нем параметры шероховатости с помощью информационно-вычислительного комплекса мод. 170623.1 (рис.5).

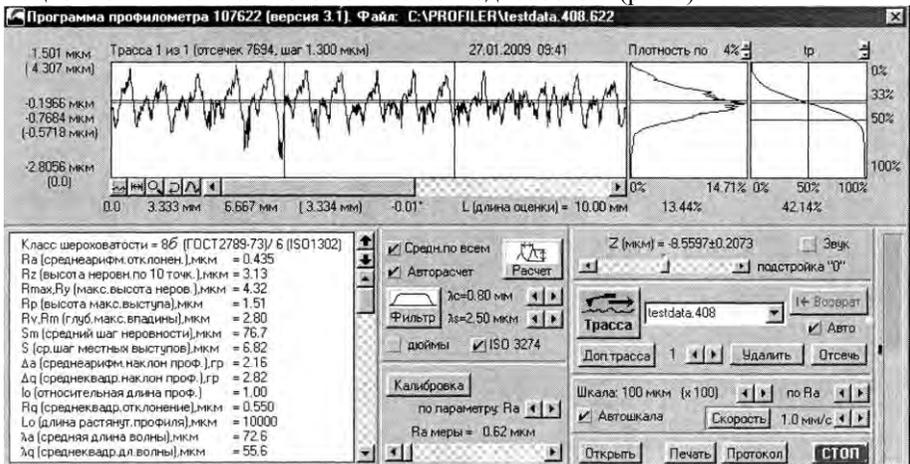


Рисунок 5 – Профилограмма шероховатости поверхности образца фирмы HAAS

Затем обрабатываем этот образец – вал – методом скользящего точения на том же станке и измеряем параметры шероховатости (рис. 6). Сравниваем

полученные результаты: Ra – уменьшен в 2,1 раза; Rz – уменьшен в 2,3 раза; $Rmax$ – уменьшен в 2,9 раза; Sm – уменьшен в 2,9 раза.

Таким образом, поверхностный слой, полученный при скользящем точении, существенно увеличивает износостойкость сопрягаемых деталей. Внедрение скользящего точения в производство открывает новые перспективы технологического повышения долговечности деталей машин.

Для реализации процесса скользящего торцового фрезерования металлов предлагаем две принципиальные кинематические схемы: скользящее фрезерование заготовок при малых глубинах резания или тонкое скользящее фрезерование (рис. 7) и скользящее фрезерование заготовок с большим припуском при большой глубине резания (рис. 8).

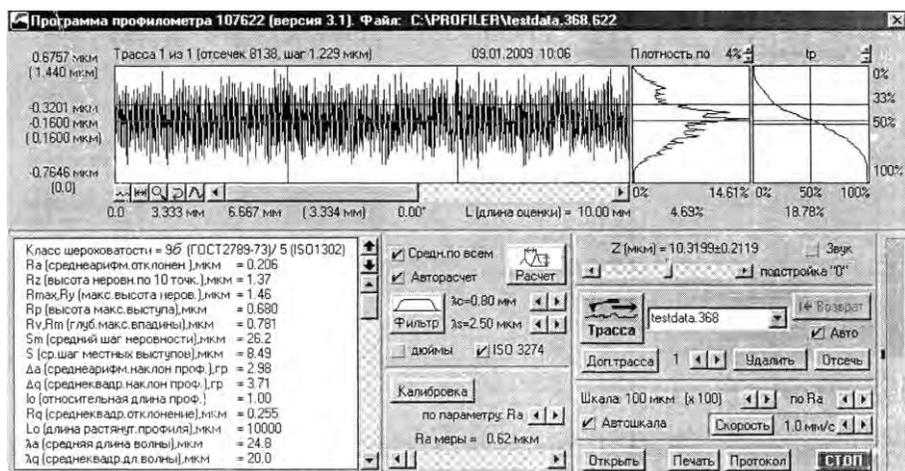


Рисунок 6 – Профилограмма шероховатости поверхности образца, полученной при скользящем резании

Точки режущей кромки постепенно врезаются в обрабатываемый материал 4 со смещением (скольжением) в направлении скорости резания \bar{V} . Таким образом, имеет место эффект скольжения кромки по поверхности резания.

Вторую принципиальную кинематическую схему реализуют два автономно работающих зуба.

Один из зубьев, названный отрезным, совершая вращательное движение (рис. 8), срезает припуск 2 заготовки 3, движущейся поступательно в плоскости $P'n$ как свободным, так и несвободным резанием, а припуск 4 срезает зуб 5, названный подрезным, скользящим резанием в плоскости P_n , совпадающей с обработанной поверхностью. При этом режущая кромка 6 подрезного зуба 5

находится ниже торцевой поверхности зуба 1 и решает главную задачу по обеспечению качества поверхностного слоя.

Торцевой фрезе с рабочим зубом 1 (рис. 7) сообщается вращательное движение Δz , а заготовке 2 поступательное движение подачи Δs . Режущая кромка 3, расположенная в плоскости резания, выполняет свободное резание и составляет с основной плоскостью P_v угол $70^\circ \leq \lambda < 90^\circ$.

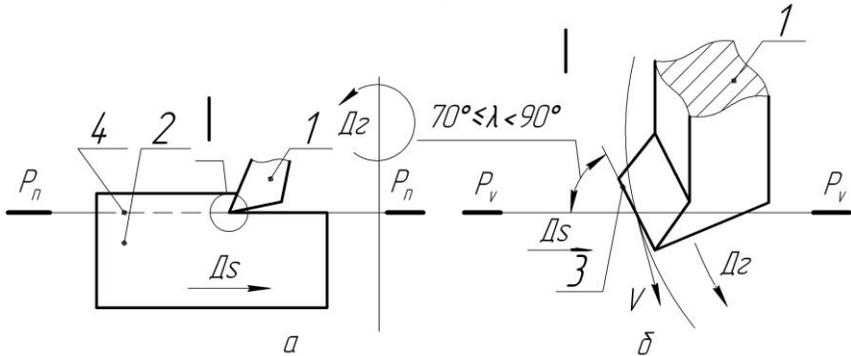


Рисунок 7 – Схема скользящего торцевого фрезерования при малых глубинах резания

Таким образом, отрезной зуб работает по традиционной схеме резания, а подрезной зуб по скользящей схеме резания. При этом отрезной зуб опережает подрезной, срезая большую часть припуска в плоскости, перпендикулярной обработанной поверхности.

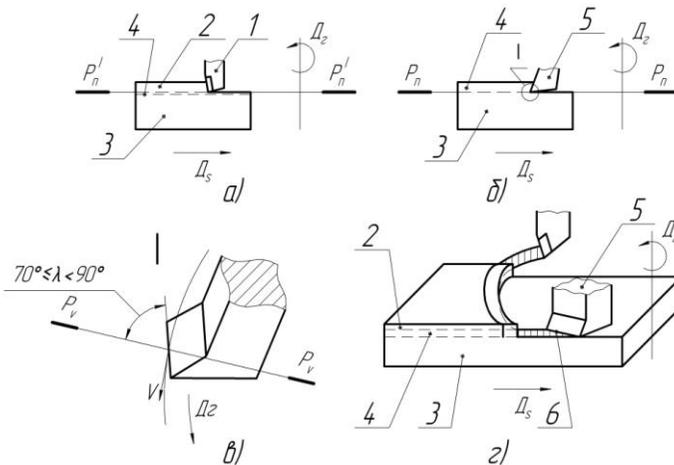


Рисунок 8 – Схема скользящего торцевого фрезерования при больших глубинах резания

Выводы:

1. Установлены особенности процесса скользящего резания материалов, при которых происходит организация низкопрочного состояния контактной зоны заготовки, а энергия деформации преобразуется в работу разрыва межмолекулярных или межмолекулярных связей на более ранней стадии.

2. Определены основные физические процессы в контактной зоне инструмента с заготовкой, сопровождающие скользящее резание металлов, их последовательность, и установлено, что при скользящем резании имеет место плоское напряженное состояние, сопровождающееся чистым сдвигом. Выведены зависимости удельной потенциальной энергии и работы абсолютного сдвига от составляющих силы резания P_Z и P_X .

3. Созданы новые методы обработки материалов, реализующие процесс скользящего резания: скользящее точение и скользящее торцовое фрезерование, которые открывают перспективы технологического повышения долговечности деталей машин. Показано, что полученный поверхностный слой детали методом скользящего точения улучшает его геометрические характеристики более чем в 2 раза: $Ra=0,2$; $Rz=1,37$; $Rmax=1,46$; $Sm=26,2$.

Список использованных источников: 1. *Марунич В.А.* Новый процесс скользящего резания материалов. / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Междунар. сб. науч. трудов. – Донецк, 2009. – вып. 38. – С.133-138. 2. *Марунич В.А.* Повышение эффективности лезвийной обработки материалов. / Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков, 2010. – Вып. 78. – С.109-118. 3. *Марунич В.А.* Новая закономерность отделения срезаемого слоя при механической обработке материалов // Теория и практика металлургии. - Днепропетровск : НМетАУ, 2011, №5-6 Ч.1 – С. 40-47 4. *Крагельский И.В.* Трение и износ. Изд. 2-е перераб. и доп. М., изд-во «Машиностроение», 1968. 480с. 5. *Анурьев В.И.* Справочник конструктора-машиностроителя: В 3-х т./ Под ред. И.Н. Жестковой – 8-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 2001. 6. ГОСТ 2789-73. Шероховатость поверхности. Параметры и характеристики. 7. *Байкалов А.К.* Введение в теорию шлифования материалов. – К.: Наук. думка, 1978. – 207с. 8. *Грибченко А.И.* Научные основы алмазного шлифования сверхтвердых поликристаллических материалов. – Диссертация в форме научного доклада на соискание ученой степени докт. техн. наук. – Харьков, 1995. – 59с. 9. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технология машиностроения / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.4. «Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов» – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802с. 10. *Матюха П.Т.* Определение напряжений сдвига в срезаемом слое при шлифовании высоколегированных и быстрорежущих сталей. – Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Сб. научно-техн. Тр. Под общ. Ред. А.Н. Михайлова. – Донецк: ДонГТУ, 1994, вып. 1. – С. 56-64. 11. *Лурье А.И.* «Теория упругости». – М.: Наука, 1970. – 939с. 12. *Э.В. Рыжов.* Технологические методы повышения износостойкости деталей машин. – Киев: Наук. думка, 1984. – 272с. 13. Пат. України 91939. Спосіб ковзано чого точіння / В.О. Маруніч. Бюл. №17 – 2010. 14. Пат. України 88094. Спосіб обробки матеріалів різанням / В.О. Маруніч. Бюл. №17 – 2009. 15. Пат. Росії 2031790. Спосіб обробки матеріалів різанням / В.А. Маруніч. Бюл. №9 – 1995. 16. Пат. України 19905. Спосіб обробки матеріалів різанням / В.О. Маруніч. Бюл. №1 – 2007.

Поступила в редколлегию 23.06.2012

ВЛИЯНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ СОТС РАСТИТЕЛЬНОЙ ПРИРОДЫ НА УСЛОВИЯ КОНТАКТНОГО ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ

В роботі розглядається вплив модифікованих МОТС рослинної природи на умови контактної взаємодії. Модифікація МОТС при цьому досягається введенням до складу рослинних олій антиоксидантів. Показан значний вплив антиоксидантів на умови контактної взаємодії.

В работе рассматривается влияние модифицированных СОТС растительной природы на условия контактного взаимодействия. Модифицирование СОТС при этом достигается введением в состав растительных масел антиоксидантов. Показано значительное влияние антиоксидантов на условия контактного взаимодействия.

In article influence of modified LCTM of vegetable nature is in-process examined on the terms of contact cooperation is considered. Retrofitting of LCTM is here arrived at by introduction in the complement of vegetable oils of antioxidants. Considerable influence of antioxidants is shown on the terms of pin cooperation.

Постановка проблемы. Процесс взаимодействия поверхностей сопровождается не только их деформированием, но и изменением структуры, фазового состава, механических свойств и химической активности контактных поверхностных слоев. При этом главной характеристикой металлорежущего инструмента является износостойкость, зависящая от поведения тонких поверхностных контактных слоев пар трения. Последняя, в свою очередь, зависит от длины контакта на передней поверхности инструмента. Данная характеристика также позволяет определить эффективность проникающей способности СОТС.

Анализ последних исследований и публикаций. Своеобразная и очень важная роль кислорода воздуха в процессах трения и износа, широко раскрытая и подтвержденная в исследованиях [1, 2, 3], полностью сохраняется и в присутствии органических ПАВ, в частности триглицеридов. Это объясняется, прежде всего тем, что скорость хемосорбционного взаимодействия кислорода воздуха с поверхностью металла значительно превышает скорость адсорбции ПАВ. Поэтому адсорбция ПАВ из смазочной среды на поверхности весьма затруднена из-за высокой хемосорбционной способности металла к кислороду воздуха. Таким образом, экранирующее действие оксидных пленок, препятствующее прямому взаимодействию ПАВ с поверхностью металла, приводит к резкому снижению эффектов адсорбирования, пластифицирования и диспергирования.

Нейтрализация действия кислорода воздуха может быть достигнута как физическими методами (избыточное давление нейтрального газа или вакуум), так и химическими (использование веществ, пассивирующих поверхность

металла). Физические методы, как правило, сложны и дорогостоящи, а также их использование влечет за собой применение специальных приспособлений и изменение узлов станков и инструментов. Химические же методы, обладая не меньшей эффективностью, достаточно просты и значительно дешевле.

В настоящей работе предлагается использовать для нейтрализации кислорода воздуха химический метод. В качестве действующего вещества предлагается использовать антиоксидант (АО) – витамин Е (α -токоферол). Особенностью АО является их способность нейтрализовать свободные радикалы, в нашем случае ионы кислорода O^{2-} . При введении жирорастворимого витамина Е в состав СОТС растительной природы происходит его полное растворение. Нахождение в витамине Е трижды метилированного фенольного кольца с системой сопряженных двойных связей, обеспечивает легкую отдачу электронов свободным радикалам и восстановление их до свободных продуктов [4].

Целью данной статьи является изучение степени влияния модифицированных СОТС растительной природы на условия контактного взаимодействия в процессе точения различных металлов.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- определить степень влияния модифицированных СОТС на изменение длины контакта инструмента со стружкой;
- измерить высоту нароста образовавшегося в процессе обработки;
- оценить качество поверхности обработанной детали.

Изложение основного материала. Согласно двухзонной и трехзонной моделям контактного взаимодействия, зона пластического контакта отличается очень высокой плотностью контактирования инструментального и обрабатываемого материалов. По двухзонной модели на контактной поверхности различают зоны пластического и упругого контакта. В трехзонной модели различают зоны адгезионного, гранично-адгезионного и гомогенного граничного трения.

На рисунках 1 и 2 показаны зависимости общей длины контакта от скорости резания при точении нержавеющей стали 12Х18Н10Т и титанового сплава ВТ-22 резцом из Р6М5К5 в различных средах, а также в условиях подачи растительных масел в среде аргона. Все эксперименты проводились при неизменной геометрии инструмента: $\gamma=0^\circ$, $\alpha=12^\circ$, $\varphi=45^\circ$. Использование в качестве режущего инструмента поворотных неперетачиваемых пластин для реза, каждый новый прием точения на которых осуществлялся на «свежей» грани, обеспечивало возможность исключения влияния переточки на изменение исходных свойств инструмента.

В качестве СОТС при резании использовались: индустриальное масло И-20; подсолнечное масло (ПМ); рапсовое масло (РМ); подсолнечное масло + АО (ПМ + АО); рапсовое масло + АО (РМ + АО); подсолнечное масло +

инертный газ (ПМ + Ar); рапсовое масло + инертный газ (PM + Ar). Подача СОТС осуществлялась методом минимизированной подачи устройством фирмы «NOGA» (Израиль). Аргон в газообразном состоянии подавался из стандартного (40 л) баллона под давлением 0,4 МПа и непосредственно соединялся с устройством подачи СОТС и специально сконструированным экранирующим соплом.

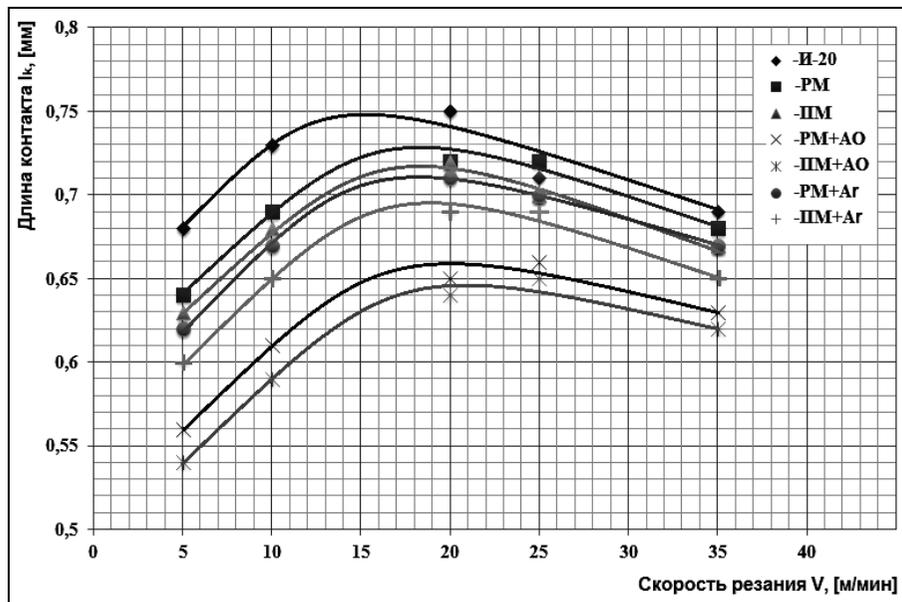


Рисунок 1 – Влияние СОТС на общую длину контакта при изменении скорости резания (материал –12Х18Н10Т, s=0,1 мм/об, t=0,5 мм)

Как видно из полученных результатов, изменение длины контакта зависит как от скорости резания и от СОТС, так и от обрабатываемого материала. Максимальное значение зависимости $l_k = f(V)$, связано со смазывающим эффектом СОТС. При повышенных скоростях ухудшается проникающая способность СОТС, и разница в значениях длин контакта в различных СОТС сравниваются. Меньшее, почти в два раза, значение общей длины контакта при обработке титанового сплава обусловлено высокой плотностью контакта в зоне резания.

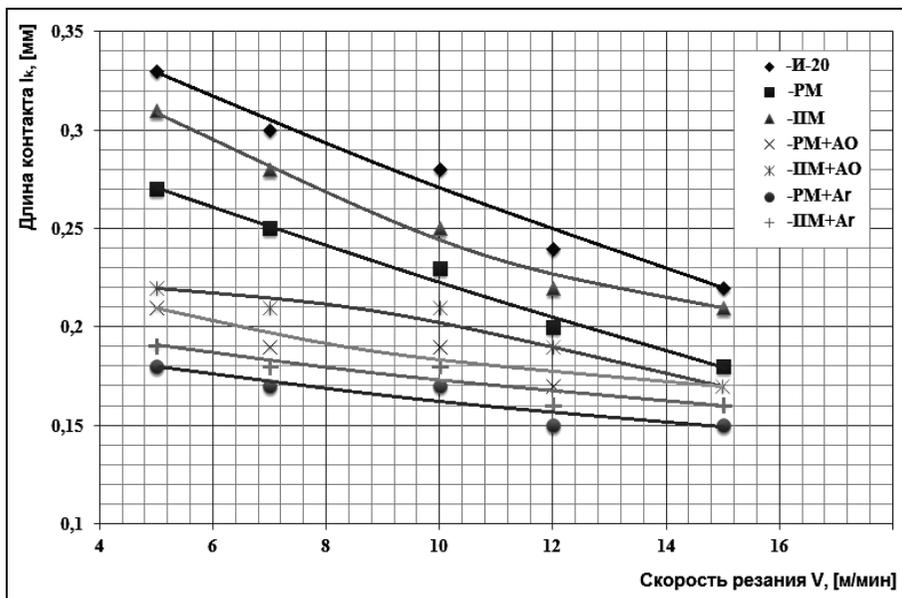


Рисунок 2 – Влияние СОТС на общую длину контакта при изменении скорости резания (материал – ВТ-22, $s=0,1$ мм/об, $t=0,5$ мм)

Однако, при пониженных режимах резания, применение всех видов масел растительного происхождения обуславливает снижение длины контакта стружки с передней поверхностью инструмента. Эффект сокращения длины контакта особенно заметен при применении модифицированных растительных масел и подачи их в среде аргона. При точении химически инертной нержавеющей стали наибольшее снижение длины контакта происходило в среде модифицированного подсолнечного масла – на 14% по сравнению с чистым подсолнечным маслом и на 19% по сравнению с минеральным маслом. В случае с химически активным титаном эффект снижения длины контакта несколько выше, особенно в среде модифицированного рапсового масла – на 23% по сравнению с чистым рапсовым маслом и на 37% по сравнению с минеральным маслом. Также интересно отметить, что применение инертной газовой среды при точении нержавеющей стали не оказало влияния на эффект снижения длины контакта. При точении же титанового сплава эффекты снижения длины контакта при применении аргона и АО сопоставимы.

Согласно закономерностям адгезионного взаимодействия рассматриваемых на основе диаграмм «электроотрицательность – атомарный радиус» Даркена-Гурри [5], сила адгезионного взаимодействия тем выше, чем ближе располагаются элементы друг от друга и чем выше их металлургическое сродство. Именно поэтому длина контакта при точении нержавеющей стали, близ-

кой по своим свойствам к быстрорежущей стали инструмента, в два раза больше, чем при точении титанового сплава. Действие СОТС также существенно зависит от свойств обрабатываемого материала. Поэтому при точении химически нестойкого к действию окружающей среды титанового сплава наблюдалось значительное снижение длины контакта, которое было незначительным при точении инертной к действию среды нержавеющей стали.

В порядке уточнения полученных результатов представлены металлографические картины контактных поверхностей резцов при точении нержавеющей стали 12Х18Н10Т (рисунок 3) и титанового сплава ВТ-22 (рисунок 4). Режимы обработки соответствуют режимам при исследовании длин контакта (указаны выше).

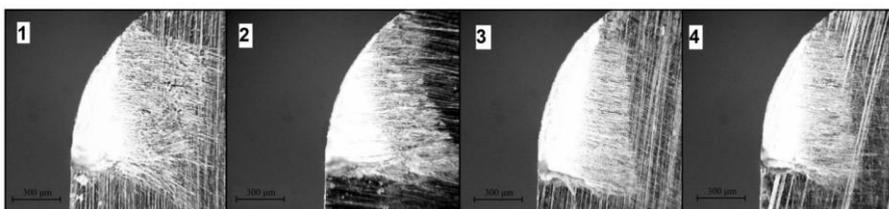


Рисунок 3 – Изменение общей длины контакта при точении нержавеющей стали 12Х18Н10Т: 1 – И-20; 2 – подсолнечное масло; 3 – подсолнечное масло + АО; 4 – подсолнечное масло + Ag

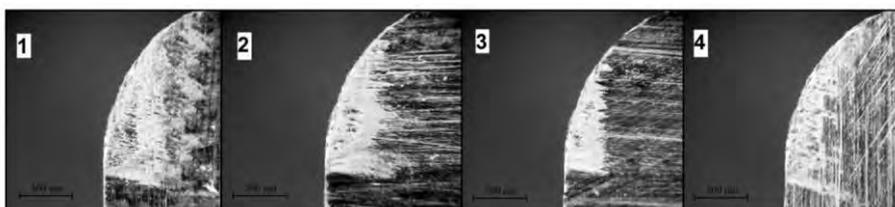


Рисунок 4 – Изменение общей длины контакта при точении титанового сплава ВТ-22: 1 – И-20; 2 – рапсовое масло; 3 – рапсовое масло + АО; 4 – рапсовое масло + Ag

Как видно из рисунка 3, при точении нержавеющей стали достаточно четко различимы зоны пластического и упругого контакта. И если при резании в среде минерального масла И-20 зона упругого контакта больше зоны пластического и имеет неорганизованную форму, то при резании во всех СОТС растительной природы зона упругого контакта имеет четко очерченную форму и практически равна длине пластического контакта.

В аналогичных условиях наблюдается иная картина адгезионных процессов при точении титанового сплава (рисунок 4). На контактных поверхностях резца не различимы зоны пластического и упругого контакта, а видны локальные микроучастки, покрытые слоями налипшего обрабатываемого ма-

териала. При этом их форма не носит геометрически организованный характер.

Для более полного понимания механизма адгезионных явлений, происходящих в зоне резания, были исследованы процессы наростообразования. Однако при точении титанового сплава нарост либо отсутствовал, либо был настолько незначительным, что имеющиеся методы контроля не позволяли его измерить. Объяснить данное обстоятельство невозможно с позиции металлургического сродства на основе диаграмм Даркена-Гурри, так как данная методика не учитывает особенность контактного взаимодействия переходных металлов и сплавов на их основе, к которым относится титан. Адгезионные процессы, происходящие при участии переходных металлов необходимо анализировать с учетом правила Хегга [6].

Согласно правилу Хегга, металлы, обладающие большим атомарным радиусом (все переходные металлы) образуют с неметаллами, обладающими небольшим атомарным радиусом, кристаллическую структуру, состоящую из кристаллической решетки со вставленными в нее атомами неметалла. Происходит образование структуры с превалированием металлической связи. В связи с этим, при контактном взаимодействии титана и его сплавов, процессы адгезионного схватывания могут активизироваться за счет внедрения атомов кислорода в кристаллическую решетку титана. То есть образующаяся оксидная пленка не является фактором блокирования адгезионных процессов, а наоборот активно стимулирует процессы схватывания [7]. Именно поэтому в бескислородных средах (СОТС+АО и СОТС+Аг) длина контакта снижается, а наросты практически отсутствуют. Это в определенной степени подтверждает способность АО достаточно надежно изолировать зону резания от кислорода.

Совершенно иная картина наростообразования наблюдается при точении нержавеющей стали (таблица 1).

Усиление процессов схватывания, незначительная величина наростов и практически полное их отсутствие на низких скоростях (менее 5 м/мин) при точении нержавеющей стали. На скорости 25м/мин наибольшие наросты образуются в среде минерального масла и, особенно, в среде аргона. Это можно объяснить тем, что в случае с конструкционными и нержавеющей стали кислород блокирует процессы схватывания за счет оксидных образований и понижает активность наростообразования [7]. Вследствие того, что в среде аргона нет условий для формирования оксидных пленок то, величина нароста была значительной: образование нароста происходило даже при невысоких (5 м/мин) скоростях резания.

Таблица 1 – Влияние различных СОТС на высоту нароста при точении нержавеющей стали 12Х18Н10Т ($s=0,1$ мм/об, $t=0,5$ мм)

Используемые масла	Высота нароста, [мм]	
	Врез.=5[м/мин]	Врез.=20[м/мин]
И-20	0,04	0,09
Рапсовое	Отсутствует	0,08
Подсолнечное	Отсутствует	0,06
Рапсовое + АО	Отсутствует	0,03
Подсолнечное + АО	Отсутствует	0,03
Рапсовое + Ag	0,05	0,11
Подсолнечное + Ag	0,04	0,10

При использовании АО в качестве присадок нейтрализующих действие кислорода, следует ожидать аналогичные эффекты адгезионного схватывания, что и при использовании нейтральной газовой среды. Однако последнее не согласуется с данными, полученными при исследовании процессов наростообразования: величина наростов при использовании СОТС+АО наименьшая из всех изученных. Это противоречие можно объяснить способностью АО нейтрализовать действие кислорода лишь в той зоне резания, в которую проникает несущее их СОТС. Именно по этой причине в зону пластического контакта, где и образуется нарост, СОТС проникает либо не в достаточной мере либо при определенных условиях не проникает вовсе. Кислород, в свою очередь, способен проникать в зону пластического контакта не только из внешней среды, но и из самого обрабатываемого материала.

Наряду с исследованиями процессов контактного взаимодействия были изучены параметры шероховатости обработанной поверхности (таблица 2).

Полученные данные свидетельствуют о повышении качества поверхности при обработке в среде СОТС растительной природы. Как и следовало ожидать, интенсификация наростообразования при точении нержавеющей стали в среде аргона, привела к ухудшению параметров шероховатости. Следует отметить, что в чистом виде растительные масла обеспечивают незначительное повышение качества поверхности по сравнению с минеральными маслами, а в случае с титановым сплавом разница практически отсутствует.

Таблица 2 – Влияние различных СОТС на качество обработанной поверхности ($s=0,1$ мм/об, $t=0,5$ мм)

Используемые масла	Качество обработанной поверхности Ra, [мкм]	
	12Х18Н10Т Врез.=20[м/мин]	BT-22 Врез.=15[м/мин]

И-20	0,77	0,38
Рапсовое	0,51	0,37
Подсолнечное	0,44	0,38
Рапсовое + АО	0,38	0,21
Подсолнечное + АО	0,33	0,24
Рапсовое + Аг	0,62	0,19
Подсолнечное + Аг	0,61	0,20

Модификация масел АО в свою очередь приводит к значительному улучшению качества поверхности. Данное обстоятельство связано со снижением сил адгезионного взаимодействия на передней поверхности инструмента и как следствие общей стабилизацией процесса резания.

Выводы. Таким образом, модификация СОТС растительной природы АО позволяет, в значительных пределах, управлять смазочными свойствами растительных масел. Благодаря повышению проникающей способности модифицированных СОТС происходит уменьшение длины контакта инструмента со стружкой, что в свою очередь приводит к снижению действующих сил, работы резания и трения. Способность АО нейтрализовать действие кислорода приводит к понижению активности наростообразования и, как следствие, улучшению качества обработанной поверхности.

Список использованных источников: 1. *Б.И. Костецкий.* Роль кислорода при действии добавок поверхностно-активных веществ в процессах трения, смазки и износа металлов / Б.И. Костецкий, Г.В. Никулин. — М.: ДАН СССР, 1968. — Т. 181, № 2. — С. 123-167. 2. *Б.Ш. Каликштейн.* Влияние воздуха и вакуума на контактные процессы, свойства и износ рабочих поверхностей металлорежущего инструмента: дис. ... канд. техн. наук / Б.Ш. Каликштейн. — Ташкент – Тбилиси, 1986. — 156 с. 3. *Ф.Я. Якубов.* Энергетические соотношения процесса механической обработки материалов / Ф.Я. Якубов. — Ташкент: ФАН, 1985. — 112 с. 4. *Э.Р. Менумеров.* Повышение эксплуатационных характеристик СОТС на основе растительных масел / Менумеров Э.Р. // Вестник Хмельницкого национального университета. Хмельницкий, 2006. — Вып. 6. — С. 44-48. 5. *Б.Т. Грязнов.* Технологические методы повышения долговечности машин микрокриогенной техник / Б.Т. Грязнов, А.Н. Зинкин, В.В. и др. — Новосибирск: Сибирское предприятие РАН, 1999. — 272 с. 6. *А.С. Верещака.* Режущие инструменты с износостойкими покрытиями / А.С. Верещака, И.П. Третьяков. — М.: Машиностроение, 1986. — 192 с. 7. *Ф.Я. Якубов.* Структурно – энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким. — Симферополь, Крымчупедгиз, 2005. — 300 с.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Е.В. Мироненко, д-р техн. наук, В.С. Гузенко, канд. техн. наук,
С.Л. Миранцов, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНЫХ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

У даній статті розглянуті питання вдосконалення збірних конструкцій різців для важких верстатів з метою підвищення міцності ріжучої частини і підвищення жорсткості кріплення режущих елементів. Наведено результати аналітичних досліджень міцності та динамічних характеристик збірних відрізних різців для важких верстатів.

В данной статье рассмотрены вопросы совершенствования сборных конструкций резцов для тяжелых станков с целью повышения прочности режущей части и повышения жесткости крепления режущих элементов. Приведены результаты аналитических исследований прочностных и динамических характеристик сборных отрезных резцов для тяжелых станков.

This article discusses the issues of improvement of prefabricated structures for the cutters of heavy machine tools with the purpose of increase of durability of the cutting unit and increase the rigidity of the mounting of cutting elements. Given the results of analytical studies of the strength and dynamic characteristics of cutting tools for heavy machine tools.

Введение. Повышение производительности обработки на тяжелых станках ограничивается некоторыми технологическими операциями, одной из которых является отрезка. Операция отрезки представляет собой несвободное резание, которое характеризуется рядом особенностей. Отрезные резцы работают со значительными удельными нагрузками на режущие лезвия, в условиях затрудненного отвода стружки, что приводит к большому количеству поломок режущих пластин. Кроме того, пониженная жесткость технологической системы при отрезке, являющаяся следствием наличия больших вылетов резцов, приводит к возникновению колебаний инструмента в процессе резания.

С целью совершенствования конструкций сборных отрезных резцов для тяжелых станков, проводились аналитические и экспериментальные исследования напряженно-деформированного состояния режущих пластин, экспериментальные исследования колебаний и с помощью результатов исследований были разработаны конструкции инструмента, обладающие повышенной прочностью и жесткостью механического крепления. Пример подобного инструмента приведен на рисунке 1 [3].

Сборный отрезной резец, представленный на рисунке 1, состоит из режущего клинового элемента 1 и корпуса 2, причем опорная и прижимная V-образные выпуклые поверхности клинового паза корпуса скошены относительно своих образующих. Наклоны α_1 , α_2 скошенных участков опорной и прижимной поверхностей относительно своих образующих выполнены про-

тивноположно направленными. Направление угла наклона α_2 скошенного участка прижимной поверхности относительно ее образующей выполнено совпадающим с направлением угла α заклинивания клинового паза корпуса.

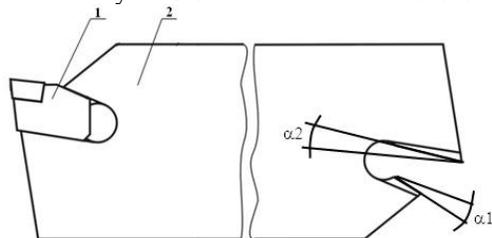


Рисунок 1 – Конструкция сборного отрезного резца для тяжелых станков

Однако в результате проведенных исследований авторами не исследовалось влияние величины углов α_1 , α_2 на величину напряжений, возникающих в режущей пластине и жесткость крепления режущей вставки [1, 2, 3].

Основная часть. В процессе работы сборного отрезного резца под действием силовых факторов на взаимодействующих поверхностях режущего клинового элемента 1 и корпуса 2 возникают неравномерно распределенные по длине паза контактные напряжения. Максимальные значения контактных напряжений будут наблюдаться при этом на опорной поверхности паза корпуса под режущей кромкой вставки 1, что ведет к ее опусканию, и на прижимной поверхности в области тыльной стороны вставки 1, что приводит к пластической деформации и искажению профиля клинового паза, а также снижению конструктивной жесткости. Причиной возникновения такого сложного напряженного состояния являются тангенциальная составляющая силы резания и ее опрокидывающий момент, который действует в направлении силы резания. Опрокидывающий момент возникает по причине наличия главного заднего угла у режущего элемента 1 и ее нависания над опорной поверхностью корпуса.

Изменяя величину угла наклона скошенных участков, можно изменять площадь соприкосновения взаимодействующих поверхностей в наиболее нагруженных участках, компенсируя рост контактных нагрузок увеличением площади взаимного контакта, при этом контактные напряжения будут иметь более равномерное распределение.

В связи со сложностью проведения экспериментальных исследований по указанному направлению было принято решение провести исследования аналитически с использованием моделей, полученных при помощи пакетов SolidWorks и Ansys. Для проведения исследований была подготовлена модель сборного резца при помощи пакета SolidWorks. В качестве геометрических и конструктивных использовались параметры оригинального инструмента:

размеры корпуса инструмента 18×90 мм, ширина режущей кромки режущей пластины 20 мм.

Исследование конструкции сборного реза проводилось по двум направлениям: статический анализ конструкции, динамический (гармонический) анализ конструкции;

Статический анализ конструкции. Целью статического анализа является определение напряжений (нормальных, главных, эквивалентных), линейных и нелинейных перемещений (деформаций) в элементах сборной конструкции, а также напряжений.

Для выполнения статического анализа использовалась модель, полученная на основе исходной (рисунок 1), при помощи пакета Ansys (рисунок 2).

Модель представляет собой трехмерную конструкцию реза, нагруженную силами резания и закрепления. В качестве граничных условий при моделировании, были приняты следующие:

- корпус инструмента зафиксирован без перемещений;
- между соприкасающимися гранями и поверхностями элементов имеет место контакт с трением, то есть соприкасающиеся поверхности могут перемещаться друг относительно друга и между ними может возникать зазор (рисунок 2б).

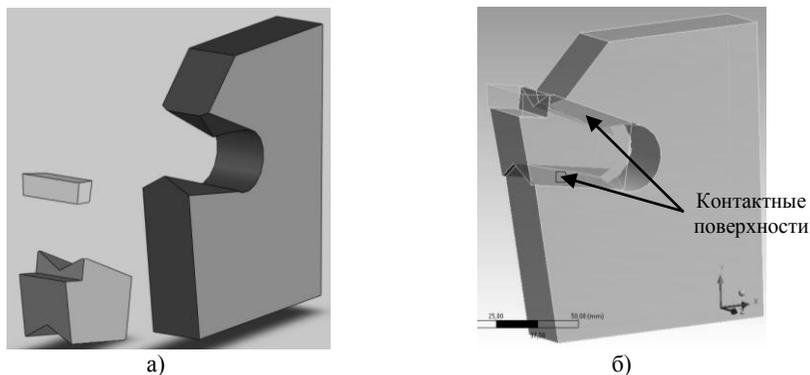


Рисунок 2 – Модели сборной конструкции реза:

а – трехмерная модель сборного реза, б – контактные поверхности режущего элемента пластины и корпуса инструмента

При выборе режимов обработки, при которых проводился анализ, были использованы следующие рекомендации [4]: $S = 0,65$ мм/об, $V = 63$ м/мин, $t = 20$ мм. Угол наклона скошенных участков корпуса инструмента изменялся от 0° до 10° град, при этом было принято, что $\alpha_1 = \alpha_2$.

В качестве примера на рисунке 3 представлены распределение эквивалентных σ_e и нормальных напряжений σ_z , возникающих в элементах конструкции реза при резании. Анализ числовых значений напряжений показал,

что максимальные значения напряжений наблюдаются как в корпусе инструмента, область «1», так и на передней поверхности режущей пластины (рисунок 3).

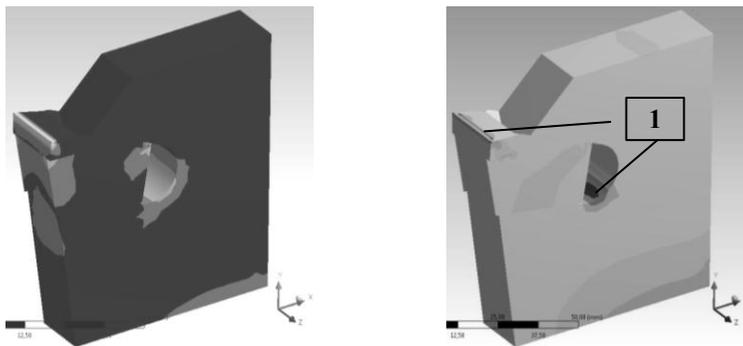


Рисунок 3 – Распределение эквивалентных σ_e и нормальных напряжений σ_x , возникающих в элементах конструкции реза при отрезке, $S = 0,65$ мм/об, $V = 63$ м/мин, $t = 20$ мм, $P_z = 23$ кН, $P_y = 9$ кН.

Анализ результатов статического анализа режущей пластины показал, что максимальные значения эквивалентных σ_e и нормальных напряжений σ_x , σ_y , σ_z изменяются при увеличении угла наклона скошенных участков α_1 и α_2 . Так при изменении угла от 0° до 5° значения напряжений снижаются, а при дальнейшем увеличении угла до 10° практически не изменяются (рисунок 4).

Динамический (гармонический) анализ. В любой сборной конструкции длительная циклическая нагрузка вызывает соответствующий отклик. Результаты гармонического анализа могут использоваться для определения установившегося отклика конструкции на возбуждение при действии гармонических нагрузок и тем самым выявить преодолет ли объект резонансные частоты, усталость и другие негативные последствия вынужденных колебаний. Кроме того, по изменению собственных частот колебаний элементов конструкции инструмента, можно судить об изменении жесткости при изменении ее конструктивных параметров, в данном случае от изменения углов α_1 и α_2 .

В качестве модели и расчетной схемы при выполнении гармонического анализа инструмента использовалась та же модель, что и при статическом анализе (рисунок 2), а на элементы конструкции накладывались граничные условия, описанные выше.

Гармонический анализ выполнялся при помощи пакета Ansys. В результате проведенных исследований были получены амплитудно-частотные характеристики колебаний рассматриваемого инструмента, измеренные на передней поверхности режущей пластины.

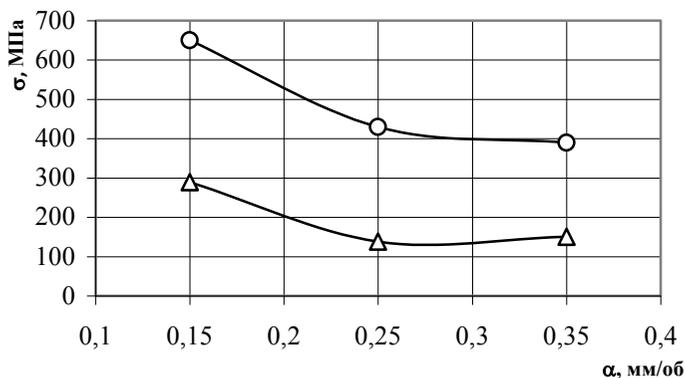


Рисунок 4 – Зависимость эквивалентных σ_x и нормальных σ_x напряжений на передней поверхности режущей пластины от угла наклона скошенных участков от угла наклона : \circ – σ_x , \square – σ_x .

В качестве примера на рисунке 5 представлены амплитудно-частотные характеристики колебаний сборного реза в направлении оси X.

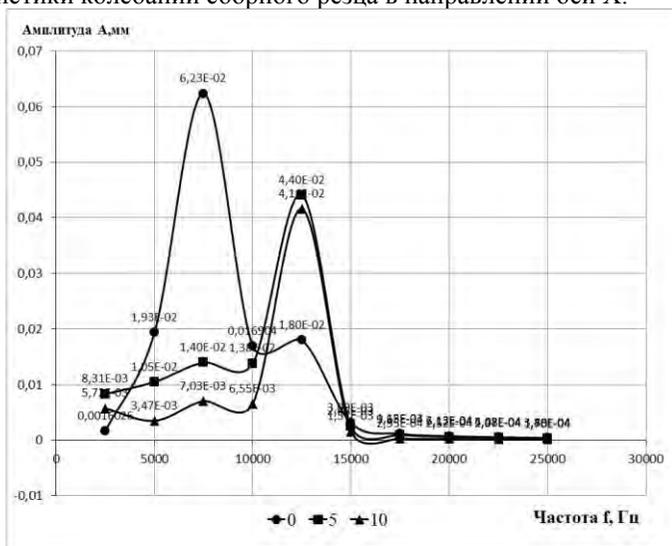


Рисунок 5 – Амплитудно-частотные характеристики сборного реза при разных значениях угла α_1 и α_2 : \circ – 0° , \square – 5° , \triangle – 10°

Анализ полученных в результате гармонического анализа амплитудно-частотных характеристик показывает, что при изменении угла наклона скошенных участков опорной и прижимной поверхностей корпуса инструмента, происходит изменение амплитуды колебаний режущей вставки и изменение

собственных частот колебаний конструкции. Так при изменении углов α_1 и α_2 от 0 до 5 градусов приводит к снижению амплитуды колебаний и увеличению собственной частоты колебаний от 7,5 кГц до 12,5 кГц. При дальнейшем увеличении углов до 10 градусов, существенные изменения амплитуды и собственной частоты колебаний не наблюдается. Таким образом, увеличение собственной частоты колебаний свидетельствует о повышении жесткости конструкции инструмента, и в частности жесткости узла крепления режущей вставки.

Выводы.

На основании проведенных аналитических исследований сборных отрезных резцов можно сделать следующие выводы:

- величина угла наклона скошенных участков опорной и прижимной поверхностей корпуса сборного отрезного резца для тяжелых станков оказывает влияние на величину напряжений, возникающих в корпусе инструмента и режущей вставке, а также в режущей пластине;

- увеличение угла наклона α_1 и α_2 от 0° до 5° градусов приводит к снижению эквивалентных и нормальных напряжений в корпусе инструмента и на передней поверхности пластины в 1,5 раза. При увеличении угла до 10 градусов и более дальнейшего существенного снижения величины напряжений не происходит;

- в результате гармонического анализа конструкции установлено, что угла наклона α_1 и α_2 от 0° до 5° градусов приводит к увеличению собственной частоты колебаний от 7,5 до 12,5 кГц, что свидетельствует об увеличении жесткости узла крепления режущей вставки резца;

- статический и динамический анализ конструкции резца позволяет сделать вывод, что рациональным значением угла наклона скошенных участков опорной и прижимной поверхностей корпуса, является угол величиной 5° градусов.

Список использованных источников: 1. *Миранцов С.Л.* Математическая модель напряженного состояния режущих пластин отрезных резцов. //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ: ДДМА, 2001. – Вип. 11. – С.103 - 107. 2. *Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Мезенцев В.Є.* Исследование прочности сборных прорезных резцов для тяжелых токарных станков. // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. Краматорск: 2004. – Вып. 15. – С.10 – 14. 3. Пат. 40742А Україна, МПК В23В27/04. Відрізний різець / *Гузенко В.С., Миранцов С.Л., Носков В.В.* №99010365 Оpubл. 15.08.2001. 4. Общемашиностроительные нормативы режимов резания. Токарные и карусельные работы (выбор инструмента, режимов резания, определение расхода инструмента). – М.: ВНИИТЭМР, 1985. – 75с. 5.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

А.В. Мицьк, канд. техн. наук, В.А. Фадеев, д-р техн. наук,
В.А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина

РАЗВИТИЕ ВОПРОСОВ КИНЕМАТИКИ И ДИНАМИКИ ПРОЦЕССОВ ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ОБРАБОТКИ В КОЛЕБЛЮЩЕМСЯ РЕЗЕРВУАРЕ

Представлені деякі передумови використання способу віброобробки на основі комбінування схем енергетичних дій стосовно складнопрофільних деталей тіл обертання. За допомогою швидкісної відеозйомки розглянуто динамічний стан резервуару, що коливається, та робочого середовища, дано обґрунтування фізичної суті формування його циркуляційного руху.

Представлены некоторые предпосылки использования способа виброобработки на основе комбинирования схем энергетических воздействий применительно к сложнопрофильным деталям тел вращения. С помощью скоростной видеосъемки рассмотрено динамическое состояние колеблющегося резервуара и рабочей среды, дано обоснование физической сущности формирования ее циркуляционного движения.

Some predictions of the use of vibration treatment method are presented on the base of combining the schemes of electric actions applicably to the complex shaped rotation parts. The dynamic state of vibrating reservoir and working medium is considered, the ground of the physical essence of formation of its circular motion is given with the help of rapid video survey.

Одним из перспективных направлений интенсификации операций виброобработки средне- и крупногабаритных корпусных и тел вращения деталей сложной формы со множеством малодоступных мест поверхностей для традиционно применяемых рабочих сред, имеющих размер гранул 5...35 мм, является разработка более эффективных с широкими технологическими возможностями структур организации процесса, одновременно использующих наряду с воздействием низкочастотных колебаний еще и другие схемы энергетического воздействия на рабочую среду и обрабатываемые детали (рис. 1) [1, 2].

Необходимо отметить, что в условиях серийного и массового типа производства совместная виброобработка упомянутых выше партий деталей по принципу «внавал» технологически и экономически нецелесообразна. В этом случае при циркуляционном движении содержимого резервуара вибростанка происходят систематические столкновения обрабатываемых деталей, что приводит к деформации их поверхностей и вызывает появление 25...30 % неисправимого брака [3].

Вполне понятно, что описанная ситуация диктует исключение из внедрения обработки «внавал» и переход к обработке «с закреплением» деталей при их размещении в резервуаре. Кроме того, положительные результаты виброобработки были достигнуты, когда детали, установленные в приспособ-

лении, подвергались дополнительному виду энергетического воздействия. Такие, вновь созданные, разновидности классического способа виброобработки позволили расширить его технологические возможности, применяя мелкодисперсную рабочую среду в виде шлифзерна зернистостью 200...40 и различных шлифпорошков зернистостью 32...16, что положительно отразилось на обработке выделенных нами деталей [4 – 6].

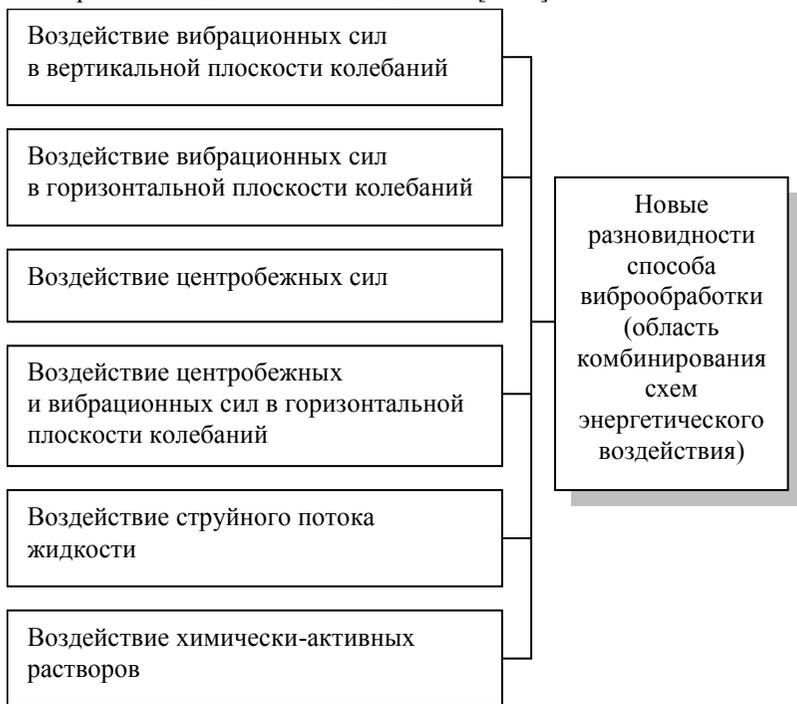


Рисунок 1 – Схемы энергетического воздействия на рабочую среду и обрабатываемые детали в процессе отделочно-зачистной обработки

Разнообразие схем энергетического воздействия, промышленно-применяемых при отделочно-зачистной виброобработке, используемое в области логически возможного комбинирования, является одной из основных предпосылок создания системы развития новых разновидностей виброобработки, позволяющих не только совершенствовать известные технологические возможности, но и создавать технологические процессы, качественно изменяющие эксплуатационные свойства обрабатываемых деталей.

Качественная и количественная интенсификация наблюдается при реализации всех новых разновидностей способа виброобработки, которые сформированы комбинированием схем энергетического воздействия на рабочую

среду и обрабатываемые детали. Интенсивность виброобработки согласно новым ее разновидностям возросла в 1,8...2,5 раза в сравнении с классической технологией применяемой для обработки деталей различной формы сложности, изготовленных из металлов с различными физико-механическими свойствами [3].

Принимая во внимание положительные результаты, полученные при интенсификации процесса виброобработки комбинированием схем энергетического воздействия на рабочую среду и детали, можно предположить, что углубленное изучение физических и технологических особенностей механизма протекания процесса, выявление функциональных взаимосвязей его основных параметров, а также их влияние на конечный технологический результат, будет иметь несомненную научную новизну и практическую ценность для тех способов отделочно-зачистной обработки, в основу которых положены колебательные процессы свободной рабочей среды и обрабатываемых деталей.

Из существующей классификации технологий и оборудования отделочно-зачистной обработки [1, 7] виброобработку можно выделить как способ механической обработки свободной абразивной средой, а при введении химически-активных растворов ее следует отнести к комбинированным технологиям, в частности к группе механо-химических способов обработки. Вместе с тем, все разновидности способа виброобработки являются динамическими и сопровождаются силовым воздействием колеблющейся рабочей среды в виде множества соударений ее гранул с поверхностью обрабатываемой детали, механохимическими взаимодействиями рабочей среды и материала детали, а также воздействием ударных волн. Перечисленные явления, присутствующие в процессе виброобработки, не следует рассматривать изолированно, они действуют комплексно, дополняя или ослабляя влияние того или иного явления на технологический результат обработки.

Известно, что съем металла и шероховатость поверхности, которыми оценивается конечный результат технологии виброобработки, определяется взаимным давлением и относительным перемещением гранул рабочей среды и обрабатываемых деталей в колеблющемся резервуаре вибростанка. В современной металлообработке используется до 40 % отделочно-зачистных технологий, которые осуществляются на вибростанках с резервуарами «U» - образной или близкой к ней формы. Среди признаков этих технологий можно отметить общность таких определяющих факторов, как амплитудно-частотные характеристики, траектории движения резервуара и его содержимого, характеристики рабочей среды и характер ее взаимодействия с обрабатываемыми деталями [1, 8, 9].

Если говорить о комбинированных технологиях виброобработки, в которых используются различные схемы энергетических воздействий, то указанные тенденции общности сохраняются, а перечень режимных факторов, связанных с динамикой и кинематикой процесса, ранее присущих только дейст-

вию вибровозбудителя, значительно расширяется за счет действия дополнительно используемых шпиндельных, импеллерных, а также гидродинамических устройств, которые в определенных комбинациях оказывают одновременное энергетическое воздействие на рабочую среду и обрабатываемые детали, создавая необходимый эффект процесса виброобработки.

Рассматривая применимость комбинированных технологий виброобработки к отделочно-зачистным операциям сложнопрофильных корпусных, а также тел вращения деталей можно отметить, что ранее были установлены причины по которым исключалось применение классической виброобработки «внавал» и делался уклон к обработке «с закреплением» [4 – 6]. В этом случае, когда по всему внутреннему объему резервуара детали пакетами устанавливаются в приспособлении, жестко связанном с резервуаром, выявляются негативные особенности протекания процесса виброобработки и получения его конечного результата, в частности при использовании мелкодисперсных рабочих сред. Такие особенности находятся в прямой связи с кинематикой и динамикой рабочей среды и возможностью создания ею условий стабильности реализации процессов микрорезания и упругопластического деформирования на всей площади поверхности обрабатываемых деталей.

Упомянутые условия кинематики и динамики рабочей среды в свою очередь зависят от силового воздействия на нее рабочих поверхностей резервуара вибростанка. В принятом случае, когда используется «U» - образный резервуар, силовое воздействие его рабочих поверхностей на среду не превышает 65 % периода колебания, что является основной причиной образования в центральной части резервуара зоны неактивной обработки, где скорость относительного перемещения рабочей среды и деталей, а также их взаимное давление минимальны, процессы микрорезания и упругопластического деформирования отсутствуют и, как следствие, операции виброобработки не происходят [10].

По мнению авторов статьи, сложившемуся на основании результатов экспериментальных исследований, выход из ситуации, при которой детали, расположенные в центральной части резервуара, не подвергаются обработке, состоит в принятии способов виброобработки, где значительный рост динамической активности рабочей среды достигается при независимом движении резервуара и приспособления с обрабатываемыми деталями. Здесь используется комбинирование энергетических воздействий вибрационных сил, действующих, как в вертикальной, так и в горизонтальной плоскостях колебаний, воздействия центробежных сил, как отдельно, так и в сочетании с вибрационными силами, а также воздействие струйного потока жидкости [3]. При этом скорость циркуляции среды увеличивается, неактивная зона в центральной части резервуара ликвидируется, и его силовое воздействие на среду приближается к 90 % в течение периода колебания.

Рассматривая физическую модель процесса виброобработки можно отметить, что при колебательном движении рабочих поверхностей резервуара рабочая среда, воспринимая колебания, совершает циркуляционное движение в плоскости колебаний резервуара и в направлении, противоположном вращению вала вибровозбудителя.

Величина скорости циркуляционного движения среды в резервуаре вибростанка находится в пределах 0,2...0,8 об/мин. Колебания гранул среды представляют собой переносные движения с частотой взаимодействия среды с рабочими поверхностями резервуара, а также относительные перемещения с собственной частотой в массе загрузки резервуара. Скорость этих переносных движений и перемещений составляет 0,8...1,0 м/с. Колебания и переменные ускорения наряду с циркуляционным движением среды вызывают ее динамическое воздействие на поверхность обрабатываемых деталей в виде суммарного действия гранул слоев рабочей среды, что обеспечивает процессы микрорезания и упругопластического деформирования для выполнения операций виброобработки.

Рассмотрим динамическое состояние колеблющегося резервуара и рабочей среды, а также проведем теоретическое обоснование физической сущности возникновения и формирования циркуляционного движения среды применительно к технологиям виброобработки. Для полноты анализа последовательно изучим движения рабочих поверхностей резервуара, единичной гранулы и граничного слоя в течение периода колебаний.

В процессе виброобработки резервуар вибростанка совершает гармонические колебания, а точки его рабочих поверхностей движутся по траектории в большинстве случаев соответствующей вертикально вытянутому эллипсу (рис. 2), о чем свидетельствуют графики траектории движения резервуара, полученные по точкам покадрового измерения скоростной видеосъемки (рис. 3). В момент времени t_1 , соответствующий движению резервуара в точке 1 со скоростью V_1 , вектор скорости \vec{V}_1 имеет горизонтальное направление. В момент времени t_2 вектор скорости \vec{V}_2 направлен под углом к горизонтали и раскладывается на горизонтальную $(\vec{V}_x)_2$ и вертикальную $(\vec{V}_y)_2$ составляющие. Скорость V_2 с которой движется резервуар в точке 2 равна:

$$V_2 = \sqrt{V_{2x}^2 + V_{2y}^2} \quad (1)$$

Горизонтальная составляющая $(V_x)_2$ скорости V_2 движения резервуара определяется из выражения:

$$(V_x)_2 = V_2 \sin \psi \quad (2)$$

где ψ – угол, равный произведению угловой скорости на промежуток времени t_2 , в течение которого резервуар пройдет расстояние от точки 1 до точки 2 траектории своего движения.

Вертикальная составляющая $(V_y)_2$ скорости V_2 движения резервуара:

$$(V_y)_2 = V_2 \cos \psi \tag{3}$$

При движении резервуара в точке 3 его траектории скорость V_3 достигнет максимальной величины. Одновременно с этим $\bar{V}_1 < \bar{V}_2 < \bar{V}_3$ и $\bar{V}_3 = (\bar{V}_y)_3$.

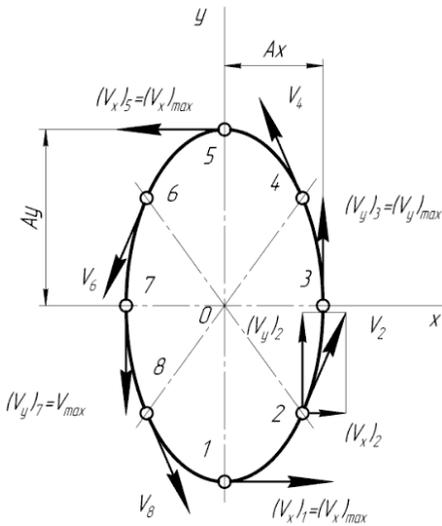


Рисунок 2 – Схема траектории движения резервуара в течение периода колебаний

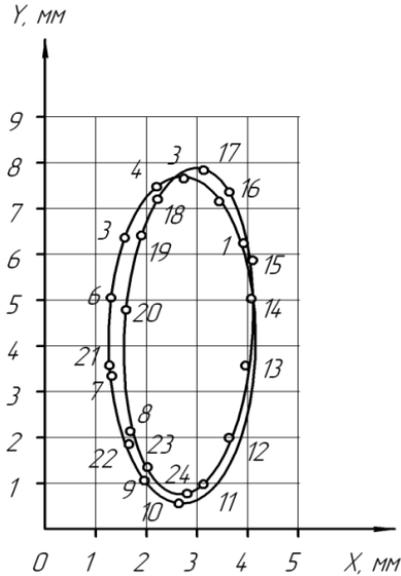


Рисунок 3 – График траектории движения резервуара: 1...24 – точки покадрового измерения фрагментов скоростной видеосъемки

Из условия симметрии эллипсообразной формы траектории движения резервуара, очевидно, что скорость V_3 равна по величине, но противоположна по направлению скорости V_7 . Аналогично скорость V_5 равна по величине и противоположна по направлению скорости V_1 .

При прохождении резервуаром точек 4, 6 и 8 траектории движения, приобретенные им скорости V_4 , V_6 и V_8 по абсолютной величине равны скорости V_2 , достигаемой резервуаром в точке 2 траектории движения. Вместе с тем, вектора скоростей V_4 , V_6 и V_8 имеют различные направления, то есть: вектор \vec{V}_4 противоположен вектору \vec{V}_8 , а вектор \vec{V}_6 - вектору \vec{V}_2 .

Из схемы движения гранул граничного слоя рабочей среды в резервуаре (рис. 4), представленной на примере движения гранул m^I , m^{II} и m^{III} видно, что в каждом периоде колебания происходит петлеобразное смещение гранулы относительно рабочих поверхностей резервуара в сторону, противоположную его движению, и это смещение носит волновой гистерезисный характер. Иллюстрацией петлеобразного движения служит график такой траектории, построенный по точкам покадрового измерения фрагментов скоростной видеосъемки (рис. 5).

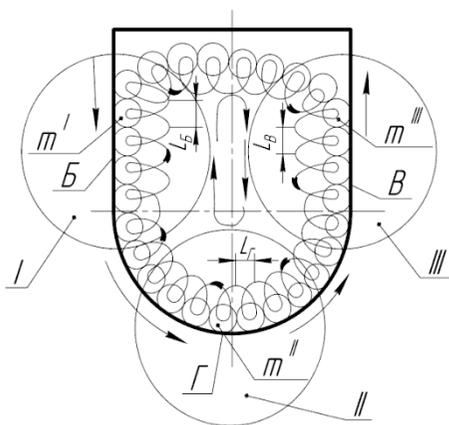


Рисунок 4 – Схема движение гранул граничного слоя среды у рабочих поверхностей резервуара

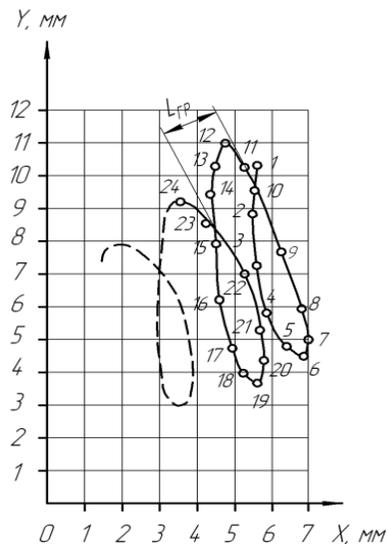


Рисунок 5 – График траектории движения гранулы рабочей среды: 1...24 – точки покадрового измерения фрагментов скоростной кинесъемки

Движение граничного слоя неодинаково в зонах у различных рабочих поверхностей резервуара. Об этом свидетельствуют различные длины волн L_A , L_B и L_C , соответственно, у стенок A , B (зона I , III) и дна C (зона II). Так у стенки A длина волны L_A минимальна, так как в восходящих

слоях среды возникают наибольшие сопротивления движению. У стенки B длина волны L_B максимальна, так как векторы свободного падения и силы тяжести гранул совпадают. На днище C – $L_A < L_C < L_B$.

Анализ движения гранул граничного слоя среды дает основание сделать вывод о том, что граничный слой в своем движении увлекает за собой слои среды, расположенные в глубине резервуара, движение которых подчиняется той же закономерности, но происходит с меньшими скоростями, перемещениями и при меньших давлениях, так как сказывается существенная потеря энергии при проскальзывании и внутреннем трении между гранулами.

Наблюдения за характером движения гранулы-образца, имеющей форму куба с одной зеркальной гранью, проводимые, как визуально, так и с помощью видео съемки через прозрачную, торцевую стенку резервуара, подтвердили теоретические предположения о характере движения гранул граничных слоев среды, контактирующих с различными рабочими поверхностями резервуара.

Установлено, что гранулы граничных слоев рабочей среды в общем циркуляционном движении содержимого резервуара перемещаются согласно волновому характеру по петлеобразным траекториям в направлении, противоположном колебательному движению рабочих поверхностей резервуара, что экспериментально подтверждается фотоотпечатками кадров видеосъемки характера движения среды в колеблющемся резервуаре (рис. 6, 7, 8).

По мере удаления гранул от рабочих поверхностей к центральной части резервуара, а также в зависимости от амплитуды и частоты его колебаний форма петель траектории расстояние между которыми характеризует скорость циркуляционного движения среды, может изменяться от эллипса до окружности. Так, в центральной части резервуара форма элементов траектории приближается к окружности, а расстояния между ними принимают минимальные значения. Такой характер колебательного процесса объясняется уменьшением скорости циркуляционного движения среды, вызванным затуханием силового импульса, передаваемого среде рабочими поверхностями резервуара.

В граничных слоях рабочей среды, расположенных в ее восходящих потоках у рабочей поверхности стенки A , длина волны L_A минимальна, петли траектории движения расположены близко друг к другу и активность перемещения гранул у этой поверхности резервуара невысока (см. рис. 6).

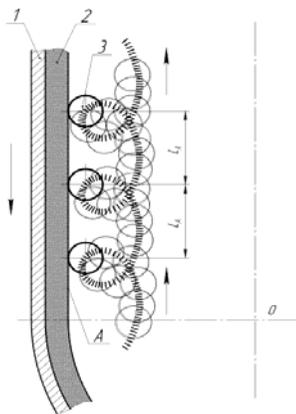
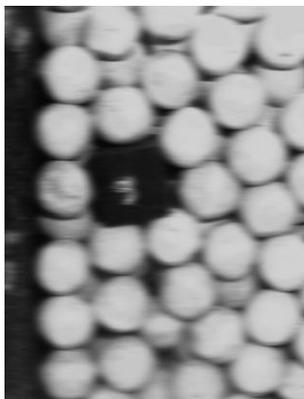


Рисунок 6 – Характер движения гранул среды в граничном слое восходящих потоков у рабочей поверхности стенки A резервуара: 1 – стенка резервуара; 2 – футеровка; 3 – гранула среды

В граничных слоях рабочей среды, расположенных в ее нисходящих потоках у рабочей поверхности стенки B , длина волны L_B максимальна, то есть $L_B > L_A$, что объясняет высокую активность перемещения гранул у этой поверхности резервуара (см. рис. 7).

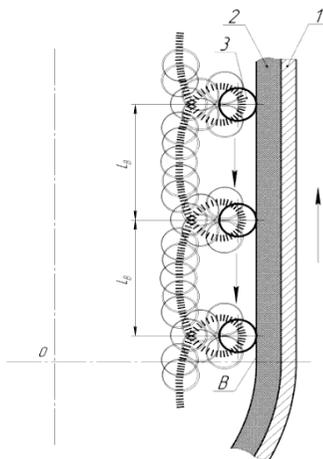
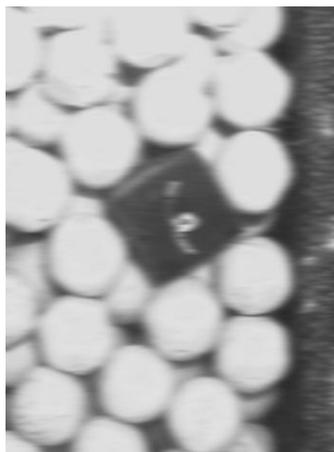


Рисунок 7 – Характер движения гранул среды в граничном слое нисходящих потоков у рабочей поверхности стенки B резервуара: 1 – стенка резервуара; 2 – футеровка; 3 – гранула среды

В граничных слоях рабочей среды, расположенных в потоках у рабочей поверхности днища C , длина волны L_C имеет промежуточное значение между L_A и L_B , то есть $L_A < L_C < L_B$ (см. рис. 8).

Принимая во внимание наблюдения за характером движения рабочей среды в колеблющемся резервуаре, можно выделить четкую взаимосвязь между способом размещения обрабатываемых деталей в резервуаре, то есть «внавал» или «с закреплением», кинематикой и динамикой рабочей среды в ее послонном движении, интенсивностью выполнения различных операций виброобработки, а также аппаратурным оформлением процесса при их реализации.

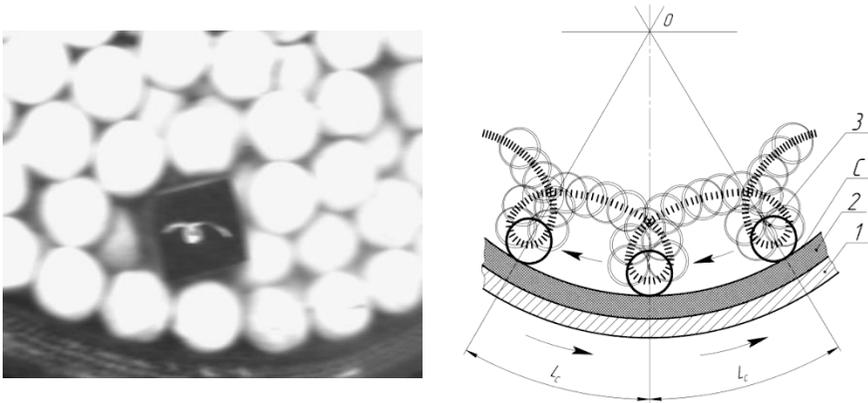


Рисунок 8 – Характер движения гранул среды в граничном слое потоков у рабочей поверхности днища C резервуара: 1 – стенка резервуара; 2 – футеровка; 3 – гранула среды

Далее прокомментируем выделенные нами взаимосвязи. В случае работы вибростанка в ненагруженном состоянии или при загрузке обрабатываемых деталей «внавал» по мере удаления от рабочих поверхностей резервуара к его центральной части, петлеобразный характер волнового движения гранул не меняется, однако длины волн и размеры петель уменьшаются, что является результатом гашения силового импульса, передаваемого от рабочих поверхностей в глубь слоев демпфирующей рабочей среды. По мере приближения к центральной части резервуара, степень гашения импульса возрастает, что приводит к формированию зоны с пониженной скоростью перемещения и величиной взаимного давления гранул. Процесс виброобработки в этой зоне отсутствует.

При работе вибростанка под нагрузкой, то есть когда в резервуаре производится операция виброобработки партии сложнопрофильных корпусных деталей, установленных пакетами в приспособлении, совершающем автономные, независимые от резервуара, движения, что позволяет деталям выполнять

двойную функцию, то есть одновременно с их обработкой свободной рабочей средой оказывать на эту же рабочую среду, изначально получающую энергетическое воздействие от рабочих поверхностей колеблющегося резервуара, еще и дополнительное энергетическое воздействие, формируемое в различных случаях вибрационными, как в горизонтальной, так и в вертикальной плоскостях, силами, вибрационными и центробежными силами при их комбинировании, а также силами струйного движения потоков жидкости.

Следует отметить, что в данном случае пакеты обрабатываемых деталей, установленные с помощью подвижного приспособления в резервуаре вибростанка, конструктивно имитируют дефлекторы рабочей среды и в своем поведении повторяют характер динамического воздействия рабочих поверхностей резервуара, являясь их физическими аналогами, увеличивающими площадь силового контакта с рабочей средой и активизирующими ее циркуляционное движение.

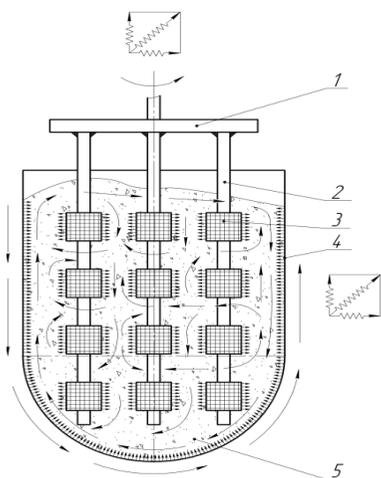


Рисунок 9 – Движение потоков рабочей среды под действием комбинированных схем энергетического воздействия:

- 1 – приспособление; 2 – установочный палец;
- 3 – обрабатываемая деталь; 4 – резервуар;
- 5 – рабочая среда

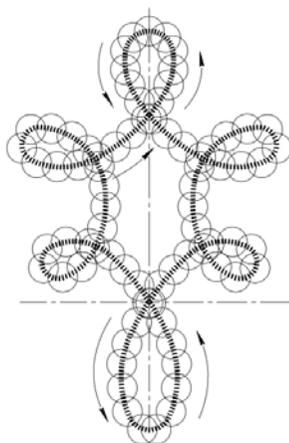


Рисунок 10 – Траектория волнового движения гранул рабочей среды в виде эпициклической кривой

Такое решение процесса виброобработки позволяет обеспечить стабильность и эффективность его протекания, что достигается организацией в резервуаре сложных несимметричных траекторий волнового движения потоков рабочей среды с повышенными динамическими характеристиками гранул

(рис. 9), возникающими за счет значительных вибрационных ускорений, которые достигают 25...30g (g – ускорение силы земного притяжения).

Одновременное независимое движение резервуара и приспособления с обрабатываемыми деталями, формируемое комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду согласно схеме (см. рис. 1) вызывает несимметричную по вертикали сложную траекторию волнового движения среды, гранулы которой в свою очередь перемещаются по петлеобразной траектории в виде эпициклической кривой (рис. 10).

Таким образом, общий характер кинематики и динамики процессов отделочно-зачистной обработки в колеблющемся резервуаре, обуславливающий достижение высоких значений параметров относительного перемещения и взаимного давления гранул рабочей среды, и обрабатываемых деталей, обеспечивает наивыгоднейшие условия для процессов микрорезания и упругопластического деформирования при выполнении различных операций виброобработки, совершенствуя которые можно приблизиться к прогрессивным технологиям и оборудованию отделочно-зачистной обработки, крайне необходимым для производства принципиально нового уровня конкурентоспособных изделий [11].

Список использованных источников: 1. *Бабичев А.П.* Основы вибрационной технологии / А.П. Бабичев, И.А. Бабичев. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 694 с. 2. *Мицьк А.В.* Эффективность новых разновидностей способа вибрационной обработки деталей / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. пр. Донбаської машинобуд. акад. – Вип. 29. – Краматорськ, 2011. – С. 37 – 44. 3. *Мицьк А.В.* Пути интенсификации вибрационной отделочно-зачистной обработки комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и детали / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2011. – № 6 (83). – С. 26 – 34. 4. *Пат. 69420* Україна, МПК В24В 31/06 Спосіб віброобробки деталей / А.В. Міцьк; Заявл. 31.10.11; Опубл. 25.04.12, Бюл. № 8. 5. *Пат. 69421* Україна, МПК В24В 31/06 Спосіб віброобробки деталей / А.В. Міцьк; Заявл. 31.10.11; Опубл. 25.04.12, Бюл. № 8. 6. *Пат. 69657* Україна, МПК В24В 31/06 Спосіб віброобробки деталей / А.В. Міцьк; Заявл. 07.11.11; Опубл. 10.05.12, Бюл. № 9. 7. *Кулаков, Ю.М.* Отделочно-зачистная обработка деталей / Ю.М. Кулаков, В.А. Хрульков. – М: Машиностроение, 1979. – 216 с. 8. *Опирский Б.Я.* Новые вибрационные станки /Б.Я. Опирский, П.Д. Денисов. – Львов: Свит, 1991. – 160 с. 9. <http://www.walther-trowal.de/de/produkte/gleitschleiftechnik/trogvibratoren> 10. *Обработка деталей* свободными абразивами в вибрирующих резервуарах: моногр. / И.Н. Карташов, М.Е. Шаинский, В.А. Власов и др. – К.: Вища школа, 1975. – 188 с. 11. *Мицьк А.В.* Новая разновидность способа вибрационной обработки с использованием струйного движения потоков жидкости / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип 129. – 2012. Серія Машинобудування та транспорт. – С. 168 – 173.

Поступила в редколлегию 29.06.12

R. Monostori, University of Miskolc, Hungary

THE CONTROL OF THE GEOMETRY OF A BIG JOINT IMPLANT

Damage in the joints may entail deterioration of life quality to a great extent. More than seven hundred thousand big joint (hip-, knee, etc.) prostheses are implanted annually in the world to improve the quality of life, and this number in Hungary amounts to approximately ten thousand. Currently the lifetime of the prosthesis is approximately 10 years [1]. Unfortunately, prosthesis loosens beyond this period, thus replacement is needed. In this paper we present the geometric construction, modelling and Finite Element Analysis of the hip-joint prosthesis.

Keywords: hip joint prosthesis, socket, 3Dmeasurement, reconstruction, Finite Element Method

INTRODUCTION

The hip joint prosthesis (Figure 1) is one of the most complicated big joint prostheses, since it has to ensure a three-dimensional motion. Metal parts (for example, the stem and the sphere head) of hip prostheses are made of either stainless steel or another metal, for example, titanium. The companion piece (for example socket) is made of polythene. The metal sphere head rotates in the polythene companion piece, which is inserted into the hip bone. The polythene has a number of favourable physical and chemical properties, for example, great strength, flexibility and chemical neutrality. However, the prosthesis made of this relatively ductile and resistant material, still wears [4].



Figure 1 – Hip joint prosthesis

1. PARTS OF THE HIP PROSTHESIS

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

Construction:

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

Basic Materials

The hip-joint stem and head are made of forged, heat treated, cobalt-based, patented special metal alloys, marked BMH-1, protected by a patent, and featuring a chemical composition in compliance with standard ISO 5832-6. The strength characteristics of the tissue-friendly material are the best. The high toughness (impact work), the special texture and chemical composition of the practically unbreakable metal result in the maximum resistance of the hip-joint stems manufactured from this material to the most unfavourable voltage corrosion fatiguing stresses.

The hip-joint socket is made of ultra-high molecular weight polyethylene in compliance with standard ISO 5834-2, and is applied successfully worldwide, on the basis of a procedure in which the material preserves its warranted characteristics.

Stem

The geometry of the stem (Figure 2) is formed in a way that the curved contour line of the stem in the planar section of the plane of bending fully coincides with the cortical contour of the medullary space on the side towards the centre of the body, this way, due to the large contact surface the applied load is transmitted evenly. This is favourable for the use of the bone. The wedging, straight stems are fixed in full length.

Head

The hip-joint head is attached in a self-locked way to the conical neck part of the hip-joint stem (Figure 2).

Socket

There are cams on the outer surface of the sphere to ensure the equal thickness of bone cement. In a special case a serrated-edge version of asymmetric arrangement is also available to increase the support function. The socket is fitted with marker wires at the right angles to enable X-ray check-ups after implantation (Figure 2). The use of bone cement is necessary for the implantation.

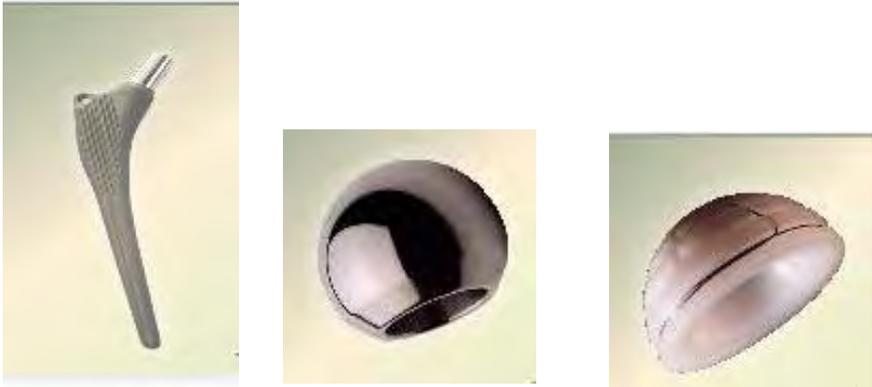


Figure 2 – Stem, Head [3], Socket [3]

The measurement of the socket

We measured with DEA type 3D measuring machine that can be found at the Laboratory of the Department of Production Engineering of the University of Miskolc (Figure 3.).



Figure 3 – 3D measuring machine and measurement of the socket

The measurement happens in the coordinate system defined by the planner and the equipment. It is one of the main characteristics of the CMM that under normal circumstances, it records the features to be examined point by point on the surface of the workpiece.

The concept of the point by point analysis gives the CMM universal usability; thus, all metrological problems that can be described mathematically, can be solved in practice with help of it.

We fixed the measurement data and drew the curves with the help of PC_DMIS software (Figure 4.).

The PC-DMIS expression is the abbreviation of the Dimensional Measuring Interface Standard.

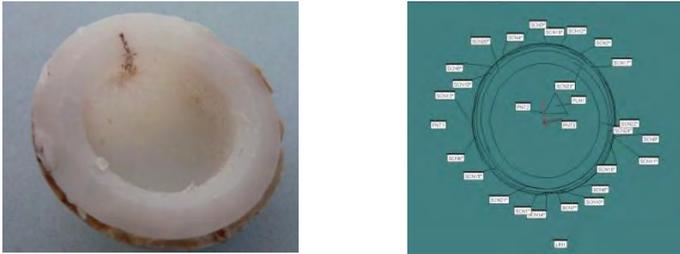


Figure 4 – Picture of the measured socket and graphical representation

The PC-DMIS is a full value geometric measure pack for Windows. This program translates the top level commands into a form that makes it possible to control the Command Measuring Machine. It is an advantage for the user, that he can start the measurement with the familiar drop-down menus, windows, dialogue boxes and icons. The variability of the user’s surface of the PC-DMIS simplifies customization, so the user may apply his personal settings in the software, which yields more comfortable and more efficient work

2. RECONSTRUCTION OF THE MEASUREMENT POINTS

The reconstruction of the measurement points happened with the help of several types of 3D design software, at which I applied the bases of computer geometry and graphics. For instance I used Hermite – interpolation [2] for the composition of the curves.

Hermite – interpolation

Tertiary Hermite – interpolation not only it to be interpolated points, but we presuppose the tangent vectors for known one in these. Given the p_0 and p_1 point, and t_0 and t_1 tangent vector.

Let us be searching an one like that

$$a(u) = a_0 + a_1u + a_2u^2 + a_3u^3 \tag{1}$$

curve defined with a third degree polynomial, onto which one

$$a(u) = p_0H_0^3(u) + p_1H_1^3(u) + t_0H_2^3(u) + t_1H_3^3(u) \tag{2}$$

or

$$\alpha(u) = [H_0^3(u) | H_1^3(u) | H_2^3(u) | H_3^3(u)] \begin{bmatrix} p_0 \\ p_1 \\ t_0 \\ t_1 \end{bmatrix} \quad (3)$$

where

$$\begin{aligned} H_0^3(u) &= 2u^3 - 3u^2 + 1 \\ H_1^3(u) &= -2u^3 + 3u^2 \\ H_2^3(u) &= u^3 - 2u^2 + u \\ H_3^3(u) &= u^3 - u^2 \end{aligned} \quad (4)$$

These sketched with the help of Hermite – arcs visible on the figure below (Figure 5).

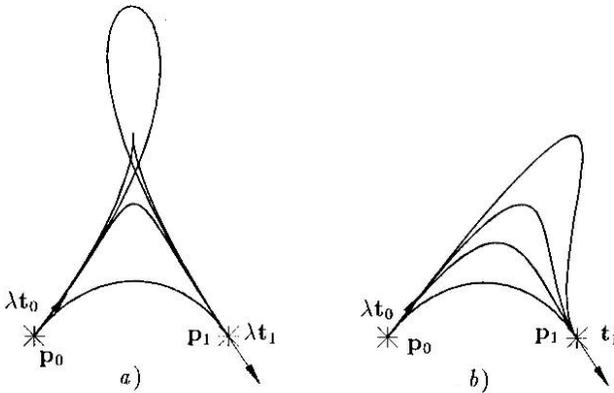


Figure 5 Hermite- arc shapes

We drew and analysed the measured points with CAD software (for example AutoCAD).

Steps:

- entering the measurement points into the software (entering the coordinates into the AutoCAD software);
- drawing the contour lines;
- drawing the Hermite - sheets;
- turning the curves (around the rotation axis) (Figure 6.);
- drawing the differences (Figure 6.)

After the theoretical surface we drew the real surfaces, on which the distortions, bulging and buckling are clearly visible. On the figure below example of the measured socket can be seen (Figure 7).

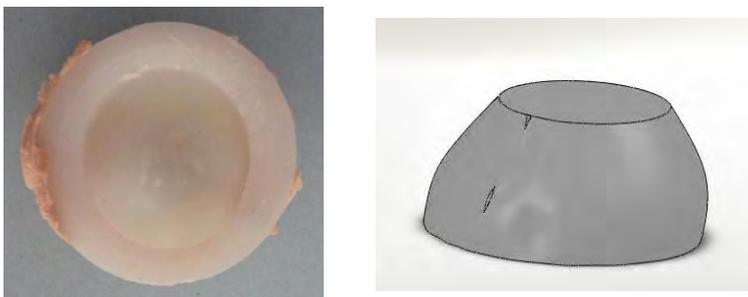


Figure 6 – Drawing the surface and difference of the theoretical and real surface

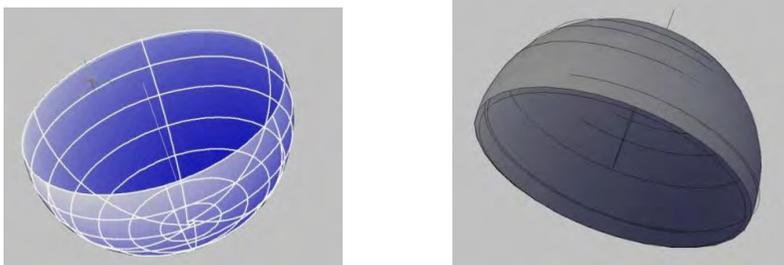


Figure 7 – The measured socket and model of the socket, drawn with the CAD

3. SUMMARY

We presented the elements of the hip-joint prosthesis. Within that however we dealt with the socket in detail. We checked the socket, which is removed from some patient with the help of 3D measuring machine. We covered about the measured data and we reconstructed co-ordinates with the help of different software with computer aided design. From these we received a theoretical surface and the exact and deformed surface.

4. 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. Gábor Horányi: *Life prosthetics (Interview with Imre Bertóti prof.). Life and Science, 2002. 11. issue ,2.* Imre Juhász: *Geometry and computer graphics. Miskolc University Press, 1993.*, 3. Dr. F. Szabó –Z. Bihari –F. Sarka: *Products, structures, finite element modeling and optimization of machine parts, Engineering notes, Miskolc 2006.* 4. www.metrimed.hu, www.protetim.hu, 5. www.econengineering.com, 6. Dr. I. Dudás - Cs. Felhő - G. Zsoldos: *Rapid Prototyping and Medical Prostheses Manufacturing Research at the University of Miskolc. Rapid Prototype application in medicine. Debrecen, MTA Regional Committee, Debrecen, 2006. October 13.*

Поступила в редколлегию 15.06.2012

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ДЛЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ПРОДУКЦИИ

У статті розглядається імітаційне моделювання процесу обробки з метою підвищення ефективності управління якістю продукції. Для цього застосовувалася система SprutCAM, що дозволяє сформувати точні і достовірні геометричні моделі, отримані при різних видах металорізальних обробки.

В статье рассматривается имитационное моделирование процесса обработки с целью повышения эффективности управления качеством продукции. Для этого применялась система SprutCAM, позволяющая сформировать точные и достоверные геометрические модели, полученные при различных видах металлорежущей обработки.

The article deals with the processing of simulation to improve the effectiveness of quality control. For this system applied SprutCAM, allowing accurate and reliable shape geometrical models obtained with different types of metal-processing.

Имитационное моделирование – это метод исследования, при котором изучаемая система заменяется моделью, с достаточной точностью описывающей реальную систему. При этом возможно проведение экспериментов с целью получения информации об этой системе.

Для проведения исследований использовалась система SprutCAM. Это профессиональная разработка управляющих программ для обработки деталей любой сложности на многокоординатных фрезерных, токарных, токарно-фрезерных, электроэрозионных станках и обрабатывающих центрах с Числовым Программным Управлением (ЧПУ).

Система SprutCAM имеет встроенные средства многокоординатного токарно-фрезерного моделирования обработки. Подсистема моделирования обеспечивает получение точных и достоверных геометрических моделей получаемых при токарном точении, резьбонарезании, сверлении, а так же при многокоординатной фрезерной обработке. Что, в свою очередь, дает возможность получать реалистичное изображение обработанных деталей.

При моделировании фрезерных операций отображается объемная модель обрабатываемой детали. Качество получаемой модели не меняется при изменении направления оси инструмента. Применяемые методы хорошо подходят для моделирования многокоординатной обработки.

После задания параметров всех технологических операций запускается автоматический расчет траектории движения инструмента (рисунок 1).

Траекторию можно посмотреть отдельно по каждой операции.

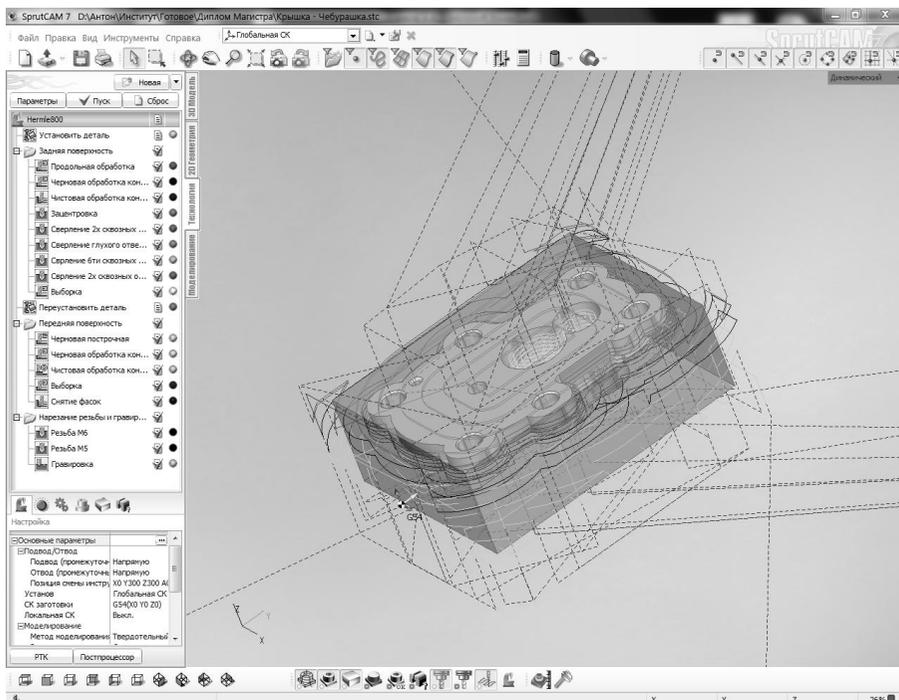


Рисунок 1 – Траектория движения инструмента

После того, как траектория успешно рассчитана, запускается имитация процесса обработки.

Режим имитации обработки позволяет получить изображение обрабатываемой детали в процессе обработки, визуально проконтролировать качество обработки, проанализировать наличие остаточного материала и зарезов.

Начальная заготовка для моделирования инициализируется по заданной заготовке в корневом узле техпроцесса. Моделирование процесса обработки модифицирует форму этой заготовки.

На рисунках 2 и 3 показаны процесс имитации и конечный результат обработки.

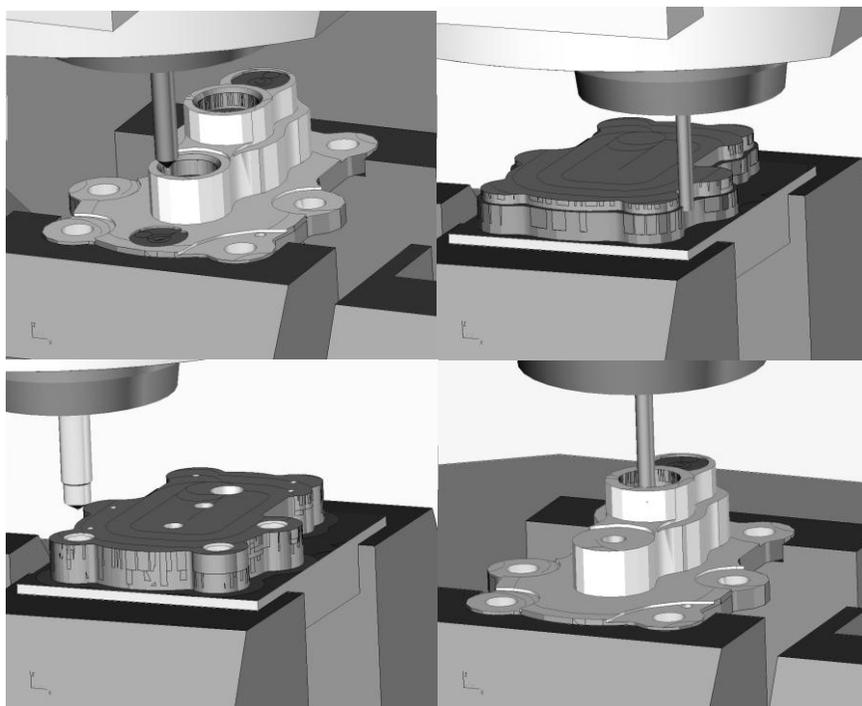


Рисунок 2 – Имитация процесса обработки

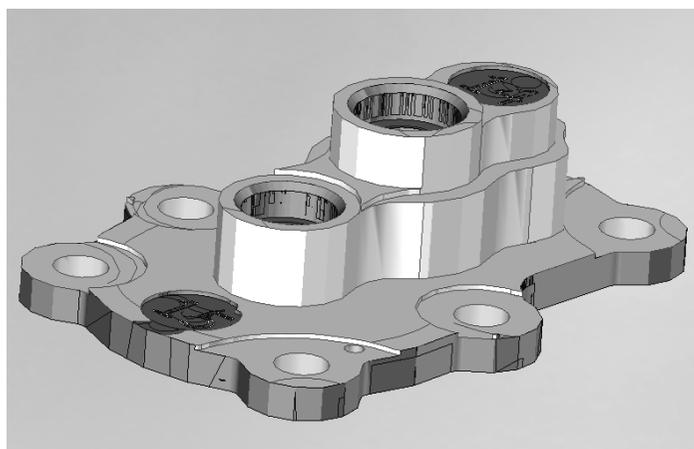


Рисунок 3 – Конечный результат обработки

Контролировать процесс имитации легко благодаря тому, что каждой операции присваивается свой цвет. Так же, в любой момент времени, в любой точке траектории, при остановке имитации, можно посмотреть положение инструмента и снимаемый припуск и при необходимости отредактировать параметры операции (рисунок 4).

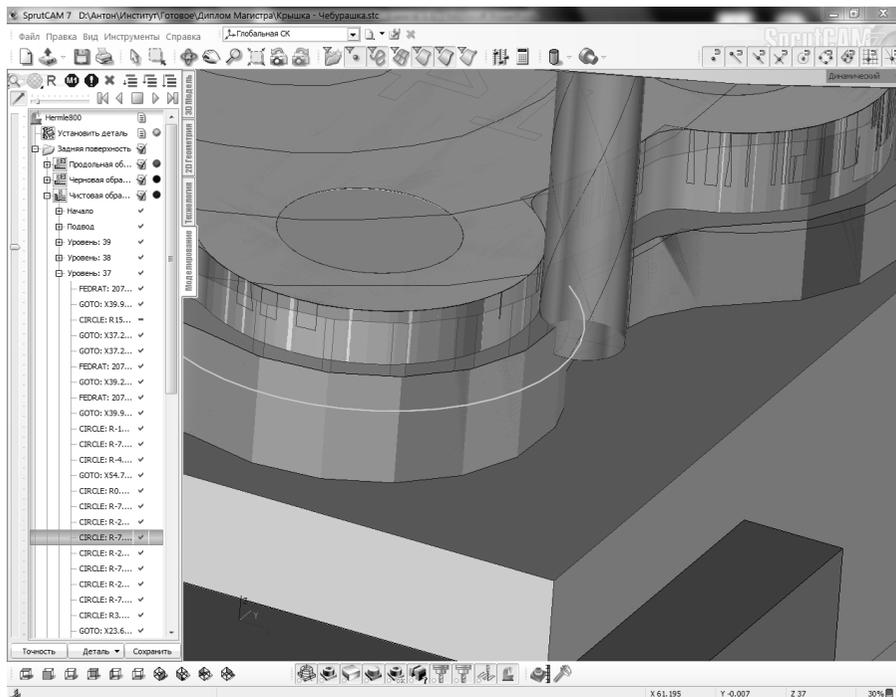


Рисунок 4 – Контроль положения инструмента и снимаемого припуска

Разработанная имитационная модель позволяет:

- визуально контролировать процесс резания;
- наглядно оценить качество обработки и выявить возможные погрешности;
- сравнить обработанную деталь с исходной моделью;
- выявлять и учитывать проблемные фрагменты траектории по различным критериям;
- редактировать автоматически рассчитанную траекторию для приведения ее в соответствие с требованиями пользователя;
- оптимизировать подачи;

Сравнение результата обработки с моделью деталью отображается в виде цветовой схемы (рисунок 5).

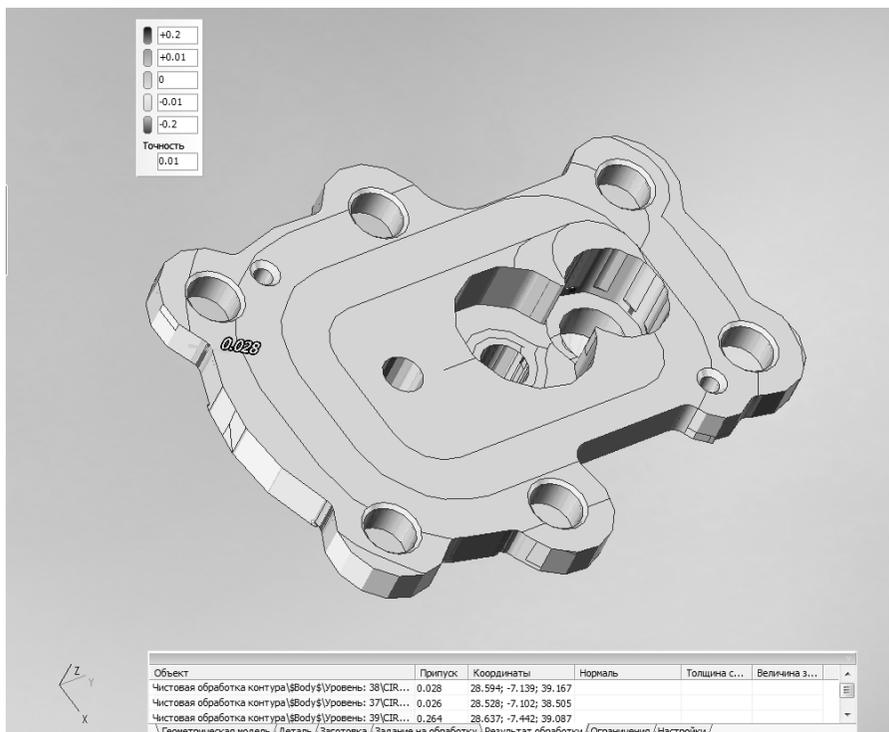


Рисунок 5 – Сравнение результата обработки с моделью деталью

По цветовой схеме можно определить отклонения результата обработки от размеров модели детали. Отклонения, отображаемые цветовой схемой, можно уточнить в числовом значении, сравнить с предельными отклонениями размеров по чертежу, и при необходимости внести изменения в параметры операций. При использовании механизма имитации работы станка, можно выявить и устранить все возможные столкновения подвижных и неподвижных частей станка и самой детали, что особенно важно при многокоординатной фрезерной обработке.

Также в любой момент в процессе имитации удаления материала SprutCAM покажет результат выполненной обработки, отобразив остатки материала.

Расчет машинного времени по технологической операции обработки в системе SprutCAM производится автоматически сразу после того, как была рассчитана траектория движения инструмента (рисунок 6). Если расчет траектории по всем операциям на станке выполнен без ошибок, то выводится общее машинное время обработки детали.

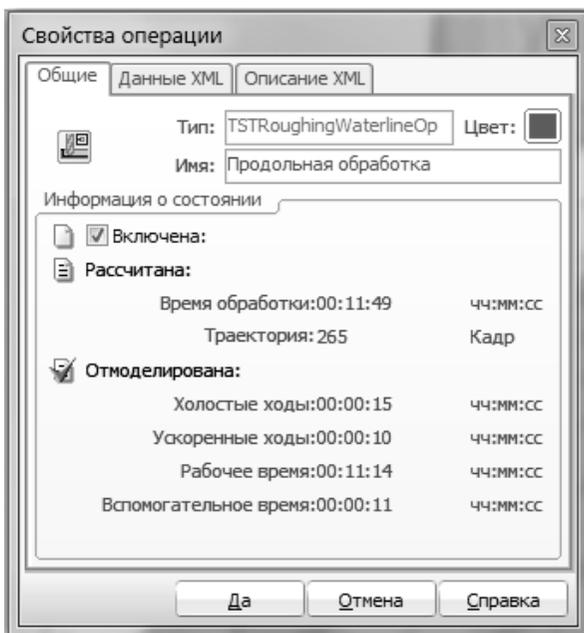


Рисунок 6 – Машинное время

Проанализировав процесс моделирования и результаты процесса имитации обработки конкретной детали можно сделать следующий вывод: имитационное моделирование процесса обработки, предоставляющее точную визуализацию обработки детали, автоматический расчет машинного времени обработки и анализ точности результата обработки дает возможность оптимально повысить качество изготавливаемой детали при оптимальной производительности.

Список использованных источников: 1. Басовский Л.Е., Протасьев В.Б. / Управление качеством: Учебник. - М: ИНФРАМ, 2001. – 212 с. 2. Туркин В.Г., Герасимов Б.И. и др. / Качество машиностроительной продукции / Под науч. ред. Б.И. Герасимова. – Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2005. – 104с. 3. Управление качеством. Учебник / С. Д. Ильенкова Н. Д. Ильенкова и др. / Под ред. доктора экономических наук, профессора Ильенковой С. Д. - М.: ЮНИТИ. 4. Бастрыкин Д.В., Евсейчев и др. / Управление качеством на промышленном предприятии/ Под науч. ред. д-ра экон. наук. проф. Б.И. Герасимова. - М.: «Издательство Машиностроения-1», 2006. –204 с. 5. <http://www.sprutcam.com/> - руководство пользователя SprutCAM 7.

Поступила в редколлегию 11.05.2012

В.А. Настасенко, канд. техн. наук, М.В. Бабий, Херсон
В.В. Вирич, Николаев, Украина

ПРОЕКТИРОВАНИЕ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫХ ПЛАСТИН ДЛЯ ОТРЕЗНЫХ РЕЗЦОВ И ДИСКОВЫХ ФРЕЗ НА БАЗЕ МЕТОДА МОРФОЛОГИЧЕСКОГО АНАЛИЗА

На базі аналізу відомих конструкцій відрізних різців і дискових фрез, а також різальних пластин для їх оснащення, показана потреба створення нових конструкцій на базі системних методів пошуку технічних рішень, з яких найбільш сильним визнаний метод морфологічного аналізу. Його застосування привело до створення нового виду різальних пластин.

На базе анализа известных конструкций отрезных резцов и дисковых фрез, а также режущих пластин для их оснащения, показана потребность создания новых конструкций на базе системных методов поиска технических решений, из которых наиболее сильным признан метод морфологического анализа. Его применение привело к созданию нового вида режущих пластин.

On the base of assaying of known constructions of cutoff blades and disk hobs, and cutting plates for their equipment, necessity of creation of new constructions on the basis of system methods of searching of technical decisions, from which the strongest a method of the morphological analysis, is displayed. Its application has led to creation of a new aspect of cutting plates.

Введение

Работа относится к области проектирования, производства и эксплуатации режущих инструментов, в частности – к сборным отрезным резцам и дисковым фрезам с механическим креплением режущих пластин и к неперетачиваемым режущим пластинам для их оснащения.

Анализ состояния проблемы, цели и задачи работы

Прогрессивное развитие общества обуславливает потребность постоянного совершенствования объектов техники и технических систем. Режущие инструменты среди них занимают особое место, поскольку их показатели существенно влияют на производительность и качество обработки изделий, которые в конечном итоге определяют их стоимость и эксплуатационные показатели. Следует также учесть, что режущие инструменты, в том числе отрезные резцы и фрезы, относятся к техническим системам с минимальным количеством составных элементов, которые состоят из:

1. режущих пластин;
2. гнезд для их базирования и установки;
3. головки резца или рабочей части корпуса фрезы с гнездами;
4. державки резца или установочной и удерживающей части корпуса фрезы;
5. элементов крепления пластин.

При таком минимальном количестве элементов и их относительной простоте, которые совершенствовались на протяжении всего срока существова-

ния отрезных резцов и фрез, сложно предполагать о возможности нахождения новых технических решений, поскольку для них уже созданы около ста вариантов конструкций, основные из которых рассмотрены в работах [1-5]. Аналогичная картина сложилась для режущих пластин к этим инструментам, в т.ч. наиболее прогрессивным из них – многогранным неперетачиваемым с механическим креплением [6-7]. Вместе с тем, пока еще нет оснований утверждать, что все возможные технические решения уже исчерпаны и нет перспектив и возможностей нахождения новых технических решений.

Цель данной работы – установление реальных возможностей усовершенствования отрезных резцов и дисковых фрез, в первую очередь – многогранных неперетачиваемых пластин (МНП) для их оснащения, и поиска на этой базе новых технических решений. Главной задачей является решение проблемы системными методами, гарантирующими полноту ее анализа и достижения ожидаемых конечных результатов.

Актуальность, научная новизна и практическая значимость работы

Сборные резцы и фрезы с механическим креплением неперетачиваемых режущих пластин относят к наиболее прогрессивным видам режущих инструментов [8]. Основными их преимуществами являются: 1) повышение технологичности обслуживания за счет исключения процесса переточек и упрощения возможности замены режущих кромок и пластин, которая для резцов может осуществляться непосредственно на рабочем станке, в т.ч. без их снятия и последующей подналадки; 2) сокращение расхода инструментальных материалов, в т.ч. за счет роста стойкости и улучшения режущих свойств, обеспечиваемых лучшими условиями формирования режущих кромок, оптимальными геометрическими и конструктивными параметрами режущих и вспомогательных поверхностей.

Однако для отрезных резцов и дисковых фрез применение МНП с механическим их креплением затруднено условиями эксплуатации и конструктивными особенностями данных инструментов – работой тремя режущими кромками (главной передней и двумя вспомогательными боковыми на угловых переходных участках) в стесненных условиях резания (в прорези при минимально возможной ее ширине), а также недостаточное место и неудобство установки элементов для крепления пластин. Идеальных конструктивных решений при этом пока не найдено, что требует их дальнейшего поиска.

Решение данной задачи является актуальным, поскольку применение отрезных резцов с МНП в современном индивидуальном, мелкосерийном и серийном производстве, доля которого во многих отраслях машиностроения велика, постоянно растет. Актуальна она и для дисковых отрезных фрез, хотя в массовом и крупносерийном производстве их вытеснили ленточные пилы, но в других типах производства, а также при постоянном росте объемов добычи камня, альтернативы их применению пока еще нет.

Практическая значимость данной работы также не вызывает сомнения, поскольку ведет к экономии всех перечисленных выше материальных и трудовых ресурсов.

Научная новизна предлагаемой работы заключается в разработке новых системных подходов решения задач усовершенствования данных режущих

инструментов, поскольку ранее выполненная работа [9] только наметила пути, но не позволила решить ее в полном объеме, в т.ч. – в создании конкретных конструкций.

Поиск путей реализации поставленных целей работы

Среди широкого разнообразия имеющихся конструкторских решений в области отрезных резцов и дисковых фрез, для дальнейших исследований были выделены лишь инструменты с механическим креплением МНП, как наиболее прогрессивные в настоящее время. При этом следует учесть, что решение всех вопросов усовершенствования данных инструментов по всем 5 составляющим их элементам представляет большую и технически сложную проблему и невозможно в рамках одной научно-исследовательской работы, в частности – статьи. Поэтому дальнейшие исследования в данной работе были ограничены разработкой вопросов совершенствования МНП.

В настоящее время ведущими мировыми производителями режущих инструментов (Sandvik Coromant, Vidia, Iscar, Taegu Clamp, Horn, Bothlerin и др.) для отрезных резцов выпускаются МНП, представленные в таблице 1. При этом конструкции пластин являются специальными, имеют более сложную форму и увеличенные размеры, чем МНП для обычных проходных и подрезных резцов (рис.1), и более высокий удельный расход инструментального материала на 1 режущую кромку, количество которого составляет до 90% стоимости пластин. Кроме этого, количество режущих кромок отрезных МНП для диаметра отрезки более 30 мм, ограничено одной, а при увеличении количества режущих кромок до двух, глубина отрезки уменьшается до 30 мм. При трех и более режущих кромках, глубина отрезки уменьшается до 6 – 10 мм и резко усложняется форма МНП, увеличиваются их размеры и стоимость, а при 5-ти кромках – существенно снижается их прочность, а главное – усложняются условия крепления всех приведенных видов пластин, которое ограничивается лишь боковым вариантом, с зажимом пластины винтом в гнезде специальной формы на головке резца (рис.2).

Пластины типа Q-Cut (таблица 1) применяют также для отрезных дисковых фрез, однако более часто применяют обычного вида трехгранные и ромбические МНП (рис.1) при их радиальной установке в гнезде, что существенно увеличивает ширину распила, минимальная величина которого составляет от 12 до 14 мм [5] и усложняет конструкцию фрез, элементов крепления МНП и технологические процессы сборки и замены пластин в корпусе фрезы, которые практически невозможно выполнять без ее снятия со станка.

Таблица 1 – Современные канавочные и отрезные пластины для сборных резцов

Обозначение	Рисунок	Применение
-------------	---------	------------

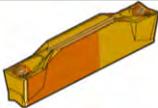
Q-Cut		для глубокой отрезки с диаметром до 55 мм
CoroCut 2		с максимальным диаметром отрезки до 30 мм
CoroCut XS		для высокоточной отрезки малоразмерных деталей на прутковых автоматах
CoroCut MB		для внутренней обработки канавок отверстий диаметром 10 -25 мм
CoroCut3		для неглубокой отрезки до 6,4 мм
U-Lock		для обработки внутренних и внешних канавок глубиной до 6 мм
Multicut 4		с максимальной глубиной отрезки до 6,5 мм
PentaCut		с максимальной глубиной отрезки до 10 мм



Рисунок 1 – Основные виды МНП для оснащения проходных и подрезных резцов

Кроме приведенных в таблице 1 вариантов отрезных и канавочных МНП для отрезных резцов и дисковых фрез, в последнее время разработаны новые варианты [10,11], на основе базовых МНП для проходных и подрезных резцов (рис. 3). Их главной особенностью является боковая установка МНП в гнездах, адекватных их форме, которая реализует боковую схему резания [9] без бокового крепления пластин, что увеличивает диаметр отрезки до длины их режущих кромок. Простота конструкции базовых МНП и устранение радиусных переходных участков сопряжения боковых режущих кромок на их вершинах формированием лысок или выкружек, обеспечивает требуемые условия для резания и возможность использования всех их режущих кромок, количество которых при выполнении выкружек удваивается и, как минимум, у трехгранных пластин составляет 6 штук, по сравнению с 5-ю у пластин PentaCut. При этом для формирования боковых задних углов у МНП для отрезных резцов, необходимо формирование выемок на боковых поверхностях, выполняемых по различным кривым.

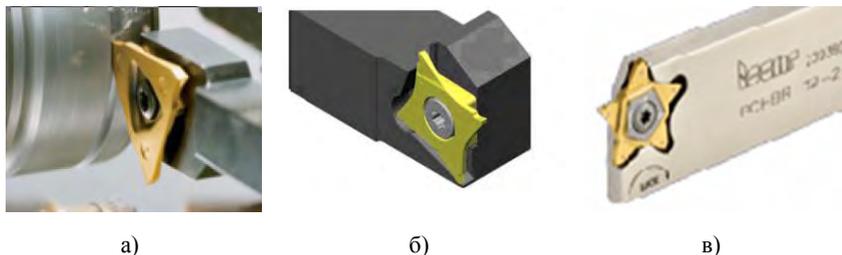


Рисунок 2 – Канавочные резцы с боковым креплением многогранных пластин:
 а – с трехгранной пластиной; б – с четырехгранной пластиной;
 в – с пятигранной пластиной

Для дисковых фрез у пластин, показанных на рис. 3, возможно сохранение исходной плоской боковой поверхности при установке их в корпусе фрезы с разворотом парных пластин с правой и левой стороны корпуса на величину бокового заднего угла.

Несмотря на такое большое количество разработанных МНП для отрезных резцов и дисковых фрез (8 конструкций в таблице 1 и 32 на рис.3), проблематично ответить на вопрос, все ли возможные технические решения уже исчерпаны?

Ответ на данный вопрос возможен только на базе применения системных методов поиска технических решений. Наиболее полно этим требованиям отвечает метод морфологического анализа [12], поскольку он позволяет охватить все поле возможных технических решений, включающих сочетание всех возможных факторов, и не пропустить ни одного из них.

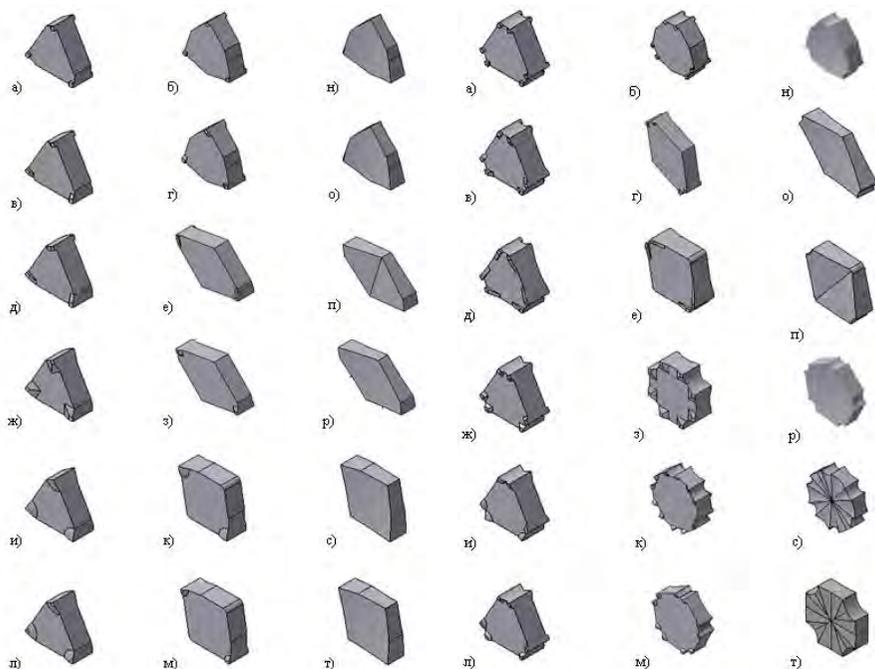


Рисунок 3 – Новые виды отрезных режущих пластин с лысками и выкружками на вершинах

Главной особенностью метода является то, что он предусматривает переход от неупорядоченного множества возможных решений к упорядоченному [12], при этом используются простые исходные элементы и устанавливаются все возможные связи между ними и полученными решениями, которые объединяются в систему для поиска окончательного решения. Найденные решения увеличивают количество формируемых гипотез, одновременно трансформируя их содержание (могут разрабатываться даже такие, которые расцениваются как маловероятные или парадоксальные), а также расширяют спектр новых целей, существенно отличающихся от заданных, что повышает качество новых решений. Если традиционный метод проб и ошибок обычно нацелен на изменение частного или локального характера, то системные методы направлены на улучшение всей ситуации в целом, выходя за пределы, которые были доступны традиционным методам, и освобождают от навязчивых идей, создавая широкие возможности для творчества. Любое сочетание значений параметров считается принципиально возможным – ничто нельзя считать невозможным, пока это не будет твердо доказано и всесторонне аргументировано. Однако метод имеет принципиальные недостатки: 1) при большом количестве исходных признаков будет получено очень большое ко-

личество решений, среди которых могут быть бессмысленные и тавтологические; 2) отсутствие четких правил отбора наиболее лучших вариантов сочетаний. Простой перебор их, даже с помощью ЭВМ может занять много времени, поэтому при использовании метода надо хорошо ориентироваться в решаемой проблеме и знать структуру задачи, прежде чем приступить к анализу полученных вариантов и к отбрасыванию нецелесообразных из них. Вероятность ошибок при этом менее высока, а для выявления всех значимых решений не потребуется продолжительное время. Метод успешно применим для поиска решений новых инженерных задач, где структура и проблемы хорошо знакомы пользователям и они имеют представление о практической осуществимости тех или иных решений. Согласно иерархии основных типов творческих задач, метод эффективен для задач первого и второго уровня сложности [12], к которым относится разработка МНП.

Применение метода морфологического анализа для решения поставленной задачи

При использовании метода проб и ошибок чаще всего не хватает достаточного количества вариантов. Именно это не позволяет выбрать наилучший вариант, чем и объясняются многие неудачные технические решения. Метод морфологического анализа устраняет указанный недостаток. В нем четко выделяются пять основных этапов:

1) постановка задачи, выбор объекта морфологического анализа; формирование цели исследования;

2) выбор морфологических признаков (исходных данных в виде важнейших характеристик объекта и его параметров, от которых зависит достижение поставленной цели);

3) выявление возможных вариантов каждого признака и составление матрицы;

4) определение полного числа вариантов, раскрытие возможных вариантов, в виде математических комбинаций исходных элементов,

5) отсеивание нереальных и тавтологических вариантов; отбор наиболее перспективных решений.

Об объекте следует знать требуемую, имеющуюся или недостающую входную информацию, условия его работы и возможные побочные эффекты. Затем эти данные уточняются и дополняются.

В качестве конечного результата в основном следует искать новые комбинации или частные решения, на которые разлагается общая задача, либо новые структурные связи этих задач, либо новые функции, которые могут выполняться при различных комбинациях полученных решений. Поэтому перспективными будут многоэлементные системы, в которых признаки можно поменять местами, изменить их количество, а также уменьшить, исключить либо увеличить число связей между ними и т. д.

Морфологические признаки должны быть независимыми друг от друга и ни один из существенных признаков нельзя упустить. Они также должны быть адекватными (соответствующими друг другу по значению), доступными (заданными в их естественной форме), состоятельными (допускать возможность анализа и распознавания ошибок). К ним также предъявляются требования общности, универсальности, возможности расширения объема, разветвляемости структуры, а при высокой сложности — параллельности структур. Признаки целесообразно группировать по значимости, отсеивая маловлияющие на выходные комбинации. Каждая группа признаков может характеризовать, например, какие-то конструктивные элементы объекта, его функции или режимы и т.д. Необходимо помнить, что вместо матрицы с 10-ю признаками проще бывает разработать 2 матрицы по 5 признаков. Когда задача поддается такому расчленению, решению каждой части подзадачи можно уделять больше внимания, и работы выполнять последовательно либо параллельно, в том числе несколькими исполнителями, что резко сокращает сроки. При выборе возможных вариантов каждого признака рекомендуется использовать операторы Размеры-Время-Стоимость, изменяя их от 0 до ∞ . Морфологические признаки составляют строки матрицы, а их варианты — ее столбцы. При составлении матрицы морфологические признаки принято обозначать буквами алфавита, а варианты этих признаков — цифрами при буквах. Далее раскрытие вариантов технических решений по таким образом составленной матрице, представляет чисто математическую задачу.

Матрица содержит n строк морфологических признаков, каждый признак в строке обладает k_i числом различных вариантов (здесь i — порядковый номер морфологического признака, который изменяется от 1 до n). Полное число решений в этом случае будет представлено произведением вариантов каждой строки морфологических признаков:

$$N = k_1 \cdot k_2 \dots k_i \dots k_n = \prod \cdot k_i$$

Полное число вариантов N дает представление о сложности решаемой задачи. Важно, чтобы до данного момента не ставился вопрос о практической осуществимости и ценности того или иного варианта решения. Такая преждевременная оценка всегда наносит ущерб беспристрастному применению морфологического метода. Однако сразу после получения всех возможных решений можно, сопоставить их с любой системой принятых критериев. Это наиболее ответственный этап метода, поскольку варианты, вначале кажущиеся нереальными, могут просто опережать современный уровень техники.

На данном этапе, когда объекты и задачи для усовершенствования отрезных МНП конкретизированы, можно приступить к конкретному решению поставленной задачи.

Исследуемая режущая пластина имеет следующие морфологические признаки:

- А - форма (контур) пластины во фронтальной плоскости (в плоскости резания, или вид спереди);
- Б - форма (контур) пластины во фронтальной плоскости (вид сзади)
- В - форма (контур) пластины в горизонтальной плоскости (вид в плане сверху);
- Г - форма (контур) пластины в горизонтальной плоскости (вид в плане снизу);
- Д - форма (контур) пластины в профильной плоскости (левой боковой плоскости);
- Е - форма (контур) пластины в профильной плоскости (правой боковой плоскости);
- Ж - форма боковых сторон пластины во фронтальной плоскости;
- З - форма боковых сторон пластины в горизонтальной плоскости;
- И - форма боковых сторон пластины в профильной плоскости;
- К - форма участка соединения граней во фронтальной плоскости;
- Л - форма участка соединения граней в горизонтальной плоскости;
- М - форма участка соединения граней в профильной плоскости;
- Н - передние углы γ ;
- О - боковые задние углы $\alpha_{\text{бок}}$;
- П - задние углы α .

Предварительный анализ выделенных морфологических признаков показал, что их количество слишком велико (15) и даже при 3-х вариантах исполнения каждого из них (на самом деле, их от 3, например, для углов на режущих кромках $\gamma = 0^\circ$, $\gamma > 0^\circ$, $\gamma < 0^\circ$, $\alpha = 0^\circ$, $\alpha > 0^\circ$, $\alpha < 0^\circ$, $\alpha_{\text{бок}} = 0^\circ$, $\alpha_{\text{бок}} > 0^\circ$, $\alpha_{\text{бок}} < 0^\circ$, до 17, например, для формы пластин, таблица 3), конечное число комбинаций возможных решений составит:

$$N = \prod_{i=1}^n K_i = 3 \times 3 = 3^{15} = 14348907 (\text{вариантов})$$

Такое количество является слишком большим и неудобным для морфологического анализа, поэтому целесообразно их сокращение, которое следует выполнить без потери реальных технических решений.

Анализ выделенных признаков на адекватность и эквивалентность показал, что элементы Ж, З, И, а также элементы Н, О, П могут быть обеспечены элементами А...Е, поэтому, в целях упрощения матрицы и исключения тавтологических решений, элементы Ж, З, И, Н, О, П из дальнейшего анализа можно исключить. Среди оставшихся элементов, для упрощения матрицы, можно провести отдельный морфологический анализ элементов К, Л, М, выполнив его после морфологического анализа элементов А, Б, В, Г, Д, Е только для оставшихся из них наиболее целесообразных технических решений. Анализ передних и задних углов, а также выполнения упрочняющих ленточек на

режущих кромок, также целесообразно провести только для оставшихся перспективных технических решений.

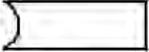
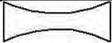
Таким образом, из всей совокупности выделенных морфологических признаков, при симметричной форме пластин, к окончательному анализу принимаются элементы А, В, Д, для вариантов которых составляем морфологическую матрицу в виде таблицы 2.

Таблица 2 – Морфологическая матрица режущей пластины

Морфологические признаки			Варианты морфологических признаков	
А – вид спереди	В – вид сверху	Г – вид сбоку	№	Характеристика варианта
				
			2	Квадратная
			3	Прямоугольная
			4	Трапецидальная
			5	Ромбическая правая
			6	Ромбическая левая
			7	Паралелограм правый
			8	Паралелограм левый
–	–		9	Пятигранная

Продолжение табл.2

Морфологические признаки			Варианты морфологических признаков
А – вид	В – вид	Г – вид	

спереди	сверху	сбоку	№	Характеристика варианта
–	–		10	Шестигранная
–	–		11	Выпуклая
			12	Вогнутая
–	–		13	Выпукло-вогнутая
			14	Вогнуто-выпуклая
–	–		15	Обоюдовыпуклая
			16	Обоюдовогнутая
–	–		17	Звездообразная
–	–		18	Круглая

Таким образом, к окончательному анализу приняты:

$$N_1 = \prod_{i=1}^n K_i = 18 \times 18 \times 18 = 18^3 = 5832(\text{варианта})$$

Есть основания полагать, что такого большого количества вариантов исполнений отрезных МНП ранее не анализировалось.

Среди выделенных вариантов, при вертикальной установке МНП, были признаны нецелесообразными варианты исполнений $A_9, A_{10}, A_{11}, A_{13}, A_{15}, A_{17}, A_{10}$ для передней и $B_9, B_{10}, B_{11}, B_{13}, B_{15}, B_{17}, B_{10}$ для верхней проекций пластин, что сокращает количество анализируемых вариантов до

$$N_2 = \prod_{i=1}^n K_i = 11 \times 11 \times 18 = 2178(\text{вариантов})$$

Варианты исполнений А₃ и А₄ для передней, В₃ и В₄, для верхней, для нижней и Г₁, Г₂, Г₅, Г₆, Г₉, Г₁₀, Г₁₇, Г₁₈ для боковой проекций пластин известны, что сокращает количество анализируемых вариантов до:

$$N_3 = \prod_{i=1}^n K_i = 9 \times 9 \times 10 = 810 (\text{вариантов})$$

Среди оставшихся вариантов определенный интерес имеют варианты А₁, В₁, Г₁ пирамидального и конического, и А₂, В₂, Г₂ кубического исполнений режущих пластин, на базе которых создан ряд технических решений изобретательского уровня [13-15] и поданы заявки на изобретения.

Выводы

Выполненная работа показывает целесообразность применения для поиска новых конструкций МНП для отрезных резцов и фрез метода морфологического анализа. Его достоинством является охват большого количества возможных технических решений (в данной работе рассмотрены 5832 варианта) и исключается пропуск какого-либо из них.

В результате проведенного морфологического анализа для отрезных резцов и дисковых фрез были впервые предложены пирамидальные, конические и кубические МНП, ряд конструкций которых имеет изобретательский уровень. Такие МНП имеют минимальную массу инструментального материала в расчете на 1 режущую кромку, по сравнению с известными МНП. Поскольку материал составляет до 90% стоимости данных пластин, их применение наиболее целесообразно для твердых сплавов и СТМ. Создание сборных отрезных резцов с неперетачиваемыми пластинами СТМ предложено впервые.

Список использованных источников: 1. *Бабій, М.В.* Еволюція канавкових та відірзних різців і перспективи їх розвитку / М.В. Бабій // Вісник Хмельницького національного університету. - 2010. - № 5. - С.120-126. 2. *Вирич, В.В.* Еволюція і перспективи розвитку дискових отрезных фрез / В.В. Вирич // Вісник Хмельницького національного університету. - 2010. - № 5. - С.126-137. 3. *Вирич В.В.* Информационно-технологический анализ и перспективы развития дисковых отрезных фрез. /Науковий вісник ХДМІ: Наук. ж.– Херсон, ХДМІ 2010 №3(2) –с. 95-102. 4. Відрізання прутків і труб: теорія і практика: монографія/ *Ю.М. Кузнєцов, С.В Чікін, Р.І. Мачуга*; під ред. *Ю.М. Кузнєцова*. – К: – ТОВ «ГНОЗІС», 2008. – 333с. 5. Сборный твердосплавный инструмент / *Г.Л. Хаєт, В.М. Гах, К.Г. Громаков* и др.; под общ. ред. *Г.Л. Хаєта*. – М.: Машиностроение, 1989. – 256 с. 6. *Настасенко, В.А.* Новые виды отрезных и канавочных резцов с многогранными твердосплавными неперетачиваемыми пластинами / *В.А. Настасенко, М.В. Бабій*

//Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2009. Вип. 38. с. 150–157. **7.** *Настасенко В.А.* Высокотехнологические отрезные и канавочные резцы с многогранными неперетачиваемыми пластинами / *В.А.Настасенко, М.В.Бабій* //Актуальне вопросы и организационно-правовые основы сотрудничества Украины и КНР в сфере высоких технологий. Материалы VII Международной научно-практической конференции – К.:ЦНТЭИ, 2010 с. 150–154. **8.** Справочник инструментальщика /И.А. Ординарцев, Г.В. Филиппов, А.Н. Шевченко и др. – Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1987. – 846 с. **9.** *Настасенко, В.А.* Функционально-ориентированные принципы проектирования отрезных резцов и дисковых фрез с боковой установкой неперетачиваемых пластин/ *В.А. Настасенко, М.В. Бабій, В.В. Вирич* // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. Вип. 42. с.212–221. **10.** Патент Российской Федерации на изобретение № 2366542 МПК В27В 27/16 Сборный отрезной резец и режущие пластины к нему. Заявка № 2007111687 от 29.03.07. Авт. изобр. *Настасенко В.А., Бабій М.В.* //БИ 2009. № 25 от 10.09.09. **11.** Патент України на винахід № 91670 МПК В23С 5/02 Збірна дискова фреза та ріжучі пластины до неї (варіанти). Заявка № 2006 03692 від 04.04.06. Авт. винах. *Настасенко В.О., Яремчук М.Л.* //Бюлетень Патенти України, 2010, № 16 від 25.08.2010. **12.** *Настасенко В.А.* Морфологический анализ – метод синтеза тысяч изобретений. – К: Техніка, 1994. – 44 с. **13.** Патент України на корисну модель МПК В 27 В 27/16 № 58965, Багатогранна одностороння ріжуча пластина до збірних відрізних та канавкових різців. Заявка № 201013095 від 04.11.2010. Власник Херсонський державний морський інститут. Авт. винах. *Бабій М.В. Настасенко В.О.*, Опубліковано 26.04.2011. Бюл. Патенти України № 8. **14.** Патент України на корисну модель МПК В 27 В 27/16 № 59986, Багатогранна одностороння ріжуча пластина. Заявка № 201013091 від 04.11.2010. Власник Херсонський державний морський інститут. Авт. винах. *Бабій М.В. Настасенко В.О.*, Опубліковано 10.06.2011. Бюл. Патенти України № 11. **15.** Патент України на корисну модель МПК В 27 В 27/16 № 59987, Багатогранна двостороння ріжуча пластина. Заявка № 201013092 від 04.11.2010. Власник Херсонський державний морський інститут. Авт. винах. *Бабій М.В. Настасенко В.О.*, Опубліковано 10.06.2011. Бюл. Патенти України № 11.

Поступила в редколлегию 05.04.2012

П.А. Новиков, Ф.Н. Канареев, канд. техн. наук,
С.М. Братан, д-р техн. наук, Севастополь, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ СИЛОВЫХ ВЗАИМОДЕЙСТВИЙ ПРИ ФОРМООБРАЗОВАНИИ РЕЗЬБОВЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ РЕЖУЩЕ-ДЕФОРМИРУЮЩИМИ МЕТЧИКАМИ

У статті запропоновано математичні залежності силової взаємодії робочих елементів інструменту і матеріалу заготовки при формоутворенні різьбових поверхонь ріжуче-деформуючими мітчиками в пластичних матеріалах. Залежності формуються з різальної і деформуючої складових що відображає конструктивні особливості режуче-деформуючих мітчиків. Вирази можуть бути використані при конструюванні інструменту і технологічної підготовки.

В статье предложены математические зависимости силового взаимодействия рабочих элементов инструмента и материала заготовки при формообразовании резьбовых поверхностей режуще-деформирующими метчиками в пластичных материалах. Зависимости формируются из режущей и деформирующих составляющих, что отражает конструктивные особенности режуще-деформирующих метчиков. Выражения могут быть использованы при конструировании инструмента и технологической подготовке.

The article suggested mathematical relations of force interaction of work items and material procurement tool for shaping screw of surfaces cutting-deforming taps in ductile materials. Dependencies are formed from the cutting and deforming components that reflect the structural features of the cutting-deforming taps. Expressions can be used in the design of tools and technology training.

В процессе обработке резьбовых отверстий режущими метчиками в деталях из алюминия и алюминиевых сплавов, за счет склонности последних к адгезионному схватыванию, наблюдается наличие процесса наростообразования и образование нароста на передней поверхности зубьев метчика. Нарост придает процессу обработки как положительные характеристики (уменьшение износа передней и задней поверхностей зуба, уменьшение сил резания), так и отрицательные (невозможность обработки с заданной точностью, подрезание профиля резьбы, отсутствие стационарности в процессе обработки, изменение характера взаимодействий соседних зубьев с обрабатываемым материалом, изменение вида стружки приводящее к пакетированию, ухудшение шероховатости получаемой поверхности). Также, для образования резьб в пластичных материалах используются деформирующие метчики, работающие по принципу пластической деформации обрабатываемого материала, т.е. раскатыванию внутренней резьбовой поверхности. Однако, из-за особенностей течения материала в ходе формирования, на внутреннем диаметре резьбы образуются «кратеры», размеры которых не соответствуют предъявляемым требованиям.

Для обеспечения точности формообразования внутренних резб в пластичных материалах предложены конструкции режуще-деформирующих метчиков [1, 2], работающих по принципу предварительной пластической деформации обрабатываемой поверхности с последующим срезом нагартованного слоя.

При проектировании инструмента и технологической подготовки производства необходима информации о значениях сил и крутящих моментов действующих на метчик во время его работы. Предложенные различными авторами и проанализированные зависимости расчета сил резания при резьбообработке [3, 4, 5] справедливы для условий обработки режущими или деформирующими метчиками. Для предложенных конструкций режуще-деформирующих метчиков подобных зависимостей не существует.

Целью работы является разработка математических зависимостей для определения силовых взаимодействий при формообразовании резьбовых поверхностей режуще-деформирующими метчиками.

Предлагаемая схема обработки алюминиевых сплавов и реализующие эту схему конструкции метчиков предполагает предварительное пластическое деформирование обрабатываемой поверхности, т.е. ее упрочнение и значительное увеличение поверхностных механических характеристик обрабатываемого материала, в конечном итоге влияющих на механику резания и ставящая под сомнение возможность применения ранее предложенных зависимостей.

Рассмотрим силовое взаимодействие зубьев заборного участка метчика с обрабатываемым материалом, образующего резьбовой профиль в детали (рисунок 1). Перья заборного участка метчиков новых конструкций содержат как режущие, так и пластически деформирующие зубья.

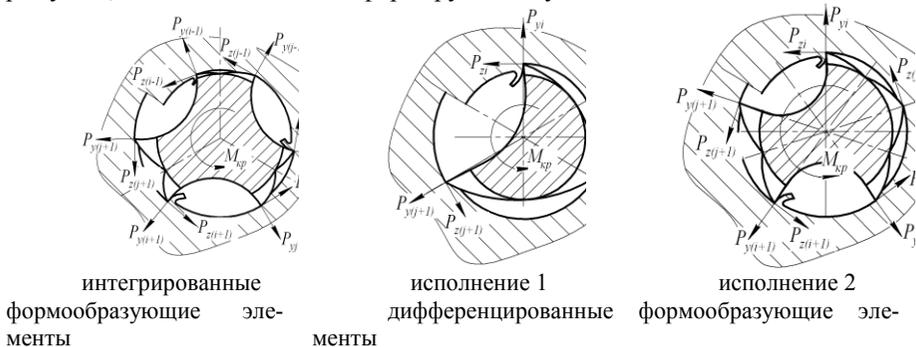


Рисунок 1 – Схема взаимодействия зубьев метчика с обрабатываемым материалом

Соответственно, при моделировании сил резания необходимо учитывать эти особенности конструкции и наличие режущей и деформирующей состав-

ляющей. Для вывода зависимостей, позволяющих рассчитывать составляющие силы, возникающие при пластическом деформировании и резании (в дальнейшем для простоты будем называть – силы резания), проведем декомпозицию подсистемы «зона контакта» на подсистемы «процесс резания» и «процесс пластического деформирования», то есть рассмотрим отдельно процесс резания и процесс пластического деформирования, после чего произведем синтез с целью получения итоговых моделей.

Для моделирования составляющих силы резания, возникающих при контактировании режущего зуба с обрабатываемой поверхностью, справедливы следующие выражения [6]:

$$P_{zi} = \tau_{c\partial\partial} S_{cpi} k_T \left(1 + \mu \frac{k_H}{k_T} \right); \quad (1)$$

$$P_{yi} = \tau_{c\partial\partial} S_{cpi} k_H, \quad (2)$$

где $\tau_{c\partial\partial}$ – предельное напряжение сдвига обрабатываемого материала; S_{cpi} – площадь среза i -м зубом метчика; μ – коэффициент трения при резании; k_H , k_T – коэффициенты, учитывающие влияние переднего угла и свойств материала заготовки на составляющие силы резания.

Коэффициенты k_H и k_T определяются по следующим зависимостям

$$k_T = -tg\gamma \frac{1 + \xi^2}{2} + 1; \quad (3)$$

$$k_H = -k_T \frac{tg\gamma}{2} (\xi + 1), \quad (4)$$

где γ – передний угол режущей кромки зерна; ξ – величина относительного сдвига материала.

Относительный сдвиг рассчитывается по зависимости:

$$\xi = \frac{K_L^2 - 2 \cdot K_L \cdot \sin\gamma + 1}{K_L \cdot \cos\gamma}. \quad (5)$$

Коэффициент трения μ при контакте зуба метчика с материалом заготовки по данным [7] рассчитывается :

$$\mu = \frac{22500}{(90 - \gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90 - \gamma)^{1,27}}, \quad (6)$$

где K_L – коэффициент усадки стружки.

После подстановки (3), (4), (5), (6) в (1) и (2) получим:

$$P_{zi} = \tau_{c\delta\sigma} S_{cp,i} \left(1 - tg\gamma \cdot \frac{1 + \xi^2}{2} \right) \cdot \left(1 - \frac{11250 \cdot tg\gamma \cdot (\xi + 1)}{(90 - \gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90 - \gamma)^{1,27}} \right); \quad (7)$$

$$P_{yi} = \frac{1}{2} \tau_{c\delta\sigma} \cdot S_{cp,i} \cdot tg\gamma \cdot \left(\frac{1}{2} tg\gamma \cdot (\xi^3 + \xi^2 + \xi + 1) - (\xi + 1) \right). \quad (8)$$

Для определения составляющих силы резания вычислим площади слоев, срезаемых каждым зубом заборной части метчика.

Площади, срезаемые зубьями, работающими по генераторной схеме, известны. Однако, для зубьев, реализующих профильную схему формирования резьбы необходимо разработать математические зависимости для дальнейшего силового расчета.

Полное количество зубьев заборного участка метчика:

$$i = \frac{0,726Z}{tg\varphi},$$

где Z – количество перьев метчика; φ – угол заборного конуса.

Площадь передней поверхности последнего зуба заборного участка определяется по зависимости

$$S_i = \frac{1}{2} h_i l_i,$$

где h_i – высота зуба, $h_i = h_0 i$ (h_0 – величина приращения зубьев заборного участка); l_i – длина основания зуба $l_i = 2h_i / tg60^\circ = 3,466h_0 i$

Соответственно

$$S_i = 1,733h_0^2 i^2.$$

Однако, интересующая площадь среза представляет собой разность между площадями предыдущего и последующего зубьев:

$$S_{cp,i} = S_i - S_{i-1}.$$

После соответствующих преобразований имеем:

$$S_{cp,i} = 1,733h_0^2 (2i - 1), \quad (9)$$

причем $h_0 = \frac{0,541P}{i} = \frac{0,745P}{Z} tg\varphi$.

Для последующего анализа целесообразно площадь среза $S_{cp,i}$ выразить как функцию толщины среза a (рисунок 1).

Толщина среза a может быть определена через величину приращения высоты зуба h_0 :

$$h_0 = \frac{a}{\sin 30^\circ} = 2a. \quad (10)$$

С учетом (10) выражение (9) принимает вид:

$$S_{cpi} = 6,932a^2(2i - 1). \quad (11)$$

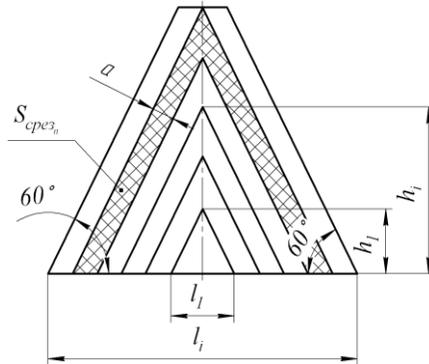


Рисунок 1 – Геометрические параметры профильной схемы формообразования резьбы метчиком

После подстановки (11) в (7) и (8) получим:

$$P_{zi} = 6,932\tau_{c\partial\partial} \cdot a^2 \cdot (2i - 1) \left(1 - \text{tg}\gamma \cdot \frac{1 + \xi^2}{2} \right) \cdot \left(1 - \frac{11250 \cdot \text{tg}\gamma \cdot (\xi + 1)}{(90 - \gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90 - \gamma)^{1,27}} \right); \quad (12)$$

$$P_{yi} = 3,446 \cdot \tau_{c\partial\partial} \cdot a^2 (2i - 1) \cdot \text{tg}\gamma \cdot \left(\frac{1}{2} \text{tg}\gamma \cdot (\xi^3 + \xi^2 + \xi + 1) - (\xi + 1) \right). \quad (13)$$

Для моделирования работы деформирующих зубьев может быть использована зависимость [8], полученная для накатки резьбы роликами:

$$\frac{dP}{d\gamma} = lpR_p \sqrt{1 + \Theta_{np}^2} \Omega_{np} \cos \psi, \quad (14)$$

где l – длина накатываемой резьбы, ψ – угол трения, Ω_{np} – приведенный угол охвата ролика, Θ_{np} – приведенный угол охвата детали.

Для условий формообразования внутренних резьб деформирующими зубьями метчика зависимость (14) представляется в виде:

$$P_{zj} = \sqrt{2} S_j k \sigma_\tau \mu_1 \sqrt{\frac{k \sigma_\tau f}{E} \frac{(D + 2\rho)}{D} \cos \psi}; \quad (15)$$

$$P_{yj} = \sqrt{2} S_j k \sigma_\tau \sqrt{\frac{k \sigma_\tau f}{E} \frac{(D + 2\rho)}{D} \cos \psi}, \quad (16)$$

где S_j – площадь выдавливающего зуба; k – коэффициент, зависящий от марки материала ($k = 3,0..3,5$); σ_τ – предел текучести; E – модуль упруго-

сти; D – диаметр обрабатываемого отверстия; μ_1 – коэффициент внешнего трения; ρ – радиус округления зуба метчика; f – коэффициент, учитывающий изменение условий трения вследствие воздействия СОТС при резбообработке.

Площадь зоны деформации может быть определена из выражения, предложенного [3]:

$$\begin{cases} S_j = \frac{2Z}{\sqrt{3}} \left(\frac{\pi}{180} (\rho^2 \zeta - r_B^2 \zeta_1) + \frac{1}{3} l_0 \alpha' \right), \\ l_0 = R_H - \rho \end{cases} \quad (17)$$

где ρ – радиус у резбообразующей вершины инструмента; r_B – внутренний радиус резбы после прохождения резбообразующего гребня; ζ, ζ_1 – центральные углы, соответствующие дуге контакта гребня инструмента с деталью; α' – половина хорды двойной дуги контакта; R_H – наружный радиус резбообразующего гребня.

Зависимость (17) трудна для практического применения, так как составляющие ее переменные требуют экспериментального определения. Соответственно, применение данной зависимости для практических расчетов нецелесообразно. С достаточной степенью точности площадь зоны деформации может быть определена как площадь проекции от площади среза S_{cpi} на боковую грань деформирующего зуба. Однако, так как углы затылования для правой и левой боковых граней разные, тогда каждая грань будет характеризоваться своей площадью проекции, а площадь деформации определяется как сумма двух площадей:

$$S_j = \frac{S_i}{2 \cos(90^\circ - \alpha_1)} + \frac{S_i}{2 \cos(90^\circ - \alpha_2)}. \quad (18)$$

После упрощений и с учетом (11), (18) примет вид:

$$S_j = 3,466a^2(2j-1) \left(\frac{1}{\sin \alpha_1} + \frac{1}{\sin \alpha_2} \right),$$

где α_1 и α_2 – углы затылования на боковых гранях деформирующих зубьев.

Представленные зависимости (12), (13) и (15), (16) дают возможность определения теоретических значений сил, возникающих на единичном зубе метчика при формировании резбы. Ниже приведены зависимости, моделирующие суммарные силы и крутящие моменты режущие-деформирующими метчиками при резбообработке:

$$\begin{aligned}
P_z &= \sum_{i=1}^z 6,932 \tau_{\text{сдв}} \cdot a^2 \cdot (2i-1) \left(1 - \text{tg} \gamma \cdot \frac{1+\xi^2}{2} \right) \cdot \left(1 - \frac{11250 \cdot \text{tg} \gamma \cdot (\xi+1)}{(90-\gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90-\gamma)^{1,27}} \right) + \\
&+ \sum_{j=1}^m 4,901 \cdot k \cdot \sigma_\tau \cdot \mu_1 \cdot a^2 \cdot (2j-1) \cdot \left(\frac{1}{\sin \alpha_1} + \frac{1}{\sin \alpha_2} \right) \sqrt{\frac{k \sigma_\tau f}{E} \frac{(D+2\rho_j)}{D} \cos \psi} \\
P_y &= \sum_{i=1}^z 3,446 \cdot \tau_{\text{сдв}} \cdot a^2 \cdot (2i-1) \cdot \text{tg} \gamma \cdot \left(\frac{1}{2} \text{tg} \gamma \cdot (\xi^3 + \xi^2 + \xi + 1) - (\xi+1) \right) + \\
&+ \sum_{j=1}^m 4,901 \cdot k \cdot \sigma_\tau \cdot a^2 \cdot (2j-1) \cdot \left(\frac{1}{\sin \alpha_1} + \frac{1}{\sin \alpha_2} \right) \sqrt{\frac{k \sigma_\tau f}{E} \frac{(D+2\rho)}{D} \cos \psi} ,
\end{aligned}$$

где z, m – количество режущих и деформирующих зубьев метчика;

$$\begin{aligned}
M_{\text{кр}} &= \sum_{i=1}^z 6,632 \tau_{\text{сдв}} \cdot a^2 \cdot (2i-1) R_i \cdot \left(1 - \text{tg} \gamma \cdot \frac{1+\xi^2}{2} \right) \cdot \left(1 - \frac{11250 \cdot \text{tg} \gamma \cdot (\xi+1)}{(90-\gamma)^{2,46}} K_L^{0,0015(90-\gamma)^{1,27}} \right) + \\
&+ \sum_{j=1}^m 4,901 \cdot k \cdot \sigma_\tau \cdot \mu_1 \cdot a^2 \cdot (2j-1) \cdot R_j \cdot \left(\frac{1}{\sin \alpha_1} + \frac{1}{\sin \alpha_2} \right) \sqrt{\frac{k \sigma_\tau f}{E} \frac{(D+2\rho_j)}{D} \cos \psi}
\end{aligned}$$

где R_i, R_j – средние радиусы относительного положения режущих и деформирующих зубьев метчика ($R_i = (d_1/2 + 0,3725 \cdot P \cdot i / Z \cdot \text{tg} \varphi)$, $R_j = (d_1/2 + 0,3725 \cdot P \cdot j / Z \cdot \text{tg} \varphi)$).

Анализ предложенных зависимостей, позволяет сделать вывод, что распределение крутящих моментов по каждому из зубьев в большей степени определяется законом изменения площадей срезаемых или деформируемых слоев каждым зубом.

На рисунке 2 показан график зависимости крутящего момента $M_{\text{кр}}$ от числа участвующих в работе зубьев метчика.

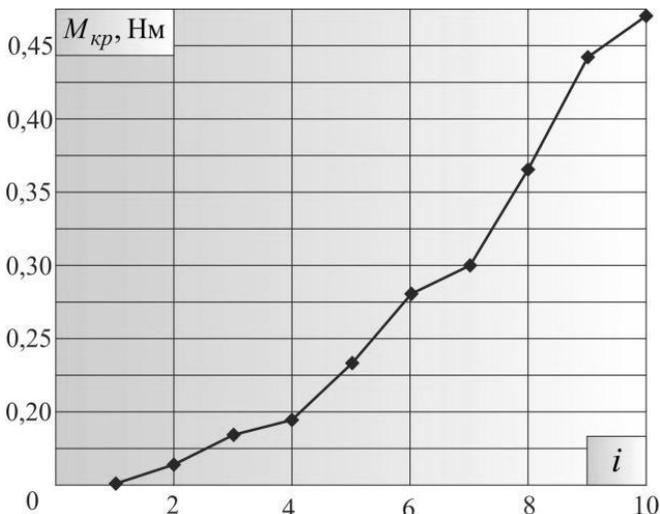


Рисунок 2 – Характер изменения крутящего момента от количества участвующих в работе зубьев

Предложены математические зависимости, характеризующие силовое взаимодействие при формообразовании резбовых поверхностей режущедоформирующими метчиками.

Дальнейшее развитие работы в авторы видят в уточнении математических зависимостей за счет учета динамики процесса резбообработки, износа рабочих поверхностей метчика, влияния кинематических характеристик процесса резания на выходные показатели технологической системы.

Список использованных источников: 1. Пат. на полезную модель № 64950 Украина. Метчик / Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 25.11.2011. 2. Пат. на полезную модель № 66082 Украина. Метчик/ Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 26.12.2011. 3. Верещака А.С. Резание материалов: учеб. для техн. вузов/ А.С. Верещака, В.С. Кушнер. – М.: Изд-во «Высшая школа», 2002. – 400 с. 4. Харченко А.О. Силовые зависимости при нарезании резьб метчиками/ А.О. Харченко, Ф.Н. Канареев, И.О. Харченко // Отделочные методы обработки и инструменты в технологии машиностроения: сб. научн. тр. – Барнаул, 1984, – С. 19 – 25. 5. Меньшаков В.М. Бесстружечные метчики/ В.М. Меньшаков, Г.П. Урлапов, В.С. Серeda. – М.: Машиностроение, 1976. – 166 с. 6. Королев А.В. Исследование процессов образования поверхностей инструмента и детали при абразивной обработке/ А.В. Королев. – Саратов: 1975. – 189 с. 7. Внуков Ю.Н. Методика теоретического определения составляющих сил резания при токарной обработке/ Ю.Н. Внуков, А.Г. Саржинская// Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – Вып. 75. – 484 с. с 63-76. 8. Писаревский М.И. Накатывание точных резьб, шлицев и зубьев/ М.И. Писаревский. – Л.: Машиностроение, 1973. – 200 с

Поступила в редколлегию 15.06.2012

О. О. Пасічний, канд. техн. наук, Київ, Україна

ОБРОБКА ШЛІФУВАЛЬНИМ ІНСТРУМЕНТОМ З УПОРЯДКОВАНИМ АБРАЗИВНИМ ШАРОМ

У статті розглянуто питання шліфування інструментом з впорядкованим розміщенням алмазних зерен. Розглянуто еволюцію мікропрофілю обробленої поверхні у разі використання впорядкованих композитів без перекриття і з перекриттям алмазовмісних шарів. Показано, що найбільш характерним показником обробки впорядкованими алмазами є розподіл матеріалу у шортському шарі (опорна крива), що саме і характеризує стан ріжучої поверхні композиту.

В статье рассмотрен вопрос шлифования инструментом с упорядоченным размещением алмазных зерен. Рассмотрена эволюция микропрофиля обработанной поверхности в случае использования упорядоченных композитов без перекрытия и с перекрытием алмазосодержащих слоев. Показано, что наиболее характерным показателем обработки упорядоченными алмазами является распределение материала в шероховатом слое (опорная кривая), что именно и характеризует состояние режущей поверхности композита.

In article the question of formation of a microprofile on the processed surface is considered at grinding by the tool with the ordered placing of diamond grains. Evolution of a microprofile of the processed surface in case of use of the ordered composites without overlapping and with overlapping of layers is considered. It is shown that the most typical indicator of processing by the ordered diamonds is material distribution in a rough layer (a basic curve) what exactly characterizes a condition of a cutting surface of a composite.

Як відомо, одним з найбільш важливих експлуатаційних показників шліфувального інструмента є його зносостійкість та максимальна, при заданій якості обробки, її продуктивність. Ці показники, переважно, визначаються характеристиками абразивного матеріалу. Причому, вимоги до нього пред'являються суперечливі. З одного боку, для досягнення високої зносостійкості, абразивні зерна повинні бути достатньо міцними, а з другого, для забезпечення високої продуктивності обробки, затупленні ріжучі зерна повинні руйнуватися і сколюватися, для утворення нових гострих ріжучих кромки. Тому абразивного наповнювача шліфувального інструменту потребує відповідних компромісів. Однак навіть найбільш оптимальний вибір абразивного матеріалу забезпечує ефективність використання шліфувального інструменту значно нижчу, ніж теоретично можливо. Так по оцінкам авторитетних дослідників, коефіцієнт використання абразивних зерен, в сучасних процесах шліфування, не перевищує 10–25%. Тому задача підвищення ефективності використання шліфувального інструменту, насамперед алмазного, є вкрай важливою.

Одним з напрямків кардинального підвищення ефективності обробки шліфувального інструменту є структурування робочого шару інструменту. Серед сучасних розробок у цьому напрямку найбільш відома технологія впорядкованого розміщення алмазів ARIX (Рисунок 1) [1]. Аналіз літератури,

даних інтернету та асортименту на виставках-конференціях виробників свідчить, що на ринку алмазного інструменту вже почали з'являтися алмазні круги, які виготовленні за цією технологією.

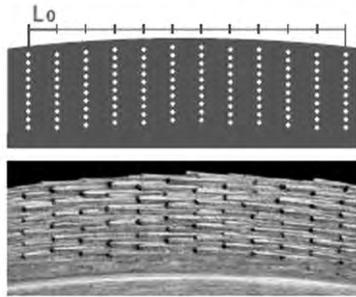


Рисунок 1 – Схема розміщення алмазів та зовнішній вигляд робочої поверхні шліфувального круга, виготовленого за технологією ARIX.

За оцінками виробників, доля нового інструменту вже в найближче майбутнє буде складати більше 10% [1, 2]. Враховуючи, що такий інструмент, за рахунок кардинальної зміни процесу різання, дозволяє значно покращити показники обробки [2], роботи спрямовані на вивчення і організацію виробництва шліфувального інструменту з впорядкованою структурою є важливими і актуальними.

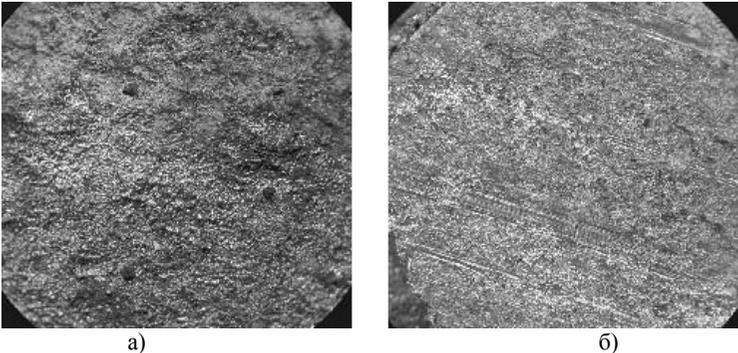
Для дослідження обробки алмазними композитами з впорядкованими алмазами було виготовлено зразки абразивних композитів AC200 500/400–M2-01 із впорядкованим пошаровим розташуванням алмазів та із розташуванням вільною засипкою тієї ж кількості алмазів, у вигляді таблеток діаметром 35,6 мм та товщиною 4 мм. Таблетки закріплювалися на спеціальному корпусі круга 12A2-45 [3].

Під час обробки таким інструментом твердого сплаву BK8 та інструментальної сталі Т5К6 на традиційних режимах обробки, як брикетами з впорядкованими так і хаотично розташованими алмазами, на обробляємій поверхні утворювались сколи та прижоги. Вочевидь причиною цього є надто низька відносна концентрація алмазів у брикетах (4-5%) і, як наслідок цього, інтенсивний контакт обробляемого матеріалу із зв'язкою інструменту. Обробка з охолодженням суттєво ситуацію не поліпшила. Тому було прийняте рішення вести обробку із введенням в зону обробки додаткової енергії — імпульсів електричного струму (позитивний потенціал подавався на інструмент). При такій електроімпульсній обробці матеріал зв'язки більш інтенсивно зношується і, таким чином, поліпшуються умови різання у зоні обробки, а також більш інтенсивно змінюються шари абразивних брикетів. Збільшення відносних витрат алмазів у даному випадку не є недоліком, оскільки проводилось порівняння показників обробки впорядкованими і традиційними абразивами

при однакових умовах обробки, а основна задача дослідів полягала встановити особливості обробки впорядкованими композитами, у тому числі при зміні шарів композиту внаслідок їх зношування.

Аналіз обробки показав, що інструмент з хаотичними алмазами, вже при продуктивності обробки $100 \text{ мм}^3/\text{хв.}$, призводить до появи дефектів на поверхні обробляємих. Ефективна потужність шліфування складала $N_{\text{еф.}}=0,15 \text{ кВт}$. При цьому обробка інструментом з впорядкованими алмазами дозволяє підняти продуктивність до $300 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ без появи дефектів на оброблюємі поверхні.

Поверхня композиту з хаотично розташованими зернами алмазу вкрита слідами контакту між оброблюємою поверхнею і зв'язкою інструменту, що й обумовлює появу дефектів обробки. Натомість поверхня композиту з впорядкованими зернами таких слідів не має, на поверхні композиту дуже добро видно сліди електро-іскрового впливу. Така картина пояснюється тим, що в інструменті з впорядкованими зернами усі зерна поверхневого шару виступають на однакову величину і всі вони приймають участь в механізмі знімання припуску, а це створює умови для утворення зазору між поверхнями інструменту і поверхнею, що обробляють. На Рисунку 2 показано поверхні композитів після обробки з продуктивністю $100 \text{ мм}^3/\text{хв.}$



а) б)

Рисунок 2 – Поверхня композитів після обробки:

а) з впорядкованими алмазами; б) – з хаотично розташованими алмазами.

Обробка з охолодженням дозволила підняти продуктивність композиту з хаотичним розташуванням зерен до $200 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ ($S_{\text{пр}} = 0,56 \text{ м/хв.}$) при $N_{\text{еф.}}=0,2 \text{ кВт}$. При цьому обробка з охолодженням інструментом з впорядкованими алмазами при продуктивності $400 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ ($S_{\text{пр}} = 1,2 \text{ м/хв.}$) при $N_{\text{еф.}}=0,4 \text{ кВт}$ не викликала появи дефектів на обробляємих зразках також.

Аналогічну продуктивність обробки було досягнуто і використанням композиту з хаотично розташованими зернами у випадку, коли відносну концентрацію вмісту алмазів підняли до 16% (приблизно у чотири рази). Інстру-

ментом з такою концентрацією обробку можна вести до досягнення продуктивності до $300 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ без появи дефектів обробки.

Однак найбільш характерні закономірності, у випадку інструменту з впорядкованими алмазами, було виявлено при подальшій обробці, під час зміни, шарів інструменту. В результаті проведених досліджень було встановлено яскраво виражену залежність формованого на поверхні зразка мікропрофілю поверхні від величини зношування композита з упорядкованим розміщенням алмазних зерен (Рисунок 3).

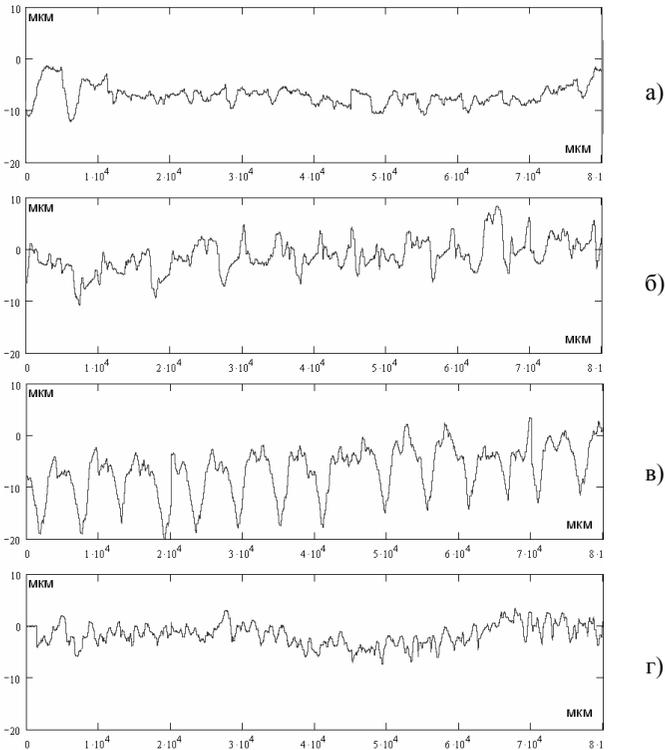


Рисунок 3 – Профілограми обробленої поверхні: а) перший етап – вскриття алмазів; б) обробка вскритими зернами; в) обробка високо виступаючими зернами алмазів; г) обробка при випаданні занадто виступаючих зерен.

При малому виступанні зерен алмазів формується нестабільний профіль характерний, зокрема, для шліфування засаленим абразивним інструментом (див. Рисунок 3 а). По мірі зношування зв'язування й збільшенні виступання профіль стає стабільним, характерним для шліфування (див. Рисунок 3 б), на поверхні зразка формується типова для шліфування сітка слідів обробки. По-

дальше оголення алмазних зерен призводить до формування регулярного стабільного мікропрофілю (див. Рисунок 3 в), характерного для обробки різанням. На даному етапі обробки дещо знижується ефективна потужність обробки і збільшується шорсткість обробки, поверхня обробляемого зразка має регулярний профіль без дефектів.

Далі висота виступання зерен досягає критичного значення ($\frac{3}{4}$ від висоти зерна) і алмазні зерна починають інтенсивно випадати із зв'язки (див. Рисунок 3 г). У цей момент, внаслідок збільшення контакту між поверхнями зв'язки і обробляемого зразку, збільшується ефективна потужність обробки і тепловиділення в зоні обробки. На поверхні обробляемого зразку з'являються дефекти — прижоги, сколи, налипання зв'язки. Цей процес протікає дуже швидко, після чого процес обробки фактично припиняється, оскільки у приповерхневому шарі не залишається алмазів. Фактично в цей період лише поступово, завдяки електроімпульсній обробці, руйнується зв'язка. З появою на поверхні композиту зерен алмазів із наступного шару увесь вище описаний процес повторюється. Саме присутність у цьому процесі останнього етапу обумовлює високе значення відносної витрати алмазів (45,2 мг/г). Якщо розрахувати значення відносної витрати алмазів за перші три етапи зношування одного шару розташування алмазів, то вона буде становити 17,72 мг/г, що нижче ніж відносної витрати алмазів в аналогічних умовах у разі використання інструменту на основі композиту із хаотично розміщеними зернами (28,95 мг/г).

Таким чином, було експериментально встановлено істотну зміну формованого на деталі профілю обробленої поверхні, а значить й умов шліфування при використанні багатошарового спеченого композита з упорядкованим розташуванням алмазних зерен, синхронно із зношуванням шарів розміщення алмазів.

Виявлена закономірність істотно ускладнює можливість виготовлення ефективного інструменту із багатошаровим впорядкованим розташуванням алмазних зерен тому, що такий інструмент потребує періодичної правки після третього етапу зношування кожного шару зерен алмазів, а обробка пов'язана з циклічною зміною основних показників процесу, зокрема продуктивності і ефективної потужності шліфування. Також циклічно змінюватись буде і мікропрофіль, який формується на поверхні деталі під час обробки.

Для уникнення таких вад інструменту с багатошаровим впорядкованим розміщенням алмазів було проведено ряд досліджень, результати якого дозволили отримати рішення запобігання небажаних явищ під час обробки таким інструментом.

Для цього було запропоновано шари алмазів розміщувати з перекриттям сусідніх шарів. Було розроблено технологію виготовлення такого абразивного композиту. На Рисунку 4 показані схеми розміщення шарів алмазів з перекриттям. Для виготовлення композитів способом пошарової укладки зерен

алмазів у холодно брикетовані таблетку застосовувалась схема на Рисунок 3а, при якій шари перекриваються на величину h висоти алмазних зерен. Для монолітного виготовлення абразивного композиту з пошаровим розміщенням зерен алмазів через сепаратор у процесі заповнення прес-форми шихтою застосовували схему на Рисунок 4б, при якій шари розміщення алмазів перекриваються на половину висоти алмазних зерен.

Тобто максимальна продуктивність, без появи дефектів на оброблюємі поверхні, складала до $300 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ при $N_{\text{еф.}}=0,3\text{кВт}$, для обробки без охолодження, а з охолодження — $400 \text{ мм}^3/\text{хв.}$ при $N_{\text{еф.}}=0,4\text{кВт}$.

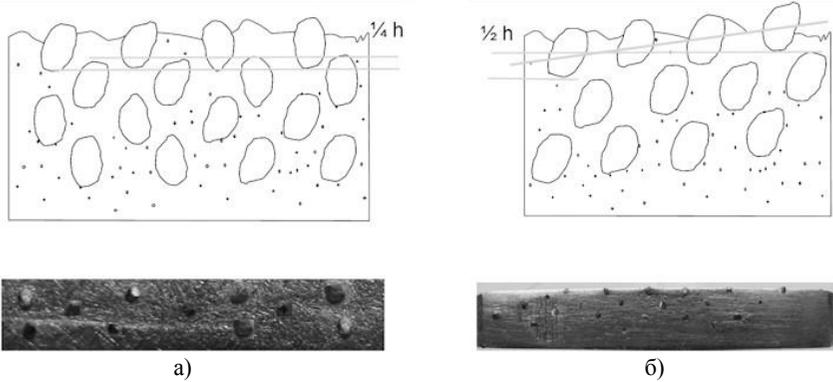


Рисунок 4 – Схеми розміщення алмазноносних шарів з перекриттям і переріз таких композитів: а) для пошарового брикетування; б) для монолітно виготовленихбрикетів.

Основна відмінність роботи інструментом на основі впорядкованого шаруватого композиту полягає в іншій закономірності формування мікропрофілю обробки під час зношування шарів розташування алмазних зерен – мікропрофіль обробленої поверхні, за умов обробки таким композитом, циклічно змінюється більш плавно, аніж у випадку з композитом із неперекриваючимися шарами, і, при цьому, характер такого профілю формується проміжним – регулярно-стохастичним. На Рисунок 5 представлено профілограми поверхні обробленої шаруватим композитом із перекриттям шарів розташування алмазних зерен, опорні криві профілю та вигляд обробленої поверхні для відповідних етапів зношування одного шару композиту. Як видно з цього рисунку в основному зміна мікропрофілю синхронно із етапами зношування шарів композиту пов'язана не зі зміною висоти мікропрофілю (як це є у разі використання композиту із неперекриваючимися шарами), а зі зміною характеру опорної кривої мікропрофілю.

Аналізуючи отримані показники можна відмітити, що за висотними та кроковими показниками після обробки суттєвої різниці між абразивними композитами різної впорядкованості не виявлено, а ось розподіл матеріалу у шорсткому шарі (опорна крива), що саме і характеризує стан ріжучої поверх-

ні композитів відрізняється суттєво. У випадку впорядкованого розташування алмазів спостерігається рівномірний мікрорельєф із показниками опорної кривої $t_{20}=3,86\%$ та $t_{50}=71,73\%$. У випадку випадкового розташування алмазів мікрорельєф є нерівномірним із наявністю підвищених висотних випадів матеріалу. Як наслідок, опорна крива формується загостреною і, хоча показник t_{20} дещо підвищується до $5,34\%$, але показник t_{50} досягає лише $26,62\%$. Наявність електроерозійного впливу сприяє в цілому покращенню рівномірності мікрорельєфу в обох випадках. Показники t_{20} та t_{50} майже співпадають – $10,42\%$ і $59,42\%$ для впорядкованих алмазів та $12,08\%$ і $57,94\%$ для хаотично розташованих. А ось висотні показники відрізняються більш як в 2 рази ($R_{max}=4,91$ мкм для хаотично розташованих і $R_{max}= 12,73$ мкм для впорядкованих алмазів у робочому шарі), що свідчить про кращу (більш як в 2 рази) абразивну здатність впорядкованих абразивних композитів.

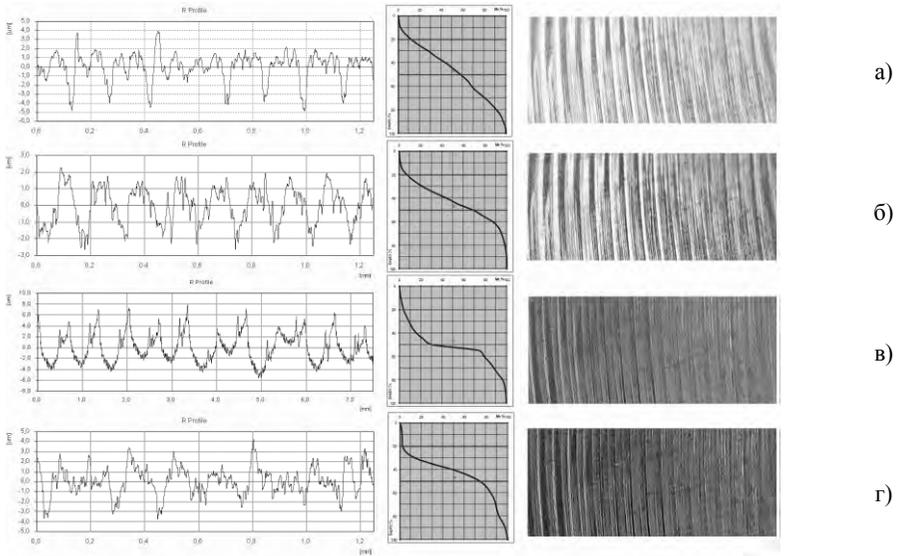


Рисунок 5 – Профілограми поверхні обробленої шаруватим композитом із перекриттям шарів розташування алмазних зерен, опорні криві профілю та оброблена поверхня: а) перший етап вскриття алмазів; б) обробка вскритими зернами; в) обробка високо виступаючими зернами алмазів; г) обробка при випаданні занадто виступаючих зерен.

Висновки.

1. Встановлено, що найбільш характерним показником обробки впорядкованими алмазами є розподіл матеріалу у шорсткому шарі. У випадку впорядкованого розташування алмазів спостерігається рівномірний мікрорельєф

із показниками опорної кривої $t_{20}=3,86\%$ та $t_{50}=71,73\%$. У випадку випадкового розташування алмазів мікрорельєф є нерівномірним із наявністю підвищених висотних випадів матеріалу. Наявність електроерозійного впливу сприяє в цілому покращенню рівномірності мікрорельєфу в обох випадках.

2. Вперше досліджено абразивну здатність спеченого композиту в інструменті з пошарово-впорядкованим розміщенням алмазних зерен та встановлені закономірності зміни показників обробки, зокрема шорсткості оброблюваної поверхні, в процесі зношування такого інструменту, коли у відповідності із поступовою зміною шарів алмазів відбувається циклічна зміна висотних параметрів шорсткості. Характер мікропрофілю при цьому також циклічно змінюється від стохастичного (характерного для різання великою кількістю зерен) до регулярного (характерного для різання одиничним зерном) і навпаки.

3. Встановлені умови впорядкованості робочого шару композиту, для яких діапазон зміни висотних показників шорсткості при обробці пошарово-впорядкованим інструментом є мінімальним. Для цього, у шаруватому абразивному композиті шари розташування алмазних зерен повинні бути зміщені між собою не тільки у горизонтальному напрямку, але і вертикальному, причому в останньому таким чином, щоби шари перекривалися на четверть величини зернистості алмазів. Мікропрофіль оброблюваної поверхні, за умов обробки таким композитом циклічно змінюється більш плавно, ніж у випадку з композитом із неперекриваючимися шарами, і, при цьому, характер такого профілю формується проміжним – регулярно-стохастичним.

Перелік використаних джерел: 1. Study for cutting performance in arrayed diamond saw blade / S.P.Pyun, H.W.Lee Lee, J.H.Park // 1st International Industrial Diamond Conference 20-21 October 2005 Barcelona Spain. 2. G. Weber and C. Weiss. DIAMIX – A family of bonds based on DIABASE-V21// Industrial diamond review. –2005, № 6. – P. 27-28. 3. Лавриненко В. И., Пасичный О. О., Сытник Б.В., Девицкий А.А. Исследование особенностей спеченного композита с упорядоченной структурой // Процеси механічної обробки в машинобудуванні / Зб. наук. праць ЖДТУ. – Житомир: ЖДТУ, 2009. – Вип. 7. – С. 105 – 113.

Поступила в редколлегию 20.05.2012

Н.М. Прокопив, канд. техн. наук,
В.П. Бондаренко, чл. кор., О.В. Харченко,
Ю.А. Мельничук, канд. техн. наук, Киев, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СТОЙКОСТИ МЕЛКОЗЕРНИСТОГО ТВЕРДОГО СПЛАВА WC-10CO ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ УДАРНОМ ТОЧЕНИИ СТАЛИ

Представлены результаты исследований контактной ударной прочности мелкозернистого твердого сплава WC-10Co, спеченного по различным технологиям, при циклическом точении стали.

Представлені результати досліджень контактної ударної міцності дрібнозернистого твердого сплаву WC - 10Co, спеченого по різних технологіях, при циклічному точінні сталі 40X.

Ключевые слова: твердый сплав, ударная прочность, вид износа, механизмы износа, сила резания.

The results of researches of pin shock durability of fine-grained carboboly of WC are presented - 10Co, sintered on different technologies, at the cyclic sharpening became.

На предприятиях машиностроительного комплекса Украины, одной из основных задач повышение работоспособности твердосплавного инструмента при черновой обработке резанием стали. Значительные ударные нагрузки, воздействующие при такой обработке на режущую кромку, вызывают зарождение и рост усталостных трещин, при достижении критических размеров которых она разрушается. Эта проблема усложняется тем, что на сегодня отсутствуют доступные способы определения способности материала длительное время выдерживать ударные нагрузки.

Существующими стандартами для всех твердых сплавов, независимо от их состава и условий работы, регламентируются только некоторые физико-механические свойства: коэрцитивная сила (H_c), плотность (ρ), твердость (HRA), предел прочности при изгибе (R_{bm}). Как показал опыт, эти характеристики не всегда коррелируют с эксплуатационными свойствами металлорежущего инструмента в конкретных условиях работы, так, как определяются только в статических условиях без учета особенностей контактного взаимодействия инструмента и обрабатываемого материала и ударных нагрузок, возникающих в особенно тяжелых условиях работы [1]. Подтверждением этого являются результаты работы [2], где показано, что кинетика износа пластин из особомелкозернистого сплава VK10OM при чистовом безударном точении стали 45 и точении с ударами стали 40X, в большей степени зависит от условий спекания, чем от характеристик его структуры и физико-механических свойств.

Наиболее близко стойкость материала к усталостному разрушению оценивают характеристиками условного порогового (K_{1H}) и критического (K_{1c}) коэффициентов интенсивности напряжений [3], величиной общей работы деформации ($A_{общ}$) и коэффициентом энергопоглощаемости (λ) [4], которые косвенно определяются при испытаниях образцов на сжатие [5]. Автором [6], с использованием методики работы [7], показана высокая эффективность применения вышеуказанных критериев усталостной прочности для оценки работоспособности твердых сплавов группы ВК в породоразрушающем инструменте.

Известна также методика определения стойкости бурового твердосплавного инструмента при ударных нагрузках, сущность которой заключается в определении количества циклов, выдержанных им до разрушения [8].

Однако вышеприведенные методики являются сложными, трудоемкими и дорогостоящими из-за необходимости применения комплекса специального оборудования. Поэтому они используются только в крупных исследовательских центрах. К тому же определение указанных выше характеристик твердых сплавов в лабораторных условиях далеко не соответствуют реальным условиям эксплуатации инструмента.

Все это в значительной степени ограничивает возможности исследователей – материаловедов, занимающихся усовершенствованием существующих и разработкой новых современных твердых сплавов инструментального назначения.

Из вышеизложенного следует необходимость разработки новой более простой и отражающей условия работы инструмента методики определения усталостной ударной прочности твердого сплава инструментального назначения. Наиболее близкие к черновому точению условия работы инструмента можно создать, осуществляя продольное точение заготовки с продольными пазами. Фиксируя при этом тангенциальную составляющую силы резания (P_z), значение которой составляет 0,6-0,8 от общей силы резания P , можно определить количество ударов (циклов), которые выдержит режущая кромка инструмента до потери ею работоспособности. Особенно это актуально для мелкозернистых твердых сплавов, обладающих повышенной хрупкостью. О подобных исследованиях информация в открытых литературных источниках отсутствует.

В связи с этим целью настоящей работы являлось определение эффективности использования способа точения стальной заготовки с продольными пазами для оценки стойкости к разрушению мелкозернистого сплава WC-10Co.

Методика исследований.

Для проведения исследований были изготовлены твердосплавные образцы размером 5x5x35 мм из стандартной смеси ВК10ОМ Кировоградского завода твердых сплавов. Выбор марки сплава обусловлен прогрессирующей

тенденцией использования особомелкозернистых сплавов группы ВК для создания современных высокоэффективных видов металлорежущего инструмента, используемых в тяжелых условиях резания [1].

Спекание образцов осуществляли по трем технологиям: в водородной среде (Т1) [9]; в вакууме (Т2) и в вакуумно-компрессионной печи под давлением азота 2.5 МПа (Т3). Перед спеканием в вакууме и перед компрессионным спеканием проводили предварительное нормализационное спекание в водороде при температуре 950 – 970 °С в графитовой крупке для выравнивания содержания углерода по объему образцов [9]. Из-за отсутствия в печатных работах информации о режимах спекания особомелкозернистых твердых сплавов режим вакуумного спекания сплава ВК100М был выбран, исходя из стандартного режима спекания среднезернистого твердого сплава ВК10, но при более низкой (1370 °С) температуре. Скорость нагрева в интервале температур 800 – 1370 °С составляла 3 – 5 град/мин.. Изотермическая выдержка составляла 30 мин при температуре 1370 °С.

Режим вакуумно-компрессионного спекания в разработанной в ИСМ установке [10] приведен на рис. 1. На отрезке (*a–б–в*) спекание проводилось в вакууме при $p=1 \times 10^{-5}$ МПа и температуре $T=1370^{\circ}\text{C}$ в течении 10 мин. Оно обеспечивало получение закрытой пористости образцов, что является одним из основных требований перед напуском азота в рабочую зону печи. Снижение температуры на отрезке *в – г* составило 50 – 60 °С и связано с подачей азота из баллонов в печь и недостаточной мощностью нагревательной системы установки.

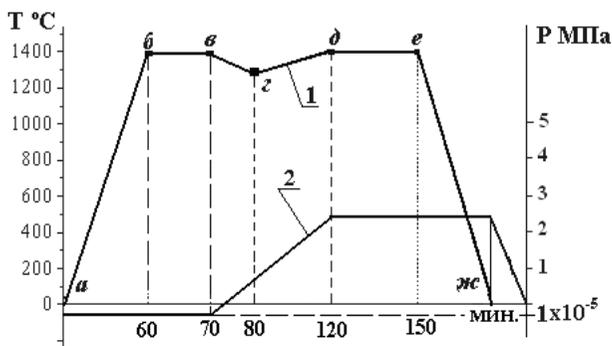


Рисунок 1 – Режим вакуумно-компрессионного спекания:
1 – изменение температуры печи от времени,
2 – изменение давления азота в печи от времени.

Давление 2.5 МПа азота согласно [10] обеспечивает полное уплотнение сплавов группы ВК и максимальное увеличение физико-механических характеристик твердых сплавов.

Структурные характеристики и физико-механические свойства твердых сплавов определяли по стандартным методикам.

Для создания ударных циклических нагрузок в процессе резания использовали цилиндрическую заготовку из стали 40Х (ГОСТ 4543-71 НВ 233) с шестью равномерно расположенными по кругу пазами шириной 10 мм. Режущие пластины изготавливались из полученных образцов, 5x5x35 мм. Радиус закругления при вершине режущей кромки r составлял 0,5 мм, а главный φ и вспомогательный φ_1 углы в плане – 45° .

Изготовленные пластины механическим способом закреплялись в специальной державке. Установкой резца на токарном станке обеспечивали следующие геометрические параметры инструмента:

передний угол $\gamma = -7^\circ$; задний угол $\alpha = 7^\circ$.

Параметры резания составляли: скорость резания – $v = 110 - 115$ м/мин.; подача – $S = 0,11$ мм/об; глубина резания – $t = 0,2, 0,5, 1,0$ и $2,0$ мм. Изменение глубины резания обеспечивало различные значения силы резания и соответственно, величину ударного нагружения на режущую пластину. Скорости резания была выбрана из условий выхода за интервал ($V = 60 - 90$ м/мин.) скоростей, при котором возможно возникновение нароста на передней поверхности резца [7]. Частота соударения кромки с пазами составляла 1890 ударов в минуту.

На каждой глубине резания испытывали по три пластины, спеченные по одной из указанных выше технологий.

В процессе проведения исследований фиксировали тангенциальную составляющую силы резания – P_z , имеющую наибольшее влияние на разрушение режущей кромки [11]. Силу резания P_z фиксировали с помощью тензометрического комплекса который состоит из устройства в виде тензометричного динамометра УДМ-600, модуля измерения, оснащенного АЦП и ПК на котором с использованием специально разработанного программного обеспечения проводилась регистрация и обработка полученных данных. Частота измерения силы составляла 20 Гц.

Момент потери работоспособности определяли по резкому изменению силы P_z , в случае его отсутствия по достижению критического ($0,5 \pm 0,05$ мм) размера h_3 ленточки износа на задней поверхности режущей пластины. Величину h_3 фиксировали с помощью инструментального микроскопа через каждые 5 мин. резания для глубин резания 0,2 и 0,5 мм и через каждые 2 мин. – для 1,0 мм. Характер износа и разрушений режущей кромки (РК) пластины также исследовали на инструментальном микроскопе.

Результаты исследований.

Физико-механические свойства и структурные характеристики исследуемых образцов приведены в таблице.

Таблица – Физико-механические и структурные характеристики образцов спеченных по различным технологиям

СВОЙСТВА	ТЕХНОЛОГИЯ СПЕКАНИЯ		
	Т. 1	Т. 2	Т. 3
КОЭРЦИТИВНАЯ СИЛА, НС КА/М	16,4	17,6	16,9
ПЛОТНОСТЬ Г Г/СМ ³	14,43	14,45	14,43
ТВЕРДОСТЬ НРА	89,7	89,8	89,9
ПРЕДЕЛ ПРОЧНОСТИ ПРИ ИЗГИБЕ R_{BM} , МПА	1720	1710	1790
КОЭФФИЦИЕНТ ИНТЕНСИВНОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ K_{IC} , МПА·М ^{1/2}	11,8	11,8	11,5
СРЕДНИЙ РАЗМЕР ЗЕРНА, D_{WC} МКМ	1,33	1,28	1,32
РАЗМЕР ОТДЕЛЬНЫХ КРУПНЫХ ЗЕРЕН WC , МКМ	12-20	10-15	12-16
ОБЪЕМНАЯ ПОРИСТОСТЬ, %	Д1 0,2	Д1 0,1	В1 0,02
КОЛ-ВО ПОР > 50 МКМ	2X51, 1X78	1X51, 1X55	–
КОЛ-ВО СВОБОДНОГО УГЛЕРОДА %	0,1	–	–

Как видно из таблицы для образцов, спеченных по технологиях Т1 и Т2, характеристики структуры и физико-механические свойства сплава имеют близкие значения и указывают на хорошее качество сплава. Характерным является неоднородность структуры – высокая относительная микропористость, наличие отдельных крупных пор размером > 50 мкм и отдельных крупных (10-20 мкм) зерен карбида вольфрама. Отличительным для (Т2) является меньшая микропористость и меньшее количество пор с размером больше 50 мкм.

В структуре образцов (Т3) после компрессионного спекания остаточная микропористость была значительно меньше (В1 0,02) и отсутствовали единичные крупные поры. В тоже время, плотность и твердость находились на том же уровне, что и для образцов Т1 и Т2, предел прочности при изгибе увеличился только на 5%, а значения K_{IC} уменьшились на $0,3\text{МПа}\cdot\text{м}^{1/2}$. Известно из работ Лошака М.Г. [5], что ударная усталостная прочность твердых сплавов зависит от их пористости. С этой позиции образцы Т3 должны обладать более высокими эксплуатационными свойствами, особенно в условиях воздействия ударных нагрузок. Образцы (Т2) должны занимать промежуточное положение.

На рис. 2 представлены графики зависимости величины h_z ленточки износа по задней поверхности и силы резания P_z при разных глубинах резания от времени работы режущих пластин, спеченных в разных условиях.

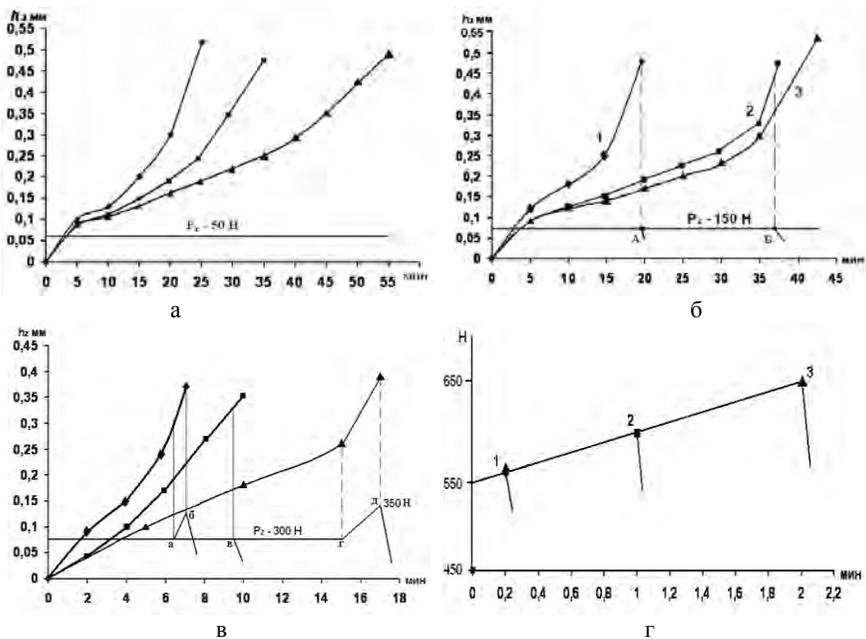


Рисунок 2 – Зависимость величины износа по задней поверхности h_3 и силы резания P_z от времени работы, для различной глубины резания и технологии спекания резцов из сплава ВК100М: а – $t = 0,2$ мм, б – $t = 0,5$ мм, в – $t = 1,0$ мм, г – $t = 2,0$ мм; ♦ – водородное спекание, ■ – вакуумное спекание, ▲ – компрессионное спекание.

Как видно из (рис. 2 а) при глубине резания 0,2 мм сила резания P_z составляла 50 Н и на протяжении всего времени работы инструмента для всех образцов существенно не изменяется, несмотря на постепенное увеличение величины h_3 . Все пластины изнашивались до заданного предельно допустимого значения h_3 без разрушения. Время достижения допустимого значения h_3 (0,5 мм) увеличивалось в ряду Т1 – Т2 – Т3, что свидетельствует вышесказанному предположению о эксплуатационной стойкости пластин, спеченных по различным технологиям.

Изнашивание всех пластин в данных условиях происходило в результате абразивного износа по задней поверхности (рис. 3 а) до достижения предельного (0,5 мм) размера h_3 . Образование следов нароста на передней поверхности всех пластин не обнаружено (рис. 3 б). Отличием является формирование неравномерного профиля ленточки износа по задней поверхности пластин, спеченных в водороде.

Таким образом, можно констатировать, что усталостная прочность сплава ВК100М, спеченного по вышеуказанным технологиям, является достаточной, для обеспечения его работоспособности при циклическом (частота уда-

ров 1890 ударов/мин) точении с глубиной резания 0,2 мм и силой $P_z = 50$ Н. При этом основным фактором, определяющим эксплуатационные свойства сплава ВК100М является стойкость абразивному износу.

При увеличении глубины резания до 0,5 мм, наблюдается уменьшение величины стойкости для всех исследуемых пластин. При этом происходит увеличение силы резания до 150 Н. Разница между стойкостями пластин Т1 и Т2 увеличилась в 1,85 раз. Соотношение стойкостей пластин Т1 и Т3 как и в предыдущем случае, составляет 2,2 раза (рис. 2 б). В данном случае отличительной особенностью является резкое уменьшение значения силы резания (рис. 2 б, т. А), которое произошло на 19 мин. при $h_3 = 0,48$ мм (рис. 2 б, линия 1) для образца Т1, и плавное на 38 минуте при $h_3 = 0,43$ мм (рис. 2 б, т. Б) для образцов Т2, в результате соответственно микроразрушения (рис. 3 в, г) и изменения профиля режущей кромки (рис. 3 е). До этого времени происходил абразивный износ обеих пластин (Т1) и (Т2) с образованием ленточки износа на задней поверхности. Износ пластин (Т3) как и при $t = 0,2$ мм происходил в результате абразивного изнашивания до $h_3 = 0,5$ мм. Таким образом, можно отметить, что обработка с $t = 0,5$ мм не позволяет выявить потенциал ударной прочности пластин, спеченных по технологии Т3.

Особо следует отметить что при точении пластинами Т2 начиная с 3 минуты и до времени достижения предельной величины износа h_3 наблюдается соединение элементов сходящей стружки. В результате происходило формирование непрерывной стружки длиной в 5-20 раз большей длины дуг по обрабатываемой поверхности между пазами заготовки. При исследовании образованной стружки на оптическом микроскопе при увеличении до 12,5 раз следов сварки частей стружки длиной, равной (с учетом ее усадки) длине отрезков между пазами, не обнаружено [2]. Также было установлено, что длина привара с передней поверхностью составляла 2,0 – 2,5 мм от вершины резца в направлении ее схода. Описание подобного явления в литературных источниках отсутствует. Необходимо также отметить, что образование достаточно прочного формирования стружки на контактной поверхности инструмента не приводит к изменению протекания процесса резания в отличие от образования нароста, которое сопровождается увеличением высоты неровностей обрабатываемой поверхности и изменением силы резания. В данном случае ни увеличение шероховатости, ни уменьшение силы резания не наблюдалось вплоть до до износа $h_3 = 0,45$ мм.

Необходимо также отметить, что интенсивность изнашивания пластин (Т2) и (Т3) стала практически одинаковой. после 35 мин. точения она резко возрастает от 0,3 до 0,45 мм.

Увеличение глубины до 1,0 мм не изменило соотношения стойкости исследуемых образцов. Сила резания увеличилась до 300 Н при точении всеми образцами (рис. 2 в). Привара стружки не было выявлено. Однако износ пластины (Т2) стал более интенсивным, чем Т3. Особенностью данного экспери-

мента явилось резкое увеличение силы резания P_z до 330 Н при обработке пластинами (Т1) (рис. 2 в, линия а-б), и 350 Н - (Т3) (рис. 2 в, линия г-д). Причиной повышения силы резания является интенсификация износа в результате микроскалывания инструментального материала, а снижение – его макроразрушения. При этом, потеря работоспособности резкое уменьшение силы резания P_z для пластин Т1 и Т3 произошла соответственно на 7 и 17 мин в результате макроразрушения режущей кромки. Пластина Т1 потеряла работоспособность при достижении $h_3=0,38$ мм, что значительно меньше запланированного значения критического размера. Для образцов после компрессионного спекания (Т3) износ по задней поверхности составлял 0,41 мм.

При обработке пластинами Т2 (рис. 2 в, линия 2) на протяжении всего времени работы сила резания оставалась постоянной. В тоже время уже на 15-й минуте работы потеря работоспособности произошла в результате макроразрушения режущей кромки, при износе по задней поверхности 0,35 мм (рис. 2 в, точка в). Важно отметить, что при этой глубине резания на передней поверхности не образовывается привар обработанного материала, а при работе отсутствует непрерывная сливная стружка.

Таким образом, при обработке данным способом, при обработке данным способом в более тяжелых условиях ($t = 1,0$ мм) более четко прослеживается разница ударостойкости твердого сплава, спеченного по разным технологиям.

При увеличении глубины резания до 2 мм на передней поверхности инструмента привара стружки выявлено не было. Максимальная продолжительность работы пластин составляла 2 минуты. На рис. 3 г приведено изменение во времени силы резания P_z , которая в начальный момент резания составляла для всех образцов 550 Н, а затем, в отличии от предыдущих экспериментов ее величина увеличивалось на протяжении всего времени резания. При этом стойкость пластин увеличивалась как и в предыдущих случаях от Т1 (рис. 2 г, точка 1) к Т2 (рис. 2 г, точка 2) и Т3 (рис. 2 г, точка 3). Следует отметить, что в данных условиях работы на образцы действует только сила P_z , которая приводит к разрушению режущей кромки, работоспособность пластин определяется в основном ударной циклической прочностью сплава которая увеличивалась от сплава спеченного в водороде (Т1), обладающего самой низкой стойкостью, к сплаву спеченному в вакууме (Т2) и вакуумно-компрессионным спеканием (Т3).

Характер скола режущей кромки в данном случае аналогичный наблюдаемому на рис. 3 в, г, однако имеет более разрушительный вид.

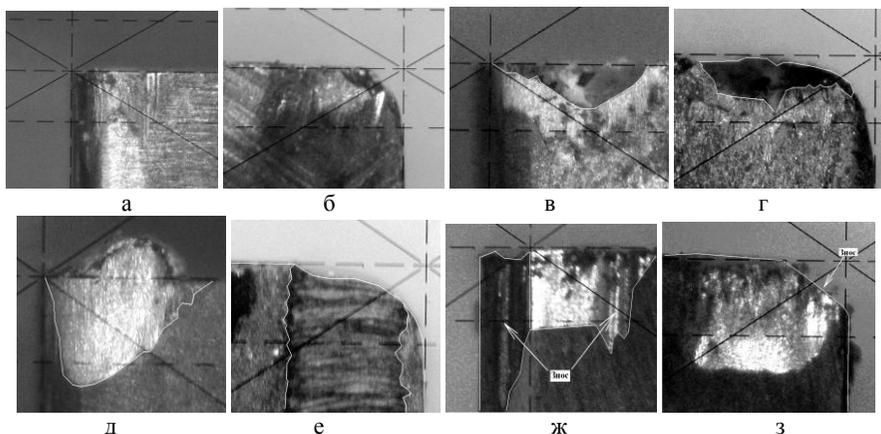


Рисунок 3 – Вид режущей кромки пластин из сплава ВК 100М спеченных по разным технологиям после окончания работы: а, б – глубина $t = 0,2$ мм, в – з – глубина $t = 0,5$ мм, а, б, в, г, – спекание в водороде, д, е, – спекание в вакууме, ж, з, – компрессионное спекание; а, в, д, ж – вид по задней поверхности, б, г, е, з – вид по передней поверхности $\times 50$.

По полученным данным были построены графики: зависимости отношения количества ударов которые воздействуют на режущую пластину до достижения критического износа или разрушения, пластин Т2 и Т3 к аналогичному параметру пластины Т1 от силы резания P_z .

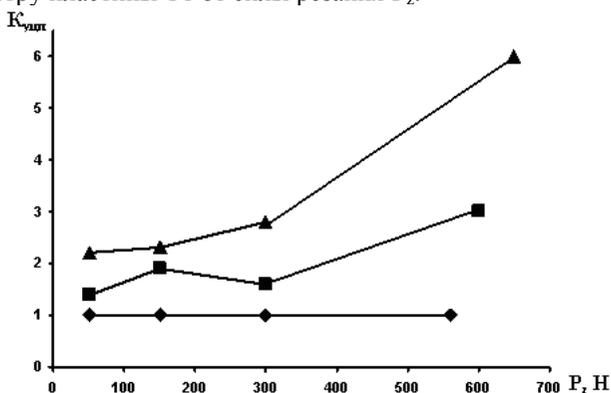


Рисунок 4 – Зависимость коэффициента ударной циклической прочности $K_{цикл}$ при точении в аналогичных условиях с различными значениями силы резания P_z образцов из сплава ВК 100М спеченных по различным технологиям: ◆ – спекание в водороде, ■ – вакуумное спекание, ▲ – компрессионное спекание.

Из рис. 4 следует, что количество ударов воздействующих на инструмент до потери работоспособности при всех глубинах резания увеличивается для образцов из сплава ВК100М спеченных в ряду Т1 – Т2 – Т3, и находится в пределах 1:2,2:2,2 при глубине 0,2 мм., возрастает до 1:3:6 при глубине 2 мм. При силах резания 50 и 150 Н это происходит за счет снижения интенсивности абразивного износа по задней поверхности. С увеличением силы резания больше 300 Н – за счет более высокой усталостной ударной прочности инструментального материала. Ударная прочность также возрастает в этом ряду с 1:2,2:2,2 при глубине 0,2 мм до 1:5:10 при $t = 2,0$ мм.

Уменьшение остаточной объемной пористости при компрессионном спекании, по сравнению с водородным и вакуумным спеканиями, привело к увеличению ударной циклической прочности сплава. Это соответствует результатам проведенных ранее исследований [5]. В тоже время при одинаковых характеристиках образцов, стойкость спеченных в вакууме возрастает от 2,2 до 5 раз по сравнению с водородным спеканием в результате дегазации сплава и очищения его от примесей.

По результатам проведенных исследований установлено, что данный метод определения ударной прочности наиболее эффективный при значении силы P_z больше 300 Н, (точении стали 40Х, частоте соударений 1890 ударов/мин.), глубине резания не менее 1,0 мм, так как при этих значениях на инструмент преимущественно воздействует P_z , а абразивный износ по задней поверхности оказывает незначительное влияние на работоспособность сплава.

Обсуждение результатов

Результаты проведенных исследований показывают, что исследование ударной стойкости инструментальных материалов путем точения заготовки с продольными пазами позволяет получить новые данные о поведении твердого сплава при резании с ударными нагрузками. Этот метод испытаний при разных глубинах резания позволяет оценивать влияние определенных видов износа инструмента к потере его работоспособности, в зависимости от способа спекания твердого сплава одной и той же марки. При этом с увеличением глубины резания от 0,5 до 1,0 мм критические значения ширины площадки износа по задней поверхности h_z , при котором наступает скалывание твердого сплава, существенно уменьшается (от $>0,5$ мм до 0,35 мм) (см. рис. 2).

Особенно интересен тот факт, что величина h_z при которой происходит скалывание режущей кромки пластины, при данной глубине резания практически одинакова, хотя время достижения данного значения. для пластин, спеченным по разным технологиям существенно отличаются. В целом это время зависит от интенсивности протекания абразивного износа и процесса микро-скалывания (рис. 2 а - в). То есть момент скалывания пластин зависит от величины ленточки износа и от способа их изготовления.

Интенсивность протекания абразивного износа для пластин Т1 и Т2 примерно одинаково, т.к. сплавы имеют практически одинаковые d_{wc} и свойства.

В тоже время, в структуре сплава пластины (Т2), спеченной в вакууме, имеется меньшее значение объемной пористости и меньшее количество крупных пор (см. таблицу), поэтому время достижения ими критического значения h_3 больше (рис. 2 а – в).

Только при глубине резания 0,5 мм (рис. 2 б) наблюдается расположение кривой Т2 на уровне с кривой Т3. В этом случае, как указывалось выше, наблюдается аномальное явления образование непрерывной стружки вместо прерывистой, а также ее приваривание к твердосплавной пластине, что приводит к замедлению процесса микроскальвания кромки. Механизм этого явления в данное время не исследован. Отсутствие такого эффекта на пластинах Т3 можно объяснить более плотной структурой данного сплава. Однако отсутствие такого явления на пластинах Т1, имеющие схожие с Т2 структурные характеристики и свойства, указывает на то, что наиболее вероятной причиной является повышенная адгезионная способность сплава после спекания в вакууме, в результате термодесорбция газов [1].

На наш взгляд явление образования непрерывной стружки и привар ее с передней поверхностью можно объяснить оптимальным соотношением сравнительно высокой температурой в контактной зоне, силы резания и силы сдвига. Наличие внутреннего трения в слое обрабатываемого материала зависит от способа спекания твердого сплава и способствует образованию непрерывной стружки.

Для более детального выявления природы указанного явления необходимо провести дополнительные исследования на других режимах резания с использованием других марок сплавов.

Пластины после компрессионного спекания наиболее низкую пористость, что обуславливает наименьшую интенсивность износа и микроскальвания в процессе резания.

В целом можно отметить, что предложенный метод испытаний твердых сплавов является структурно чувствительным, достаточно простым в практическом применении и может эффективно использоваться в практике производства твердых сплавов и лабораторных испытаниях при резании.

При небольших глубинах резания (0,2 мм) можно выявлять влияние технологии изготовления на эксплуатационные свойства пластин при превалировании механизма абразивного износа, при глубине 2,0 мм – стойкость при превалировании макроскальвания, а при глубине 1,0 мм – стойкость при комплексном влиянии абразивного износа микро- и макроскальвания. Во всех случаях метод является более чувствителен к способу изготовления, чем к характеристикам структуры.

Выводы

1. Впервые установлено высокую чувствительность метода прерывистого точения заготовки с продольными пазами при определении влияния технологии спекания на работоспособность металлорежущего инструмента при циклических ударных нагрузках, которые возникают в условиях черновой обработки.

2. Показано, что изменением глубины резания в пределах 0,2 – 2,0 мм можно изучать поведение сплава при разных механизмах износа или их комбинациях.

3. Рекомендовано стойкость твердых сплавов в зависимости от условий его эксплуатации определять при глубинах резания 0,2 мм (преимущественное влияние абразивного износа), 2,0 мм – (превалирование макроскалывания), и 1,0 мм (совместное влияние нескольких механизмов).

Использование представленной в работе методики испытаний позволит оптимизировать режимы спекания твердых сплавов для конкретных условий эксплуатации.

Список используемых источников: 1. *Панов В.С., Чувилин А. М., Фальковский В. А.* Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них. – М. МИСиС, 2004. 2. *Н.М. Прокопів, В.П. Бондаренко, О.В. Харченко, И.В. Цап.* Вплив умов спікання сплаву ВК10 ОМ на кінетику й механізми зносу його в умовах чистового й ударного точіння // Матер. Наук.-техн. конф. «Інтерпартнер 2008». – 2008. – С. 312–327. 3. *Новиков Н.В., Майстренко А.Л., Кулаковский В.Н.* Сопротивление разрушению сверхтвердых материалов. Киев. Наукова думка 1993. – 221 с. 4. *Лебедев А.А., Чечин Э.В.* Проблемы прочности. 1980, № 4, с. 32 – 34. 5. *Лошак М.Г.* Міцність твердих сплавів. – К. Наук. Думка, 1982. 6. *Лисовский А.Ф.* Формирование структуры композиционных материалов при обработке металлическими расплавами. – К.: Наук. думка, 2008. – 198 с. 7. *Башков В.М., Кацев П.Г.* Испытания режущего инструмента на стойкость. – М. Машиностроение, 1985. – С. 136, 256. 8. *С.М Ахметсагиров, А.Г. Ицук, М.А. Сальников, Г.В. Бичуров.* Влияние химической неоднородности и химического состава на циклическую ударную прочность твердосплавных зубков буровых долот на основе кабида вольфрама. // Вестник Самарского государственного технического университета. Серия Технические науки 2008 г. № 2 (22) С. 119-126. 9. *Бондаренко В.П., Павлоцкая Э.Г.* Спекание вольфрамовых твердых сплавов в прецизионно контролируемой газовой среде. – К: Наук. думка, 1995. 10. *Бондаренко В.П., Прокопів Н.М., Харченко О.В.* Термокомпрессионная обработка твердых сплавов. // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент – техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. – К.: Изд-во: ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины, 2004. – Вып.–7. – С. 252–256. 11. *Андреев А.А., Гаврилов А.Г., Падалко В.Г.* Прогрессивные технологические процессы в инструментальном производстве. – М.: Машиностроение, 1981. –214.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

MODELING OF TOOL WEAR IN HARD TURNING – A LITERATURE REVIEW

Tool wear has a huge influence on tool life and thus the cost of machining; therefore, it is important to identify cutting parameters and how they are affected by the wear processes. During hard turning abrasive, adhesive and diffusive wear mechanisms occur. Which will be the dominant mechanism mainly depends on cutting conditions and cutting temperature. With help of wear models the single wear mechanisms can be described separately or, using the combined models, we can describe the combination of these wear processes. These models have importance from the point of view of finite element (FEM) simulations since simulation software uses one or more of them.

Keywords: hard turning, tool wear, wear rate

1. INTRODUCTION

With hard turning we are machining hardened parts with high hardness (>50 HRC). As a result the tool is exposed to an increased load, thus higher demands are made on the tool. CBN materials, owing to their great thermal strength, wear resistance, high hardness at low and high temperatures, high thermal conductivity and low coefficient of thermal expansion, correspond to these strict requirements [1]. Hard turning is used typically as finish machining, therefore it has to meet strict requirements of economy and it has to provide parts with the determined quality standards.

If we want to evaluate a machining process from the point of view of economy, then we take into account those costs which are related to a given process, and compare them with a basic process. In hard turning the tool cost amounts to a significant proportion of the total machining cost. According to [2] the tool cost related to the machining of one part range between 9-39% of the total machining cost depending on whether the tool material is coated or uncoated.

The tool cost related to one machined part can be decreased by utilizing the tool life up to its maximum. The determination of tool life is based in advance on fixed tool life criteria: for example the permissible tool flank wear [3]. In the [4] article the authors determined the tool life of CBN tools on the whole range of cutting speed based on the flank wear measurement. This is often the appearance of any form of wear (flank or crater wear) in a given quantity. Therefore it is necessary to carry out an exact determination and quantification of wear processes. In the following sections we show the specific wear mechanism of CBN tool and the mathematical models used to describe them.

2. WEAR PROCESS OF CBN TOOLS AND ITS MATHEMATICAL MODEL

During metal cutting we can observe three main wear mechanisms: abrasion, adhesion and diffusion [5-7]. During cutting all three wear mechanisms appear at the same time, and depend on the cutting conditions one or another will be dominant. Adhesion and diffusion are thermally activated processes and thus are determinative at greater cutting temperatures (over 700-800°C) while at lower temperatures abrasion is the stronger mechanism [8, 9].

The existing wear models can be classified into two groups: one is based on the cutting parameters–tool life relation another is the process variables–wear rate relation [10]. The tool wear models, determine the ratio of volume wear loss–which occurs on the contact surfaces of the tool (flank and face surfaces)–related to unit area and unit time. To apply the wear models we need to know the wear mechanism, the coupled tool–workpiece material and the ranges of cutting parameters [11]. In the following we show the process variables–wear rate models for different single wear mechanisms and for combined wear mechanisms.

2.1. SINGLE WEAR MODELS

2.1.1. Abrasive Wear

Abrasive wear is caused by the scratching effect of hard particles between the tool and the workpiece [12], and the hard asperities of the workpiece. In the case of abrasive wear we distinguish between two-body and three-body wear processes based on the free abrasive particles, which come mainly from the material of workpiece [13].

With low CBN content tools several abrasive scratches can be seen at 150 m/min cutting speed and continuous surface cutting. So the main wear mechanism is abrasion [1]. Abrasive wear was first examined by Archard, who determined Eq. (1) related to wear rate (volume wear loss per unit area per unit time) [14]:

$$\dot{w}^I = K \frac{\sigma_n \cdot v_s}{H_a} \quad (1)$$

where: K – constant, depending on the coupled tool-workpiece materials; v_s – relative sliding velocity on tool-chip interface; H_a – asperity hardness on tool-chip interface; σ_n – normal stress on tool-chip interface.

Equation (1) determines the abrasive wear rate as a function of normal stress, relative sliding velocity and the asperity hardness.

In 1978 Usui et al., using FDM (finite difference method) methodology, determined the flank and crater wear with their wear equation (Eq. (2)), which was developed to describe adhesive wear [15]. Maekawa et al. in [16, 17] show that this model is suitable for describing the flank wear caused by abrasion.

$$\dot{w} = C \cdot v_s \cdot \sigma_f \cdot e^{\left(\frac{-\lambda}{\theta_f}\right)} \quad (2)$$

where: \dot{w} – wear rate; v_s – relative sliding velocity on tool-workpiece interface; σ_f – normal stress; Θ_f – absolute temperature; C , λ – constants, depending on the coupled tool-workpiece materials.

Rabinovitz et al. developed a mathematical model to determine the abrasive volume wear loss in that case when there are free abrasive particles between the two sliding surfaces [18]. This was extended by Huang and Liang for metal cutting [13] and they defined the following relation:

$$V_{\text{abrasion}} = \frac{v_c \cdot w \cdot VB \cdot \bar{\sigma} \cdot p_{\text{abrasion}} \%}{2} \cdot K \cdot \left(\frac{P_a^{n-1}}{P_t^n} \right) \cdot \text{tg} \Theta \cdot \Delta t \quad (3)$$

where: V_{abrasion} – tool volume loss due to abrasion within time interval; P_a – hardness of the abrasive particle; P_t – tool hardness; Θ – the average roughness angle of the abrasive particle; K , n – constants, known function of P_t/P_a [19]; $\bar{\sigma}$ – average normal stress; w – width of cut; $(p_{\text{abrasion}} \%)$ – percentage of the total normal force supported by abrasive particles; VB – flank wear length or wear land; v_c – cutting velocity; Δt – time interval.

2.1.2. Adhesive Wear

Adhesive wear is caused by the welding and breaking of asperities [12]. The contact area between the tool and workpiece is made up of asperities. Under high temperature and pressure these asperities are deformed plastically and welded, which causes microwelding between the tool and the workpiece. Due to the relative movement of the tool and workpiece these microwelds break away, which causes adhesive wear [13].

Usui et al. originally developed the mathematical model in Eq. (2) to describe adhesive wear. Huang and Liang suggest the following model for adhesive wear [13]:

$$V_{\text{adhesion}} = \frac{1}{b} \cdot p_0 \cdot K_0 \cdot (1 - p_{\text{adhesion}} \%) \cdot \bar{\sigma} \cdot e^{aT} \cdot v_c \cdot w \cdot \Delta t \quad (4)$$

where: V_{adhesion} – tool volume loss due to adhesion within time interval; p_0 – probability of forming a sizeable wear particle from the harder material; $p_{\text{adhesion}} \%$ – percentage of the total normal force supported by adhesive particles; v_c – cutting velocity; Δt – time interval; w – width of cut; $\bar{\sigma}$ – average normal stress; K_0 – constant; T – average temperature; a , b – hardness constants.

It can be seen from Eq. (4) that, the volume wear loss due to adhesion is independent of the flank wear (VB) but depends on the sliding distance [13].

2.1.3. Diffusive Wear

The high temperature caused by the cutting speed that occurs on the edge of tool causes diffusion between tool and chip. In the case of diffusive wear the atoms diffuse from the tool material into the chip and are removed with it [20]. Takeyama and Murata [8] showed that at high temperatures diffusive wear is the dominant wear mechanism. It can be described by modified the Takeyama-Murata model:

$$\dot{w} = D \cdot e^{\left(\frac{-E}{R \cdot T}\right)} \quad (5)$$

where: D – coefficient of diffusion; E – activation energy; R – gas constant T – local temperature.

It can be seen from Eq. (5) that the efficiency of the model strongly depends on the distribution of temperature in the tool material [21].

The CBN particles in the tool material are chemically stable, but under the usual cutting conditions, the binder material is relatively instable. During hard turning the diffusion of binder material causes the diffusive volume wear loss of the tool [13]. In the published diffusive wear model in [13], the authors suppose that the distribution of temperature on the tool-workpiece interface is homogenous and the concentration of the diffusing species (C_0) is constant. Furthermore, the velocity of diffusion is constant on the tool-workpiece interface and the concentration gradient $dc/dy_{y=0}$ at any point of interface does not change with time [22]. The volume wear loss caused by diffusion is:

$$V_{\text{diffusion}} = K_{\text{diffusion}} \cdot \sqrt{v_c \cdot VB} \cdot e^{-(K_Q/T+273)} \cdot w \cdot \Delta t \quad (6)$$

where: $V_{\text{diffusion}}$ – tool volume wear loss due to diffusion within time interval; D – coefficient of diffusion; K_Q – constant related with activation energy for diffusion; $K_{\text{diffusion}}$ – process-related diffusive wear coefficient.

The value of the $K_{\text{diffusion}}$ coefficient is constant for a given tool-workpiece combination, and independent of cutting conditions and tool edge geometry.

2.2. COMBINED WEAR MODELS

In the previous section we showed the mathematical models of different wear mechanisms. Nevertheless we know that these wear processes occur not individually but together. Therefore, for the more accurate description of wear mechanisms these models have to be combined. Here we show some combined models.

2.2.1. Takeyama–Murata Abrasive-Diffusive Wear Model

Takeyama and Murata [8] take into account the abrasive and diffusive wear mechanisms determining the wear rate in Eq. (7):

$$\frac{dW}{dt} = G(v, f) + D \cdot e^{\left(\frac{-E}{R \cdot T}\right)} \quad (7)$$

where: dW/dt – wear rate; $G(v, f)$ – abrasive term; v – cutting speed; f – feed rate; E – activation energy; R – universal gas constant; T – cutting temperature; D – coefficient of diffusion.

2.2.2. Coupled Abrasive-Diffusive Model

The modified Takeyama–Murata wear model describes diffusive wear, while the Usui model describes abrasive wear. The coupled abrasive-diffusive model – which is introduced in [23] – is the combination of the following wear models:

$$\begin{aligned} \frac{\partial W}{\partial t} &= \frac{\partial W_a}{\partial t} = A \cdot p \cdot v_s \cdot e^{-B/T} & T < T_{act} \\ \frac{\partial W}{\partial t} &= \frac{\partial W_a}{\partial t} + \frac{\partial W_d}{\partial t} = A \cdot p \cdot v_s \cdot e^{-B/T} + D(T) \cdot e^{-E/RT} & T > T_{act} \end{aligned} \quad (8)$$

where: $\frac{\partial W}{\partial t}$ – tool wear rate; $\frac{\partial W_a}{\partial t}$ – tool wear rate calculated according to the abrasive model; $\frac{\partial W_d}{\partial t}$ – tool wear rate calculated according to the diffusive model;

E – activation energy; R – gas constant; p – contact pressure at the interface between tool and chip; v_s – sliding velocity at the interface between tool and chip; T – tool temperature at the interface between tool and chip; T_{act} – activation temperature of the diffusive phenomenon.

This coupled abrasive-diffusive model is suitable to determine the wear in the case of non-orthogonal cutting, both in the initial transient phase of wear – when the abrasive wear mechanism is dominant – and in the steady state phase of wear, when diffusion is the dominant wear mechanism [23].

Unlike the Takeyama– Murata model in Eq. (7), the model in Eq. (8) takes into account the fact that at low cutting temperatures abrasive wear dominates, while at high cutting temperatures diffusive wear plays the major role.

3. SUMMARY

In this article we provided a short review about different wear models. It can be seen that the tool wear is a fairly complex process; the models contain several parameters which can be determined by experiments or measurements. The models shown are suitable for describing the wear mechanisms separately, but with the help of coupled or combined models we obtain models that determine the real processes more accurately. The wear models shown are used widely in FEM simulation.

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. Vitor Augusto A. de Godoy, Anselmo Eduardo Diniz: Turning of interrupted and continuous hardened steel surfaces using ceramic and CBN cutting tools. *Journal of Materials*

Processing Technology Volume 211, Issue 6, pp.1014-1025, 2011; **2. A. S. More, W. Jiang, W.D. Brown, A. P. Malshe**: Tool wear and machining performance of cBN-TiN coated carbide inserts and PCBN compact inserts in turning AISI 4340 hardened steel. Journal of Materials Processing Technology Vol. 180, Issues 1-3 2006 pp.253-262; **3. Kunderák J**: Method for defining the permissible wear of cutting tools in finishing machining, Rezanie i Instrument v technologických sistemakh No.66, pp.68-72, 2004; **4. A.G. Mamalis, J. Kunderák and M. Horváth**: Wear and Tool Life of CBN Cutting Tools. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology Volume 20, Number 7 (2002), pp.475-479, DOI: 10.1007/s001700200180; **5. Davies, M. A., Chou, Y., Evans, C. J.**: On Chip Morphology, Tool Wear and Cutting Mechanics in Finish Hard Turning, CIRP Ann., 45(1), pp.77-82 1996; **6. Chou, Y.**: Wear Mechanism of Cubic Boron Nitride Tools in Precision Turning of Hardened Steels, PhD, dissertation, Purdue University, 1994; **7. Narukati, N., Yamane, Y.**: Tool Wear and Cutting Temperature of CBN Tools in Machining of Hardened Steels, CIRP Ann., 45(1), pp. 23-28. 1979; **8. Takeyama, H., Murata, T.**: Basic Investigations on Tool Wear. transactions of the ASME – Journal of Engineering for Industry 85: pp.33-38. 1963; **9. Mathew P.**: Use of Predicted Cutting Temperatures in Determining Tool Performance. International Journal of Machine Tools & Manufacture 29 (4) pp.481-497 1989; **10. L. J. Xie, J. Schmidt, C. Schmidt, F. Biesinger**: 2D FEM estimate of tool wear in turning operation. Wear 258(10) (2005) pp.1479-1490; **11. Young-Chang Yen, Jörg Söhner, Blaine Lilly, Taylan Altan**: Estimation of tool wear in orthogonal cutting using the finite element analysis. Journal of Materials Processing Technology 146(1) pp.82-91 2004; **12. B. B. Bartha, J. Zawadzki, S. Chandrasekar, T. N. Farris**: Wear of Hard-Turned AISI 52100 Steel. Metallurgical and Materials Transactions Volume 36A, 2005 pp.1417-1425; **13. Y. Huang, S.Y. Liang**: Modeling of CBN Tool Flank Wear Progression in Finish Hard Turning. Transactions of the ASME Vol. 126, February 2004 pp.98-106; **14. J. F. Archard**: Contact and Rubbing of Flat Surfaces. J. Appl. Phys., 1952 vol. 24, pp.67-74; **15. E. Usui, T. Shirakashi, T. Kitagawa**: Analytical prediction of three dimensional cutting process, part 3: cutting temperature and crater wear of carbide tool, Trans. ASME J. Eng. Mater. Technol. 100 1978 pp.236-243; **16. K. Maekawa, T. Kitagawa, T. Shirakashi, E. Usui**: Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (part 2) prediction of flank wear, Bull. Jpn. Soc. Prec. Eng. 23 (1989) pp.126-133; **17. K. Maekawa, T. Kitagawa, T. Shirakashi, E. Usui**: Analytical prediction of flank wear of carbide tools in turning plain carbon steels (part 1) characteristic equation of flank wear, Bull. Jpn. Soc. Prec. Eng. 22 (1988) pp.263-269; **18. Rabinowicz, E., Dunn, L. A., Russel, P. G.**, 1961, A Study of Abrasive Wear under Three Body Conditions Wear 4, pp.345-355; **19. Kramer, B. M.**: Predicted Wear Resistances of Binary Carbide Coating. J. Vac. Sci. Technol. A, A4(6) 1986 pp.2870-2873; **20. G. List, G. Sutter, X. F. Bi**: Investigation of tool wear in High Speed Machining by using ballistic set-up. Wear 267 2009 pp.1673-1679; **21. Attia M H., Kops L. A.**: New Approach to Cutting Temperature Prediction Considering the Thermal Constriction Phenomenon in Multi-layer Coated Tools. Annals of CIRP 53 (1) pp.47-50 2004; **22. Kannatey-Asibu, E., Jr.**: A Transport-diffusion Equation in Metal Cutting and Its Application to Analysis of the Rate of Flank Wear. ASME J. Eng. 1985. 107: pp.81-89; **23. A. Attanasio, E. Ceretti, A. Fiorentino, C. Capellini, C. Giardini**: Investigation and FEM-based simulation of tool wear in turning operations with uncoated carbide tools. Wear 269 pp.344-350 2010.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Д.В. Ромашов, Д.О. Федоренко,
В.А.Федорович, д-р техн. наук, Харьков Украина

ОСНОВЫ 3D МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ШЛИФОВАНИЯ

Шліфування є найбільш поширеним високопродуктивним способом прецизійної обробки деталей машин. Вивчається процес високошвидкісного шліфування, застосування якого особливо актуально для обробки надтвердих матеріалів. Розглянуті основні проблеми, що виникають при надшвидкісному шліфуванні, а також розглянуті перспективи їх вирішення з використанням методів математичного моделювання.

Шлифование является наиболее распространенным высокопроизводительным способом прецизионной обработки деталей машин. Изучается процесс высокоскоростного шлифования, применение которого особенно актуально для обработки сверхтвердых материалов. Рассмотрены основные проблемы, возникающие при высокоскоростном шлифовании, а также перспективы их решения с использованием методов математического моделирования.

Grinding is the most common way to high-precision machining of machine parts. We study the process of high-speed grinding, the use of which is especially important for the processing of super hard materials. This article describes the main problems associated with high-speed grinding, as well as the prospects for their solution, using mathematical modeling methods.

Введение

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.

При повышении скорости шлифования свыше 80 м/с уменьшается толщина среза материала каждым абразивным зерном, изменяются условия стружкообразования и других параметров процесса абразивной обработки [4]. Высокоскоростное шлифование повышает производительность, точность и качество обработанной поверхности [2-5]. В связи с этим повышение скорости резания считается одним из наиболее перспективных направлений повышения эффективности операций шлифования и расширения его технологических возможностей.

Большое внимание уделяется выбору параметров связующего компонента для обеспечения работы круга на высоких скоростях. Выбор подходящего связующего компонента не является простым и тут может доминировать традиционный подход. Однако, в современных условиях необходимо внедрение новых связующих компонентов, а так же системы их выбора для конкретных условий обработки.

Результаты фундаментальных теоретических и экспериментальных исследований в области абразивной обработки, выполненных отечественными и зарубежными учеными, наглядно демонстрируют, что эффективность процесса шлифования напрямую зависит от скорости резания. В то же время практика показала, что при высокоскоростном шлифовании значительно повышается контактная температура шлифования, увеличиваются интенсивность вибраций и центробежные силы, приложенные к вращающемуся кругу, а высокая скорость воздушного потока вокруг круга, препятствует проникновению охлаждающей жидкости в зону резания [5].

Основными факторами, сдерживающими массовое внедрение высокоскоростного алмазного шлифования, являются стоимость инструмента, недостаточное понимание физики процесса, а также то, что высокоскоростные режимы обработки требуют подходящего оборудования, с соответствующими шпинделями, шлифовальным инструментом, подсистемами и жесткостями [5].

Решающим фактором в повышении эффективности работы алмазно-абразивных инструментов является, на наш взгляд, применение научно обоснованных режимов резания и рациональный подбор компонентов круга, позволяющих также существенно увеличить период стойкости шлифовальных кругов.

Как свидетельствует международный опыт, моделирование процессов обработки является действенным инструментом для исследования факторов, определяющих эффективность шлифования и оптимизации процесса [2-5].

Исходя из изложенного, целью настоящей работы является 3D моделирование процесса шлифования, в результате которого можно прогнозировать поведение инструмента в заданных условиях и определить критерии для обоснованного выбора материалов и конструкций при создании эффективно абразивного инструмента [2-6].

Результаты и их обсуждение

При выполнении работы были использованы современные методы проведения модельных экспериментов. В основе комплекса расчетов и прогнозирования эксплуатационных характеристик использовался метод конечных элементов (МКЭ). В работе применялись новейшие аналитические CAD/CAE- комплексы, такие как: ANSYS, CosmosWorks, SolidWorks. Для получения математической модели процессов изготовления и эксплуатации кругов для высокоскоростного шлифования использован метод многофакторного эксперимента.

Общий вид математической модели:

$$Y = b_0 + \sum b_i X_i + \sum b_{ij} X_i X_j + \sum b_{ii} X_i^2 + \dots \quad (1)$$

В модели присутствуют: X (независимые переменные, факторы) - режимы деформации, термической обработки, режимы резания; Y - (зависимые

переменные, отклики, параметры оптимизации, функции цели); коэффициенты b_i , находятся расчетным путем. Существенным является то обстоятельство, что каждому набору уровней входов соответствуют определенные значения выходов.

Для серии опытов по изготовлению кругов для высокоскоростного шлифования были приняты такие влияющие факторы: коэффициент температурного расширения металлофазы ($0,5e-05 - 1,7e-05$ 1/К), модуль упругости покрытия зерна ($1,01e+011 - 9e+011$ Н/м²), модуль упругости связки ($1,9e+011 - 6,9e+011$ Н/м²) и температура спекания ($400 - 800$ °С).

Используя выбранные исходные данные, проведена серия модельных экспериментов по спеканию алмазонасного слоя. Получены все возможные картины распределения полей напряжений и деформаций в зоне спекания от выбранных факторов

Исходя из этого, выявлена математическая модель, описывающая процесс изготовления кругов для высокоскоростного шлифования в выбранном диапазоне факторов:

$$Y = 23.12 + 0.04X_1 - 0.17X_2 + 3.66X_3 + 0X_4 - 0.001X_1X_2 + 0.006X_1X_3 + 0X_1X_4 - 0.03X_2X_3 + 0X_2X_4 + 0X_3X_4 + 1.28X_1^2 + 1.50X_2^2 + 1.25X_3^2 - 2.36X_4^2 \quad (2)$$

На рисунке 1 показана зависимость напряжений от модуля упругости связки при различных покрытиях алмазных зерен (для процесса спекания алмазных кругов для высокоскоростного шлифования).

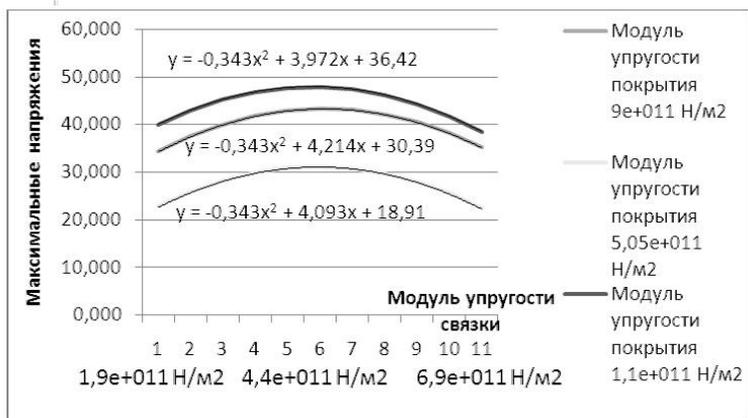


Рисунок 1 – Зависимость напряжений от модуля упругости связки при различных покрытиях алмазных зерен.

При анализе результатов моделирования выявлено, что разрушающие напряжения в значительно меньшей мере зависят от температуры и КТР ме-

таллофазы при определенном сочетании марок покрытий алмазных зерен и марок связующих компонентов круга. Визуализация полей напряжений в зоне спекания (худший вариант) показана на рисунке 2.

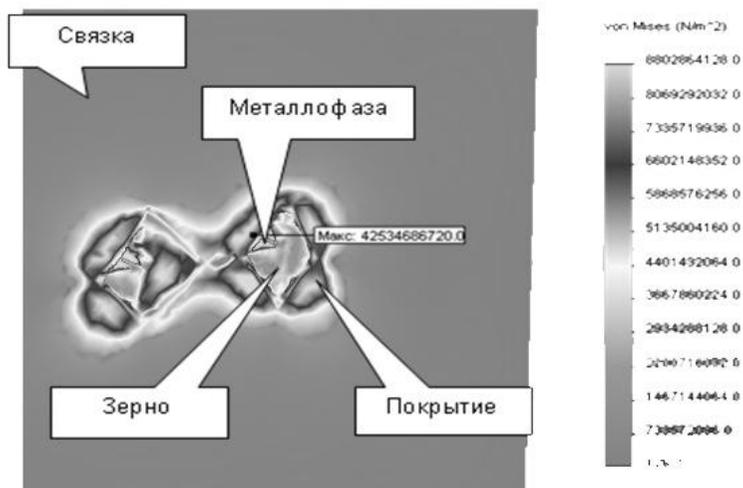


Рисунок 2 – Визуализация полей напряжений худшего варианта из серии опытов по спеканию кругов в заданном диапазоне факторов

Для моделирования процесса высокоскоростного шлифования применялась та же методика проведения многофакторного эксперимента, основанная на зависимости (1).

Для серии опытов по изготовлению кругов для высокоскоростного шлифования были приняты такие влияющие факторы: коэффициент температурного расширения металлофазы ($0,5e-05 - 1,7e-05$ 1/K), модуль упругости связки ($1,9e+011 - 6,9e+011$ мН/м²), температура (400 – 800 °С), скорость обработки (90 – 200 м/с).

Для описания процесса обработки была получена математическая модель:

$$Y = 23.12 + 0.04X_1 - 0.17X_2 + 3.66X_3 + 0X_4 - 0.001X_1X_2 + 0.006X_1X_3 + 0X_1X_4 - 0.03X_2X_3 + 0X_2X_4 + 0X_3X_4 + 1.28X_1^2 + 1.50X_2^2 + 1.25X_3^2 - 2.36X_4^2 \quad (3)$$

Рисунок 3 показывает результаты модельных экспериментов по расчету зависимостей напряжений в зоне микрорезания от прочностных свойств связок. При помощи моделирования установлено, что при работе на высоких скоростях связка становится настолько жесткой, что зерна не могут демпфировать при ударе и разрушаются хрупко с образованием острых граней. Дан-

ные результаты особенно актуальны для обработки сверхтвердых материалов. Диапазон оптимальных скоростей обработки при этом составляет от 150 до 180 м/с.

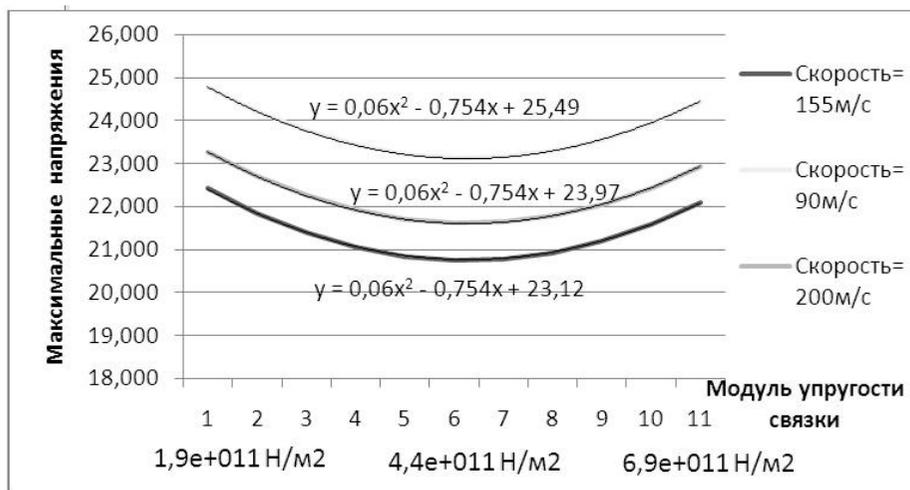


Рисунок 3 – Зависимость напряжений в зоне микрорезания от модуля упругости связки при варьировании скорости резания

На рисунке 4 показана визуализация полей напряжений во фрагменте алмазного слоя, зерне и обрабатываемом материале.

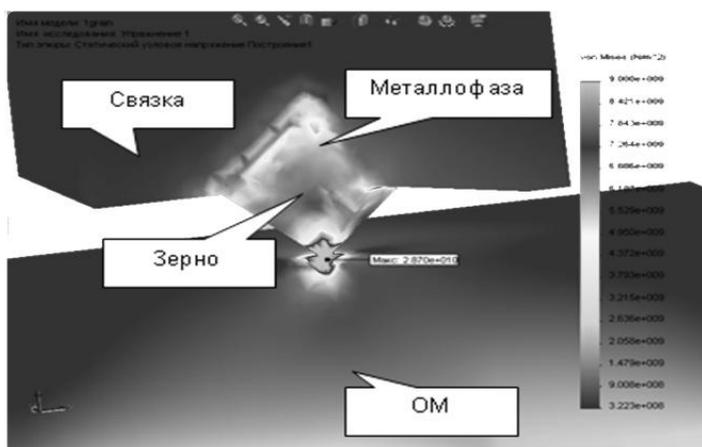


Рисунок 4 – Визуализация полей напряжений в зоне микрорезания при обработке со скоростью 155 м/с

Вокруг зерна виден упрочненный не разрушенный слой связки, а так же поверхность отлома края зерна.

Выводы

Изучен процесс изготовления кругов на различных связках методом 3D моделирования его напряженно-деформированного состояния для возможности изготовления данного круга для условий сверхскоростного шлифования.

На основе модельных экспериментов и теории математического планирования выявлены модели, описывающие процесс изготовления и применения кругов для высокоскоростного алмазного шлифования с множеством влияющих факторов.

Получены результаты о возможности уменьшения влияния разрушающего температурного фактора при изготовлении кругов за счет использования определенных сочетаний марок связок и покрытий алмазных зерен.

Показан эффект упрочнения связки вокруг заделки алмазного зерна в рабочем диапазоне скоростей от 150 до 180 м/с. При обработке сверхтвердых материалов это способствует образованию субмикроромок на алмазных зернах, что приводит к улучшению качества обрабатываемого СТМ.

Список использованных источников: 1 Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении: Уч. пособие / Под. ред. А.И. Грабченко. - Харьков: ХГПУ, 1999. - 436 с. 2 V. V. Gol'din, V. G. Zhuravskii and P. A. Pravil'shchikov CALS technologies and tolerant translators Automation and Remote Control, Volume 68, Number 4, 710-726 3 M. J. Jackson, C. J. Davis, M. P. Hitchiner, and B. Mills, High-Speed Grinding with c.B.N. Grinding Wheels – Applications and Future Developments, Journal of Materials Processing Technology (2001), 110, 78-88. ISSN 0924-0136. 4 Karpuschewski, B., Wehmeier, M., and Inasaki, I., 2000, Grinding Monitoring System Based on Power and Acoustic Emission Sensors, Annals of the CIRP 49/1:235-240. 5 J.F.G. Oliveira, E.J. Silva, C. Guo, F. Hashimoto (2009) Industrial challenges in grinding. Annals of the CIRP 58 663–680 6 M. J. Jackson, N. Barlow, and K. K. B. Hon, Computer Aided Design of High-Performance Grinding Tools, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (London), Part B - Journal of Engineering Manufacture, (2001), 215, 583-588. ISSN 0954-4054.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

А.А. Симонова, канд. техн. наук, Кременчуг, Украина,
Н.В. Вerezуб, д-р техн. наук, Харьков, Украина,
А.Г. Пономарев, Киев, Украина

ТЕХНОЛОГИЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ИЗДЕЛИЙ ИЗ НАНО- И СУБМИКРОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ

Розглянуто технологію виготовлення виробів із нано- та субмікроструктурних металів та сплавів. Проведено аналіз методів отримання заготовок з об'ємною нано- та субмікроструктурною будовою. Вказані можливі галузі застосування матеріалів з новими властивостями. Відзначені проблеми, які виникають при виготовленні виробів як у процесі механічної обробки, так і методами порошкової металургії. Запропоновано шляхи пошуку раціональних умов обробки різанням заготовок з нано- та субмікроструктурною будовою.

Рассмотрена технология изготовления изделий из нано- и субмикроструктурных металлов и сплавов. Проведен анализ методов получения заготовок с объемной нано- и субмикроструктурной структурой. Указаны возможные области применения материалов с новыми свойствами. Отмечены проблемы, возникающие при изготовлении изделий как в процессе механической обработки, так и методами порошковой металлургии. Предложены пути поиска рациональных условий обработки резанием заготовок с нано- или субмикроструктурной будовою.

The products manufacture technology of nano- and sub microcrystalline metals and alloys is considered. Analysis methods for obtaining workpieces with bulk nano- and sub microcrystalline structure is held. Possible applications of materials with new properties are listed. Problem arising in the products manufacture ion the machining and powder metallurgy methods are noted. The ways of finding rational conditions of machining workpieces with a nano- and sub microstructure are proposed.

Повышенный интерес к поликристаллическим металлическим материалам вызван особыми их свойствами при уменьшении размера зерен в материале до 1 – 10 мкм (микроструктурные (МК) материалы) или еще меньше – до 10 – 100 нм (нанокристаллические (НК) материалы). Промежуточное положение занимают субмикроструктурные (СМК) материалы с размером кристаллитов 0,1 – 1 мкм [1].

К нанокристаллическим принято относить материалы, у которых размер отдельных кристаллитов или фаз, составляющих структурную основу, не превышает 100 нм хотя бы в одном направлении [1]. Однако в последнее время существует тенденция относить к наноматериалам системы, новые функции которых зависят от наноэффектов их компонентов. Нижняя граница диапазона обусловлена критическим размером нанокристаллического материала как структурного элемента, имеющего упорядоченное строение, т.е. кристаллическую решетку. Верхняя же граница диапазона обусловлена тем, что существенные изменения свойств материалов начинаются при размерах наноструктурных элементов приблизительно от 100 нм. Этот предел является весьма условным.

В настоящее время разработан ряд эффективных методов получения материалов с ультрамелкими зёрнами, как для исследовательских, так и для промышленных целей [1, 2].

Для получения наноматериалов конструкционного назначения используют различные методы, которые можно разделить на четыре группы (табл. 1) [3]:

- порошковая металлургия (компактирование нанопорошков),
- кристаллизация из аморфного состояния,
- интенсивная пластическая деформация,
- различные методы нанесения наноструктурных покрытий.

Таблица 1 – Методы получения нанокристаллических материалов конструкционного назначения

Метод	Способы	Материалы
Компактирование нанопорошков	Прессование и спекание. Спекание под давлением	Металлические материалы, керамика, керметы, композиционные материалы, полимеры
Кристаллизация аморфных сплавов	Кристаллизация аморфных сплавов. Консолидация аморфных порошков с последующей кристаллизацией.	Аморфизирующиеся металлические материалы
Методы нанесения наноструктурных покрытий	Электrolитическое осаждение, химическое и физическое осаждение из газовой фазы и др.	Металлические материалы, керамика, композиционные материалы
Интенсивная пластическая деформация	Равноканальное угловое прессование. Деформация кручением при высоких давлениях. Всесторонняя ковка.	Металлические материалы

Размер зёрен, морфология и текстура могут меняться в зависимости от соответствующих технологических параметров процесса получения наноматериалов.

Методы порошковой металлургии широко используются для получения нанопорошков и объёмных наноматериалов. Для этого используют нанопорошки с размером частиц менее 100 нм, крупнозёрнистые порошки с нанокристаллической структурой, полученные методом механического легирования, или аморфные порошки, которые подвергают контролируемой кристаллизации в процессе консолидации.

К настоящему времени разработаны различные методы получения нанопорошков. Общим принципом получения нанопорошков является сочетание высокой скорости образования центров зарождения частиц при малой скорости их роста. Технические и конструкционные решения по созданию необходимых для этого условий могут быть различными. Распределение частиц по размерам, их структура и свойства в значительной степени определяются ус-

ловиями формирования частиц и, следовательно, зависят от методов их получения. Основные требования к методам получения нанопорошков заключаются в возможности контроля и управления параметрами процесса, узком распределении частиц по размерам, воспроизводимом получении порошков контролируемой дисперсности, химического и фазового состава.

Какой-либо один метод не может быть применен для получения всех классов нанопорошков. Поэтому для более широкого применения нанопорошков необходимо разрабатывать методы с относительно низкой себестоимостью их производства [4].

Многообразие методов консолидации, используемых в порошковой металлургии, обеспечивает достаточно широкие технологические возможности для получения высокоплотных и пористых материалов. На уплотнение дисперсных порошков значительное влияние оказывают такие параметры, как средний размер частиц, содержание примесей, состояние поверхности, форма частиц и способ прессования. Для прессования нанопорошков наиболее широко распространено одноосное прессование: статическое (в пресс-формах, штамповка), динамическое (магнитно-импульсное, взрывное) и вибрационное (ультразвуковое) прессование [5-7]. Для получения высокоплотных однородных материалов используется всестороннее (изостатическое) прессование: гидростатическое, газостатическое, квазигидростатическое (в специальных пресс-формах под высоким давлением) [8].

Для получения объемных наноматериалов из порошков в основном используют методы прессования при комнатной температуре с возможным последующим спеканием и спекание под давлением.

Применение квазигидростатического прессования повышает плотность поковок по сравнению с одноосным прессованием. С увеличением давления квазигидростатического прессования от 1 до 10 ГПа относительная плотность компактов железа возрастает примерно в 1,5 раза [8]. Для никелевых порошков при давлении прессования 1 ГПа применение квазигидростатического прессования позволяет повысить плотность поковок примерно в 1,2 раза [8]. Методом магнитно-импульсного прессования добиваются более высокой плотности компактов по сравнению со статическим прессованием [5]. Ультразвуковое компактирование позволяет повысить равномерность плотности прессовок [6]. Перспективным представляется компактирование методами интенсивной деформации. Компактирование порошков меди со средним размером частиц 28 нм, полученных механическим размолотом в шаровой мельнице, кручением под высоким давлением, получают образцы диаметром 20 мм и толщиной 0,5 мм, имеющие размер зерна 75 нм при пористости 2% [9].

С уменьшением размера частиц температура спекания порошков значительно уменьшается. Спекание нанопорошков без давления при сравнительно низких температурах не позволяет получить материал с малым размером зерна без пор. При высоких же температурах плотность образцов возрастает, но

увеличивается размер зерна. Проблему в какой-то мере можно решить микроволновым нагревом с высокой скоростью, что увеличивает усадку при спекании порошков, например, на основе оксида алюминия, и снизить размер зерна спеченных компактов из диоксида титана [9].

Перспективным является метод контролируемого спекания, позволяющий получить наноструктуру при отсутствии пор. В случае контролируемого изотермического спекания отсутствие пористости прессовок из оксида иттрия достигается при росте зерна до 400 нм. Контролируемое двухступенчатое спекание с перегревом до 1250 – 1310°C и последующим спеканием при 1150°C позволяет достичь размера зерна около 100 нм при отсутствии пористости в этих прессовках [10].

Преимущества приложения давления при уплотнении порошков известно со времени изобретения технологии горячего одноосного прессования. Разработка методов горячего изостатического прессования (ГИП) и горячей экструзии открыла путь для производства из порошковых материалов и изделий с уникальными свойствами. Эти процессы, позволяющие получать беспористые микроструктуры при минимальных температурах с минимальными добавками активаторов спекания, хорошо описаны в литературе. Множество технологий псевдо-ГИП или изостатическойковки, которые характеризуются использованием негазовой среды, передающей давление от пуансона на заготовку. Вне зависимости от консолидируемого материала методы консолидации можно классифицировать по величине, продолжительности и виду напряженного состояния, которые обусловлены способом приложения давления.

Быстрое всестороннее компакрование – процесс квазиизостатической консолидации, используемый для уплотнения порошков. Метод предполагает использование ковочного пресса и закрытой пресс-формы для приложения давления к предварительно нагретой конструкции, называемой жидкой матрицей [11].

В таблице 2 приведено пять различных процессов. Характеристики процесса быстрого всестороннего компакирования (БВК) или изостатическойковки быстрым всесторонним компактированием занимают среднее положение среди других процессов.

Таблица 2 – Сравнение методов спекания порошков под давлением

Процесс	Величина давления, ГПа	Продолжительность давления, с	Направленность давления
Горячее прессование	0,01—0,03	$10^3—10^4$	одноосное
ГИП	0,1—0,3	10^3-10^4	изостатическое
Горячая экструзия	0,1—1,0	$10^2—10^4$	сложное
БВК	0,1—1,0	$10—10^2$	изостатическое
Взрыв	10—100	$\sim 10^{-6}$	сложное

Наиболее перспективным способом получения объемных наноматериалов является спекание нанопорошков под давлением. Для получения металлических наноматериалов предварительно прессуют заготовку с низкой плотностью (30 – 40%), затем ее нагревают до температуры восстановления оксидов с выдержкой до полного их восстановления и прикладывают давление прессования, необходимое для достижения плотности, близкой к теоретической [12]. Например, с увеличением давления прессования нанопорошков железа до 400 МПа температура спекания, при которой отсутствует пористость, уменьшается от 700 до 350°C, размер зерна спеченных компактов при этом уменьшается от 1,2 мкм до 80 нм, т.е. больше, чем на порядок [12].

Для получения массивных равноплотных компактов с гомогенной зеренной структурой хорошо проявляют себя методы горячего изостатического прессования и газовой экструзии (ГЭ). При использовании метода ГИП следует учитывать, что высокая удельная поверхность нанопорошков приводит к их высокой газовой насыщенности. Поэтому перед компактированием порошки необходимо дегазировать [12].

Метод ГЭ, заключающийся в получении прессовки гидростатическим давлением при комнатной температуре, предварительной ее термической обработке в среде водорода при низкой температуре и экструдировании при повышенной температуре, позволяет компактировать порошки при кратковременном температурном воздействии и достаточно больших давлениях. Развиваются также методы плазмоактивированного спекания под давлением [13].

Одним из способов получения объемных нанокристаллических материалов является кристаллизация объемных аморфных сплавов (ОАС) [14]. Здесь задача подразделяется на две: получение объемных аморфных сплавов и их кристаллизация. Первая задача может быть решена при использовании закалки из расплава, обработки в шаровых мельницах с последующим компактированием и интенсивной пластической деформации [14]. Процесс аморфизации зависит от химического состава сплава. Традиционным способом получения аморфных сплавов является легирование элементами – аморфизаторами, такими как углерод, фосфор, бор и цирконий [15]. Альтернативный путь состоит в выборе базовой эвтектики, образуемой при взаимодействии двух или нескольких фаз – стеклообразователей и легировании этих фаз – стеклообразователей с целью понижения температуры плавления и подавления образования первичных кристаллов при затвердевании сплава. Эффективность такого подхода была показана в работах для ОАС как на основе циркония, так и на основе железа, причем и в случае закалки из расплава, и в случае обработки в шаровой мельнице [15].

Наиболее распространенным и изученным способом получения ОАС является закалка из расплава. Толщина обычно получаемой аморфной ленты в

этом случае составляет 30 мкм [14]. Изменением химического состава можно изменять склонность к аморфизации и, соответственно, толщину получаемого образца. Максимальные размеры ОАС, достигающие десятков миллиметров, были получены при закалке из расплава стержней из сплавов на основе циркония [14]. Но аморфные сплавы на основе циркония имеют недостаточно высокую прочность, склонны к образованию оксидов, включений и пленок, а также взаимодействуют с материалом тигля. Получение ОАС циркония возможно только при использовании высокочистых исходных компонентов и методов левитационной и дуговой вакуумной плавки.

Проведенные исследования ОАС [14] позволили выделить две перспективные для практического использования системы: Fe (Mo, Cr, Ni, Co, W, Al...) – P – C и Fe (Ni, Cr, Mn...) – Nb – В, имеющие ряд преимуществ:

- отсутствие активных элементов, таких как цирконий и титан;
- низкие температуры плавления 910 – 1120°C;
- отсутствие взаимодействия расплава с материалом тигля;
- низкие критические скорости охлаждения расплавов;
- возможность использования современных металлургических технологий

комплексного рафинирования и термической обработки расплава.

Для обеих систем характерно наличие гладкой зеркальной поверхности с аморфной структурой, повышающей износо- и коррозионную стойкость материалов. Сплавы обеих систем в аморфном состоянии – магнитотвердые, а в нанокристаллическом состоянии – магнитомягкие. Стеклообразующая способность Fe – P – C сплавов несколько ниже, чем у Nb – В сплавов, однако пластичность выше. Высокая твердость сплавов системы Fe – Nb – В в аморфном состоянии ($H_v = 11$ ГПа) повышается еще больше при переходе в нанокристаллическое состояние ($H_v = 18$ ГПа). Для Fe – Nb – В сплавов характерна также высокая магнитная проницаемость и высокое удельное электропротивление.

В настоящее время наибольшая толщина аморфного слоя 6 мм, а, следовательно, и наиболее высокая стеклообразующая способность среди ОАС на основе железа достигнута для сплава Fe₆₁Co₇₇Zr₀Mo₅W₁B₁₅ [15], чьи достоинства ограничены большим содержанием циркония. Методами закалки из расплава получены ленты толщиной 30 – 50 мкм, стержни диаметром 2 – 4 мм и гранулы диаметром 1 – 4 мм [14]. Для этого сплава показана возможность формирования нанокристаллической структуры не только при кристаллизации из аморфного состояния, но и при закалке расплава со скоростью немного ниже критической [14].

В ходе интенсивной пластической деформации также возможна аморфизация материала. Например, при кручении под высоким давлением при комнатной температуре Ni – Ti сплавов с памятью формы, в зависимости от исходного состояния формируются разные структуры: аустенитная исходная структура приводит к нанокристаллической, мартенситная – к аморфной [16].

Следует отметить, что далеко не все объемные аморфные сплавы улучшают свои функциональные свойства при кристаллизации. Тем не менее, представляется перспективным использование аморфно-нанокристаллических сплавов на основе железа для изготовления режущего инструмента, высокоэнергетических пружин, электромагнитных устройств и износостойких деталей.

Последние годы ознаменовались растущим интересом к развитию методов интенсивной пластической деформации (ИПД) для получения НК и СМК металлов и сплавов, обладающих уникальными свойствами [1, 3]. Данный подход основан на использовании ИПД как способа обработки металлов в условиях высоких приложенных давлений для измельчения их микроструктуры до наноразмеров [2]. ИПД обработка направлена на получение однородных наноструктур по всему объему образца. Наноструктуры могут быть сформированы как в чистых металлах, так и в сплавах (включая промышленные).

Известно, что субмикрокристаллические (СМК) материалы могут быть определены как поликристаллы с очень малым размером зерна, где средний его размер составляет менее одного микрона, т.е. относится к субмикронному (100 – 1000 нм) или нанокристаллическому (< 100 нм) диапазонам. Кроме того, в ИПД материалах внутри зерен, как правило, содержатся дислокационные субструктуры с размерами элементов в нанодиапазоне. Поэтому СМК металлы и сплавы, полученные методами ИПД, обычно относят к классу объемных НК материалов.

Для использования методов ИПД с целью получения СМК металлов и сплавов с преимущественно большеугловыми границами зерен выделено пять правил обработки для измельчения зерен. Четыре из них связаны с требованиями к режимам и маршрутам ИПД методов, а пятое относится к природе исследуемого материала. Кратко рассмотрим эти правила (более подробное описание режимов и маршрутов ИПД обработки можно найти в последних книгах и обзорах по данной тематике [2, 17]).

1. Весьма важным требованием к обработке методами ИПД является проведение деформирования при низких температурах (как правило, меньше $0,47 T_{n.l}$). Только в этих условиях возможно достижение высокой плотности дислокации 10^{14} м^{-2} и выше вплоть до предельных значений $10^{16} - 10^{17} \text{ м}^{-2}$ [5, 40], что необходимо для формирования СМК – структуры. Повышение температуры обработки ведет к резкому уменьшению плотности дислокаций и увеличению (> 1 мкм) размера зерен.

2. Степень деформации при обработке (истинная деформация) должна превышать 6 – 8. Хотя сильное измельчение микроструктуры и достижение плотности дислокаций более 10^{14} м^{-2} происходят уже при деформации 1 – 2 [5], но формирование СМК структуры с большеугловыми границами имеет место только при дальнейшем деформировании.

3. Для эффективной ИПД – обработки важны высокие (> 1 ГПа) гидростатические давления, которые способствуют повышению деформируемости обрабатываемого материала и, следовательно, обеспечивают целостность заготовок даже после очень больших деформаций. Кроме того, давление оказывает влияние на диффузию и таким образом сдерживает аннигиляцию дефектов кристаллической решетки при деформации.

4. Формирование равноосных ультрамелких зерен зависит от турбулентности течения металла. На макроуровне турбулентность связана с немонотонным характером деформации. На микроуровне турбулентность выражена вращением и перемещением зерен.

5. Измельчение зерен также связано с атомной структурой материала, что при прочих равных условиях способствует повышению плотности накопленных дислокаций и значительно снижает размер получаемых зерен. Например, в сплаве Pd-20% Ag, имеющем ЭДУ = 125 мДж/м^2 , и в чистом Pd (ЭДУ = 190 мДж/м^2) после ИПД кручением 5 оборотов при давлении 6 ГПа размер зерен получается соответственно 150 и 240 нм.

Предложенные правила, по нашему мнению, являются необходимым и достаточным условием для эффективного измельчения зерен во время ИПД - обработки.

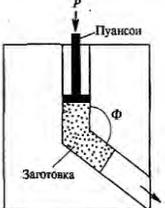
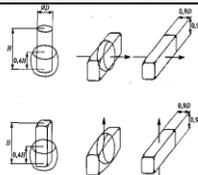
Существует несколько технологических модификаций метода ИПД, удобных для получения наноструктурированных материалов: деформация кручением под высоким давлением, деформация равноканальным угловым прессованием, всесторонняя ковка, сдвиг под давлением [2], винтовая экстракция [18], низкотемпературная деформация [19] и др.

Основные методы ИПД получения заготовок материалов с наноструктурой приведены в таблице 3. Рассмотрим технологические аспекты методов ИПД.

Деформация кручением под высоким давлением. Установки, в которых деформация кручением была проведена под высоким давлением, впервые были использованы в работах. Их конструкция является развитием известной идеи наковальни Бриджмена. В первых работах эти установки были использованы для исследования фазовых превращений в условиях интенсивных деформаций, а также изучения эволюции структуры и изменения температуры рекристаллизации после больших деформаций. Новым и принципиально важным моментом явились доказательства формирования наноструктур с неравновесными большеугловыми границами зерен при использовании интенсивной деформации кручением [2], что позволило рассматривать этот метод как новый для получения наноструктурных материалов.

Рассмотрим механические аспекты интенсивной деформации кручением. При деформации кручением под высоким давлением полученные образцы имеют форму дисков.

Таблица 3 – Методы интенсивной пластической деформации для получения заготовок материала с наноструктурой

Метод ИПД	Принципиальная схема	Средний размер зерна	Применяемые металлы
Деформация кручением под высоким давлением		100 нм	Чистые Cu, Ni, Ti, Pd, армо-Fe, Al, закаленные Al сплавы, Mg сплав
Деформация равнональным угловым прессованием (РКУ - прессование)		100-300 нм	Чистые Cu, Ni, Ti, Pd, армо-Fe, Al
Всесторонняя ковка		100 – 300 нм	Чистые Cu, Ni, Ti, армо-Fe, Al, Ti сплавы, Mg сплав, высоколегированные Ni сплавы

При этом образец помещается между бойками и сжимается под приложенным давлением в несколько ГПа. Нижний боек вращается, и силы поверхностного трения заставляют образец деформироваться сдвигом. Геометрическая форма образцов такова, что основной объем материала деформируется в условиях квазигидростатического сжатия под действием приложенного давления и давления со стороны внешних слоев образца. В результате деформируемый образец, несмотря на большие степени деформации, не разрушается.

Полученные ИПД кручением образцы имеют форму обычных дисков размером от 10 до 20 мм и толщиной 0,2 – 0,5 мм. Существенное измельчение структуры наблюдается уже после деформирования на пол-оборота [2], но для создания однородной наноструктуры требуется, как правило, деформация в несколько оборотов.

Недавние исследования показали также, что ИПД кручением может быть успешно использована, не только для измельчения структуры, но и как метод консолидации порошков [9]. При этом обнаружено, что высокие давления, равные нескольким ГПа, при деформации кручением при комнатной

температуре могут обеспечивать достаточно высокую плотность, близкую к 100% в получаемых наноструктурных образцах в форме дисков. Для получения таких образцов консолидацией ИПД кручением могут использоваться не только обычные порошки, но также и порошки, подвергнутые обработке в шаровой мельнице.

Деформация РКУ – прессованием. При реализации РКУ-прессования заготовка неоднократно продавливается в специальной оснастке через два канала с одинаковыми поперечными сечениями, пересекающимися обычно под углом 90° . В случае необходимости деформация труднодеформируемых материалов осуществляется в условиях повышенных температур.

В процессе РКУ – прессования для структур весьма важными являются направление и число проходов заготовки через каналы. В работах [2] были рассмотрены различные маршруты заготовок (рис. 1): ориентация заготовки остается неизменной при каждом проходе (маршрут *A*); после каждого прохода заготовка поворачивается вокруг своей продольной оси на угол 90° (маршрут *B*); после каждого прохода заготовка поворачивается вокруг своей продольной оси на угол 180° (маршрут *C*).

Данные маршруты различаются направлениями сдвига при повторных проходах заготовки через пересекающиеся каналы и приводят к формоизменению сферической ячейки в теле заготовки.

В процессе первого прохода в результате простого сдвига при РКУ – прессовании в месте пересечения каналов ячейка приобретает форму эллипсоида. Последующие проходы в ходе реализации маршрута *A* приводят к удлинению оси, и эллипсоид вытягивается, при этом направление сдвига поворачивается на угол 2φ вокруг оси, перпендикулярной продольному сечению каналов.

В процессе первого прохода в результате простого сдвига при РКУ – прессовании в месте пересечения каналов ячейка приобретает форму эллипсоида. Последующие проходы в ходе реализации маршрута *A* приводят к удлинению оси, и эллипсоид вытягивается, при этом направление сдвига поворачивается на угол 2φ вокруг оси, перпендикулярной продольному сечению каналов.

Повторный проход при маршруте *B* приводит к изменению направления сдвига; в этом случае плоскость сдвига поворачивается на угол 120° (при $2\varphi = 90^\circ$) [2].

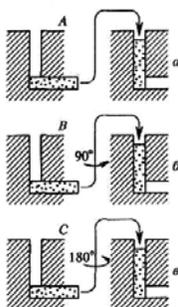


Рисунок 1 – Варианты РКУ – прессования: а – маршрут А; б – маршрут В; в – маршрут С [2]

В ходе реализации деформации по маршруту С (рис. 1,в) повторный проход приводит к сдвигу в той же плоскости, но в противоположном направлении. При этом ячейка вновь приобретает сферическую форму.

Использование всех трех маршрутов приводит к быстрому росту пределов текучести и прочности обрабатываемого материала, которые уже после нескольких проходов достигают насыщения [2].

В работе [20] показано, что первые три цикла деформирования образцов Сu и Ni РКУ – прессованием приводят к росту усилия деформации. Далее наступает установившаяся стадия упрочнения, и усилие практически не изменяется

Всесторонняя ковка. Еще одним способом формирования наноструктур в массивных образцах является всесторонняя ковка, предложенная Г.А. Салищевым с соавторами [21]. Процесс всестороннейковки обычно сопровождается динамической рекристаллизацией.

Схема всестороннейковки основана на использовании многократного повторения операций свободнойковки: осадка – протяжка со сменой оси прилагаемого деформирующего усилия. Однородность деформации в данной технологической схеме по сравнению с РКУ – прессованием или кручением ниже. Однако данный способ позволяет получать наноструктурное состояние в достаточно хрупких материалах, поскольку обработку начинают с повышенных температур и обеспечиваются небольшие удельные нагрузки на инструмент. Например, выбор соответствующих температурно-скоростных условий деформации позволил добиться получения очень мелких зерен размером около 100 нм.

Метод ИПД всестороннейковки был использован для измельчения структуры в ряде сплавов, в том числе в чистом Ti, в Ti сплавах ВТ8, ВТ30, Ti-6%A1-32%Mo, в Mg сплаве Mg-6 %Zr, в высокопрочных высоколегированных Ni сплавах [2, 21] и др.

Обычно данный подход реализуется при температурах пластической деформации в интервале $(0,3-0,6) T_{пл}$. Показано, что водородное легирование

двухфазных Ti сплавов приводит к формированию меньшего размера зерен при одновременном увеличении пластичности и понижении температуры деформации [2].

Таким образом, к настоящему времени методы ИПД получили активное развитие и используются для получения наноструктур в массивных образцах из различных металлов и сплавов. Тем не менее, вопрос о получении массивных заготовок большего размера и более однородных по микроструктуре остается весьма актуальным. Актуальны также проблемы разработки новых технологически более эффективных схем ИПД, совершенствования оснасток и расширения круга материалов, в том числе труднодеформируемых, в которых можно сформировать наноструктурное состояние.

В этом перспективном направлении получения металлов с нано- и субмикроструктурной структурой успешно работает ряд организаций в Украине, России, США, Японии и других стран. В Украине разрабатываются методы получения нано- и субмикроструктурных структур с помощью штамповки взрывом (Национальный аэрокосмический университет «ХАИ» им. Н.Е. Жуковского, г. Харьков), комбинированной пластической деформации (Донецкий национальный технический университет, г. Донецк), интенсивной пластической деформацией в криогенных средах (Физико-технический институт низких температур им. Б.И. Веркина НАН Украины, г. Харьков).

Признанным лидером в этом технологическом направлении является школа Р.З. Валиева (Уфимский государственный авиационный технический университет, Россия).

Анализ технологических методов ИПД показал, что для получения нано- или субмикроструктурной структуры в «чистых» металлах наиболее приемлемым является метод всестороннейковки. Он универсальный и применим не только к пластичным металлам и сплавам, но и к труднодеформируемым материалам. При этом на единицу массы нано- или субмикроструктурного материала при ковке затрачивается существенно меньше энергии, чем при равноканальном угловом прессовании, поскольку в первом случае затраты энергии на преодоление трения и противодавления существенно меньше, чем во втором. Метод всестороннейковки позволяет использовать существующее технологическое и прессовое оборудование. Размеры заготовок, получаемых методом всестороннейковки, позволяют использовать их в реальном производстве, что весьма важно для последующего применения.

Оказалось, что материалы с наноразмерным зерном отличаются хрупкостью. В ряде случаев, в т.ч. при использовании методов интенсивной пластической деформации, удается снизить проявление этого эффекта, например для нанокристаллических меди, титана и титановых сплавов, интерметаллида Ni_3Al [1,2,21,22]. Тем не менее, проблема остается достаточно актуальной.

Важным ограничением для использования наноструктурных конструкционных материалов является их склонность к межкристаллитной коррозии из-за очень большой объемной доли границ зерен. В связи с этим они не могут быть рекомендованы для работы в условиях способствующих такой коррозии (диффузия с поверхности элементов внедрения и элементов диффундирующих по границам зерна, высокие температуры в сочетании с коррозионными воздействиями, радиация, состав сплава, склонный к изменениям химического состава по границам зерен и т.д.). Другим важным ограничением является нестабильность структуры наноматериалов, а следовательно, нестабильность их физико-химических и физико-механических свойств. Так при термических, радиационных, деформационных и т.п. воздействиях неизбежны рекристаллизационные, релаксационные, сегрегационные и гомогенизационные процессы, а также явления распада, фазовых превращений, спекания и запыливания нанопор и нанокпилляров, аморфизации или кристаллизации [22]. При формовании изделий из нанопорошков достаточно остро встает также проблема комкования (слипания наночастиц) в агломераты, что может осложнить получение материалов с заданной структурой и распределением компонентов.

Обнаруженные уникальные свойства наноструктурных материалов способствуют их практическому использованию. В литературе имеются сведения о работах, представляющих, например, непосредственный интерес для создания новых мощных постоянных магнитов на основе наноструктурных ферромагнетиков [2, 23]. С другой стороны, хорошо известно [24], что сверхпластическая формовка является высокоэффективным способом получения изделий сложной формы. В этой связи сверхпластичность субмикроструктурных ИПД материалов, наблюдавшаяся при относительно низких температурах или высоких скоростях деформации, весьма перспективна с точки зрения повышения производительности формовки и увеличения стойкости штамповых оснасток. НК листы могут быть использованы в сверхпластической формовке, совмещенной с диффузионной сваркой, для изготовления сложнопрофильных деталей и интегральных конструкций. НК сплавы характеризуются повышенной свариваемостью давлением (пониженной температурой и степенью деформации, необходимой для сварки) и повышенным качеством сварного соединения [24].

Одним из примеров возможного практического применения наноструктурных материалов являются высокопрочные резьбовые изделия, широко используемые в авиа- и автомобилестроении. Элементы резьбы являются концентраторами напряжений, которые обычно лимитируют свойства изделий. В работе [25] установлено, что предел выносливости сплава ВТ1-0 после РКУ-прессования повышается на 40 %, т.е. формирование наноструктур весьма перспективны для повышения долговечности и уменьшения трудоемкости изготовления резьб в крепежных титановых изделиях.

Особый интерес представляет применение наноструктурных металлов в качестве имплантатов и материала для медицинских инструментов в травматологии, ортопедии и стоматологии [26].

Большинство изделий из объемных НК и СМК заготовок получают путем механической обработки.

Главное требование при формировании детали – это сохранение исходной НК и СМК структуры заготовки. Поставленной цели можно добиться, управляя температурным фактором, временем его воздействия и размером зерна, полученного после ИПД.

Получение качественного поверхностного слоя наряду с формированием необходимой геометрии является важным фактором при эксплуатации изделия.

При обработке металлов резанием возникают источники теплоты как результат превращения механической энергии в тепловую.

В процессе механической обработки температуру в зоне резания и время ее воздействия можно контролировать с помощью рациональных или оптимальных условий обработки (скорость резания, подача, глубина резания, СОТС).

В работах [27-29] предложена методика определения рациональных параметров лезвийной обработки субмикро- и нанокристаллических металлов с целью сохранения исходной структуры заготовки.

Для поиска рациональной области условий механической обработки в системе координат «скорость резания – подача» построены поля ограничений, которые разбивают диаграмму на несколько участков (рис. 2) [28].

На диаграммах показано две линии ограничений и три участка, которые характеризуют состояние структуры металла после обработки резанием. Из полученных комбинаций скорость резания – подача выбираем те, что вызывают рост исходного размера зерна от 10% до 100%.

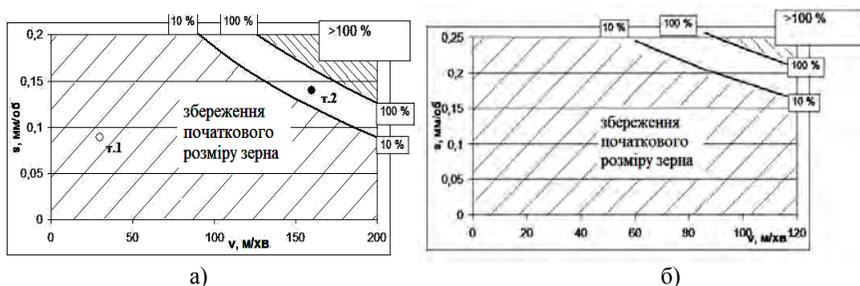


Рисунок 2 – Диаграмма определения рациональных условий обработки:
а) титана; б) меди

На диаграммах показано две линии ограничений и три участка, которые характеризуют состояние структуры металла после обработки резанием. Из полученных комбинаций скорость резания – подача выбираем те, что вызывают рост исходного размера зерна от 10% до 100%.

Представленные диаграммы дают возможность выбрать рациональные условия обработки субмикроструктурированного титана и меди. Диаграмма (рис. 2а) корректна для заданных начальных условий: технически чистый титан ВТ1-0 с исходным размером зерна – 250 нм; материал режущей части инструмента – ВК8; глубина резания – 0,5 мм. Диаграмма (рис. 2б) корректна для заданных начальных условий: технически чистая медь М0 с исходным размером зерна – 300 нм; материал режущей части инструмента – Р6М5; глубина резания – 0,5 мм и позволяет выбрать рациональные условия для обработки субмикроструктурированной меди при механической обработке с использованием смазочно-охлаждающей жидкости.

На данный момент не существует универсального способа получения заготовок с нано или субмикроструктурированной структурой и метода изготовления изделий из таких заготовок.

Следующим этапом в исследовании процессов механической обработки объемных нано- и субмикроструктурированных материалов может стать комплексное решение оптимизационной задачи поиска условий изготовления изделий из заготовок с нано- или субмикроструктурированной структурой с учетом зависимости изменения размера зерна заготовки при влиянии технологических параметров процесса резания.

Список литературы: 1. Siegel R.W. Mechanical properties of ultrafine grained materials / R.W. Siegel, M. Nastasi, D.M. Parkin, H. Gleiter // Proc. Of NATO ASI. – Dordrecht – Boston – London: Kluwer Head. Publ., 1993. – V.233. – P. 509–512. 2. Валиев Р.З. Наноструктурные материалы, полученные методом интенсивной пластической деформацией / Р.З. Валиев, И.В. Александров. – М.: Логос, 2000. – 272 с. 3. Балоян Б.М. Наноматериалы. Классификация, особенности свойств, применение и технологии получения: учеб. пособие / Б.М. Балоян, А.Г. Колмаков, М.И. Алымов и др. – М.: АгроПрессДизайн, 2007. – 102 с. 4. Gleiter H. Nanocrystalline materials / H. Gleiter // *Prog. Mater. Sci.* – 1989. – №33. – P. 223-330. 5. Иванов В.В. Эффективность динамического метода уплотнения наноразмерных порошков / В.В. Иванов, С.Н. Паранин, А.Н. Вихрев и др. // *Материаловедение.* – 1997 – № 5 – С. 49-55. 6. Хасанов О.Л. Механизмы ультразвукового прессования керамических нанопорошков / О.Л. Хасанов, Э.С. Двилис, Ю.П. Похолков и др. // *Перспективные материалы.* – 2002 – № 1 – С. 251-256. 7. Драгобецький В.В. Нові напрямки удосконалення властивостей металевих виробів методами вибухового оброблення / В.В. Драгобецький // *Машинознавство.* – 2002. – №6. – С.38-42. 8. Gusev A.I. Nanocrystalline Materials / A.I. Gusev, A.A. Rempel. – Cambridge: Cambridge International Science Publishing, 2004. – 351 p. 9. Красильников Н.А. Получение монолитной нанокристаллической меди после шарового размола / Н.А. Красильников, Г.И. Рааб // «Физикохимия ультрадисперсных систем»: Сб. науч. трудов V Всероссийской конфер. Часть I. Екатеринбург, УрО РАН – 2001 – С. 169-174. 10. Скороход В.В. Спекание с контролируемой скоростью как метод управления микроструктурой керамики и подобных спеченных материалов / В.В. Скороход, А.В. Рагуля // *Порошковая металлургия.* – 1994. – № 3 – 4. С. 1-10. 11. Kelto C.A. Rapid omnidirectional compaction (ROC) of powder. Annu. / C.A. Kelto, E.E. Timm, A. J. Pyzyk // *Rev. Mater. Sci.* – 1989. – № 19. – P. 527-531. 12. Алымов М.И. Спекание под давлением ультрадисперсных порошков железа / М.И. Алымов, М.М. Мышляев // *Физика и хи-*

мия обработки материалов. – 1997. – № 6. – С. 87-91. **13.** *Dogan C.P.* Mechanical Processing, Compaction and Thermal Processing of Alpha-Fe Powder / C.P. Dogan, J.C. Rawers, R.D. Govier et al. // *Nanostr. Mater.* – 1994. – № 4. – Р. 631-644. **14.** *Ковнеристый Ю.К.* Объемно-аморфизирующиеся металлические сплавы / Ю.К. Ковнеристый. – М.: Наука, 1999. – 80с. **15.** *Петржик М.И.* Пути повышения стеклообразующей способности металлических сплавов / М.И. Петржик, В.В. Молоканов // *Изв. Академии Наук. Серия физическая.* – 2001. – Т. 65. – № 10. – С. 1384-1389. **16.** *Inoue A.* Stabilization of metallic supercooled liquid and bulk amorphous alloys / A. Inoue, T. Zhang, H. Koshiba et al. // *Mat. Res. Soc. Symp. Proc.* – 1999. – V. 554. – Р. 388-345. **17.** *Сегал В.М.* Развитие обработки материалов интенсивной сдвиговой деформацией / В.М. Сегал // *Металлы.* – 2004. – №1. – С. 5-14. **18.** *Бейгельзимер Я.Е.* Винтовая экструзия / Я.Е. Бейгельзимер, С.Г. Сыков, Д.В. Орлов и др. // *КШП. ОМД.* – 2004. – №6. – С. 15-22. **19.** *Конькова Т.И.* Интенсивная криогенная деформация меди / Т.И. Конькова, С.Ю. Миронов, А.В. Корзников // *ФММ.* – 2010. – Т. 109, №2. – С. 184-190. **20.** *Ахмадеев Н.А.* Формирование субмикроструктурной структуры в меди и никеле с использованием интенсивного сдвигового деформирования / Н.А. Ахмадеев, Р.З. Валиев, В.И. Копылов и др. // *Известия РАН. Металлы.* – 1992. – №5 – С.96-101. **21.** *Салищев Г.А.* Формирование субмикроструктурной структуры в титане при пластической деформации и ее влияние на механические свойства / Г.А. Салищев, О.Р. Валиахметов, Р.М. Галлеев и др. // *Металлы.* – 1996. – №4. – С. 86-91. **22.** *Андреевский Р.А.* Физикохимия ультрадисперсных систем / Р.А. Андреевский, С.Э. Зеер, М.А. Леонтьев – М.: Наука, 1987. – 197с. **23.** *Encyclopedia of Nanoscience and Nanotechnology* – New York: American Scientific Publisher, 2004. **24.** *Мурзинова М.А.* Сверхпластичность титанового сплава ВТ6, легированного водородом, с субмикроструктурной решеткой / М.А. Мурзинова, Г.А. Салищев, Д.Д. Афоничев // *ФММ.* – 2007. – Т.104, №2. – С. 204-211. **25.** *Валиев Р.З.* Объемные наноструктурные металлические материалы / Р.З. Валиев, И.В. Александров. – М.: ИКЦ «Академкнига», 2007. – 398с. **26.** *Филиппенко В.А.* Исследование коррозионно-химических свойств и биосовместимости субмикроструктурного титана ВТ1-0 / В.А. Филиппенко, Е.К. Севидова, Н.В. Дедух и др. // *Ортопедия, травматология и протезирование.* – Харьков: ООО «Обериг», 2011. - №3 (584). – С.68-72. **27.** *Каптай Дж.* Определение области рациональных условий лезвийной обработки субмикроструктурных металлов / Дж. Каптай, А.А. Симонова, Н.В. Вереzub // *Вісник НТУ «ХП».* Зб. наук. праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХП». – 2010. – №53. – С. 114-121. **28.** *Симонова А.А.* Визначення раціональних параметрів лезової обробки субмікроструктурних металів для збереження початкових властивостей заготовок / А.А. Симонова – Автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.01. – Харків, 2010. – 20с. **29.** *Каптай Дж.* Прогнозирование поведения субмикроструктурных металлов при механической обработке / Дж. Каптай, А.А. Симонова, Н.В. Вереzub // *Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. праць.* – Харків: НТУ «ХП», 2011. – вип.6. – С.40-51.

Поступила в редколлегию 15.03.2012

I. Sztankovics, PhD. student; J. Kundrák, Prof. Dr. habil,
Miskolc, Hungary

MATHEMATICAL DESCRIPTION OF MACHINING EXTERNAL CYLINDRICAL SURFACE IN CASE OF ROTATIONAL TURNING

Rotational turning is one of the newly used methods in hard turning operations. Its complex kinematical relations and helical edged tool makes the study of this method more difficult than ordinary turning. The aim of this paper is to describe a case of turning with a mathematical model.

1. Introduction

The opportunity of machining hardened surfaces (where hardness is above 45 HRC) with defined edge geometry tools has been proved to be a significant advance. These machining methods have become available with the appearance of super hard CBN tools. Besides their hardness, which is near that of diamond, their chemical properties allow them to cut steel. This is the two main reasons wherefore that became the alternative for machining hardened surfaces. In this methods a typical saw-tooth like chip formation mechanism is can be seen [1]. There are several opportunities to carry out research in this mechanism, for example FEM analysis. However, in case of FEM we can see that at high speed the morphology of the chip formation mechanism changes [2].

Hardening heat treatments are applied mostly for the increase of toughness and wear resistance values. Therefore one of the main scopes of hard turning is the machining of tooth wheels. Previously precision machining of these parts could only be solved by grinding [3]. The reachable machining accuracy in hard turning is suitable to skip the grinding process [4]. For a better understanding of these methods there are research studies to determinate the processes in the surface [5]

The main disadvantages of hard turning are the followings: the passive force is very high during the process due to the application of a tool with negative rake angle, furthermore a micro-thread is generated on the surface of the workpiece because of the kinematic relations during the method. One opportunity to solve these difficulties is the application of the combined process. Another option is to change the kinematic relation by using other turning methods. One of these can be rotational turning [6] which belongs to the group of tangential feeds [7].

In rotational turning the cutting edge of the tool is a helical curve. The axis of this helix and the axis of the workpiece must be parallel. The chip formation is caused because the tool rotates with a very slow speed during the ordinary rotation speed of the workpiece [8].

The study of the rotational turning method is not easy when we use the helical edged tool. However the chip formation mechanism is very similar to the oblique

cutting [9]. The chip flow angle depends on technological and material structural parameters [10]. Furthermore, in regard of the cutting force, the normal rake angle of the tool's cutting edge is essential [11]. Two dimensional mathematical equations [12] or elastic-plastic finite element models [13] can be used to describe the cutting process.

To describe the cutting process a properly chosen and defined kinematic model can be applied. For example such method is able to define the geometrical relations of toothwheels [14] or worm gear drives [15]. There is a research to apply the Monge projection for the description of the kinematic model [16]. The method presented by Perepelica [17,18] is able to define simple geometrical relations [19] during cutting without using of homogeneous coordinates. The model we described earlier [20] has proved promising. This paper describes the kinematic relations in a special case of the model: machining external cylindrical surface with rotational turning.

2. DEFINING THE TRANSFORMATIONAL EQUATIONS AND THE COORDINATE-SYSTEMS

The essence of the method described by Perepelica [17] is to define the equation of the machined surface with the transformed equation of the cutting edge and the relative movements of the workpiece and the tool. To do this the coordinate systems must be properly chosen and the equations describing the relations between these system must be written down.

Determination of the coordinate systems

Figure 1. shows the relative position of the workpiece and the tool's cutting edge, the main movements to be described and the chosen coordinate systems. The model contains the case with no feed in axial direction ($v_t = 0$ condition must be fulfilled). One of the main aspects in the definition of the coordinate systems was to make the systems' z axes parallel to the axis of the machine's spindle. The remaining axes were drawn on order that the three axes would make the coordinate system right-handed. Another condition is that both the workpiece and the tool must have one fixed and one moving coordinate system. In general it can be said that the moving systems describe the main movements and the fixed systems describe the side motions of the tool and the workpiece. For a better distinction the axes of the moving systems are marked with Greek letters.

The symbols of Figure 1. are the followings:

- | | |
|--|---|
| K_t – fixed coordinate system (t.) | ω_w – angular frequency (w.) |
| K_{tm} – moving coordinate system (t.) | ω_t – angular frequency (t.) |
| K_w – fixed coordinate system (w.) | v_t – axial feed rate of the tool |
| K_{wm} – moving coordinate system (w.) | a_w – centre distance |
| l – intersection point of the edge and | l_m – initial distance between moving |

the surface

and standing coordinate systems

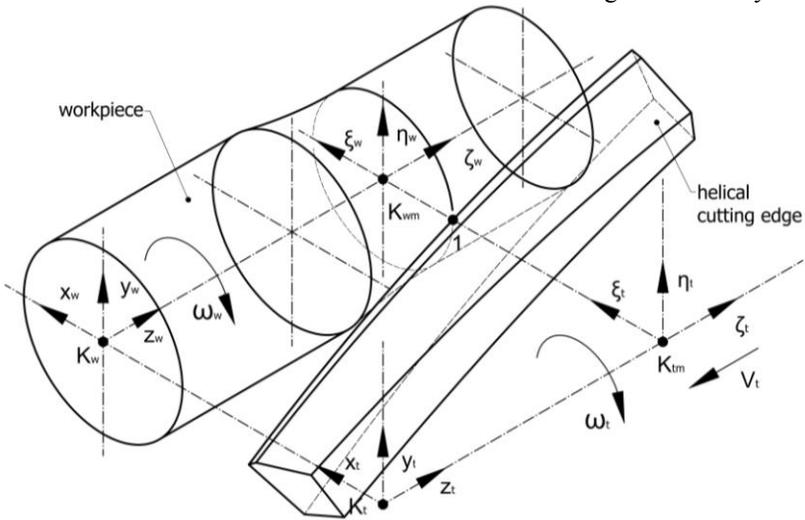


Figure 1 – Kinematical model of rotational turning

Defining the transformational equations

After the determination of the coordinate systems, the transformational equations describing the relations between them can be written down. A general attribute of these equations is that they contain a rotation matrix and a linear translation vector [17, 18]. If the vector equation is given in the initial system the form of the equation can be written down on the other system. Three transformational equations are needed because there is four coordinate systems. The equations are the followings:

$$\mathbf{r}_t = \mathbf{R}_{t,tm} \mathbf{r}_{tm} + \mathbf{t}_{t,tm} = \begin{bmatrix} \cos \omega_t t & -\sin \omega_t t & 0 \\ \sin \omega_t t & \cos \omega_t t & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{r}_{tm} + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ l_m - v_t t \end{bmatrix} \quad (1)$$

$$\mathbf{r}_w = \mathbf{R}_{w,t} \mathbf{r}_t + \mathbf{t}_{w,t} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{r}_t + \begin{bmatrix} -a_w \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (2)$$

$$\mathbf{r}_{wm} = \mathbf{R}_{wm,w} \mathbf{r}_w + \mathbf{t}_{wm,w} = \begin{bmatrix} \cos \omega_w t & \sin \omega_w t & 0 \\ -\sin \omega_w t & \cos \omega_w t & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{r}_w + \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -l_m \end{bmatrix} \quad (3)$$

The above equations can be summed up with the solution of the following equation:

$$\begin{aligned}\mathbf{r}_{wm} &= \mathbf{R}_{wm,w} \mathbf{r}_w + \mathbf{t}_{wm,w} = \mathbf{R}_{wm,w} [\mathbf{R}_{w,t} (\mathbf{R}_{t,tm} \mathbf{r}_{tm} + \mathbf{t}_{t,tm}) + \mathbf{t}_{w,t}] + \mathbf{t}_{wm,w} = \\ &= \mathbf{R}_{wm,w} \mathbf{R}_{w,t} \mathbf{R}_{t,tm} \mathbf{r}_{tm} + \mathbf{R}_{wm,w} \mathbf{R}_{w,t} \mathbf{t}_{t,tm} + \mathbf{R}_{wm,w} \mathbf{t}_{w,t} + \mathbf{t}_{wm,w}\end{aligned}\quad (4)$$

Accordingly the form of the vector equation (defined in the tool's moving coordinate system) is the following in the moving coordinate system of the workpiece:

$$\mathbf{r}_{wm} = \begin{bmatrix} \cos(\omega_t t - \omega_w t) & -\sin(\omega_t t - \omega_w t) & 0 \\ \sin(\omega_t t - \omega_w t) & \cos(\omega_t t - \omega_w t) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{r}_{tm} + \begin{bmatrix} -a_w \cos \omega_w t \\ a_w \sin \omega_w t \\ -v_t t \end{bmatrix}\quad (5)$$

3. DEFINITION OF THE MACHINED SURFACE EQUATION

The proper equation of the cutting edge is necessary to define of the machined surface. The vector equation of a helical curve with r_t diameter and $90-\alpha_t$ pitch angle is the following:

$$\mathbf{r}_{tm}(\zeta_p) = r_t \cos(\zeta_p) \mathbf{e}_\xi + r_t \sin(\zeta_p) \mathbf{e}_\eta + \frac{r_t}{\tan(\alpha_t)} \zeta_p \mathbf{e}_\zeta\quad (6)$$

Describing the two-parametric equation of the surface

The equation of the surface can be obtained if the equation written down in the moving coordinate system of the workpiece is rotated around the ζ axis by the following equation:

$$\mathbf{r}_s(\zeta, \nu) = \begin{bmatrix} \cos \nu & -\sin \nu & 0 \\ \sin \nu & \cos \nu & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \mathbf{r}_{tm}(\zeta)\quad (7)$$

If we write the equation of the edge (6) into the defined transformation equation (5), then we do the previous multiplication (7), we will get the two-parametric equation of the surface:

$$\mathbf{r}_s(\zeta_p, \nu) = \begin{bmatrix} r_t \cos[\zeta_p + \nu + (\omega_t t - \omega_w t)] - a_w \cos(\nu + \omega_w t) \\ r_t \sin[\zeta_p + \nu + (\omega_t t - \omega_w t)] - a_w \sin(\nu - \omega_w t) \\ r_t \cot(\alpha_t) \zeta_p - v_t t \end{bmatrix}\quad (8)$$

Describing two-dimensional (one-parametric) equation of the surface

After defining the two-parametric equation, the one-parametric equation can only be defined with the determination of a side-condition. This condition is that the resultant vector must be in the $[\zeta, \xi]$ plane, that is the η component must be zero.

$$\eta_{r_s} = r_t \sin[\zeta_p + \nu + (\omega_t t - \omega_w t)] - a_w \sin(\nu - \omega_w t) = 0 \quad (9)$$

The ν parameter of the two-parametric equation (8) can be expressed from Equation 9. in function of ζ :

$$\nu(\zeta_p) = \arctan \left[- \frac{r_t \sin[\zeta_p + (\omega_t t - \omega_w t)] + a_w \sin \omega_w t}{r_t \cos[\zeta_p + (\omega_t t - \omega_w t)] - a_w \cos \omega_w t} \right] \quad (10)$$

The resulting equation helps to write down the two-parametric equation in the form of the one-parametric equation. We can use this equation to describe the machined surface during the cutting. In Figure 2. some of the cases ($40^\circ, 45^\circ$ and 50° pitch angle) can be seen. The hyperboloid shape can be easily observed.

$$\xi(\zeta) = r_t \cos \left[\frac{\zeta + \nu_t t}{r_t \cot(\alpha_t)} + \nu(\zeta) + (\omega_t t - \omega_w t) \right] - a_w \cos(\nu(\zeta) + \omega_w t)$$

$$\nu(\zeta) = \arctan \left[- \frac{r_t \sin \left[\frac{\zeta + \nu_t t}{r_t \cot(\alpha_t)} + (\omega_t t - \omega_w t) \right] + a_w \sin \omega_w t}{r_t \cos \left[\frac{\zeta + \nu_t t}{r_t \cot(\alpha_t)} + (\omega_t t - \omega_w t) \right] - a_w \cos \omega_w t} \right] \quad (11)$$

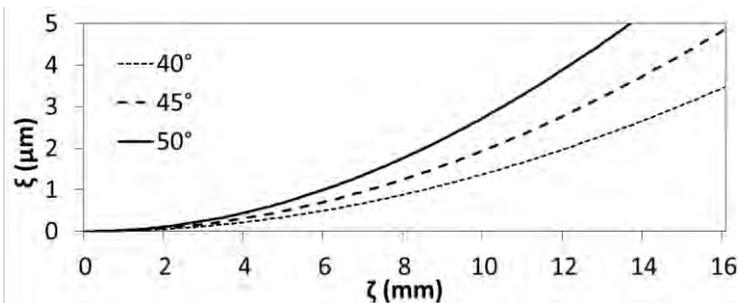


Figure 2 – Curves in case of different pitch angles ($40^\circ, 45^\circ, 50^\circ$)

SUMMARY

Rotational turning is a method of complex kinematics and it requires complex tools for machining. The mathematical description of the cutting process is not an easy task as can be seen from the described equations. In general we can say that the exact mathematical model can be solved with the defined description. Other important geometrical attributes of the surface (2D and 3D surface roughness parameters) and the topography can be determined when other parameters are taken into consideration. There is also an opportunity to observe the complex shaped cross section of the chip and we can continue to further study the process.

ACKNOWLEDGEMENT

The work was presented by the support of the Hungarian Scientific Research Fund (Number of Agreement: OTKA K 78482), which the authors greatly appreciate. The research work has been realised as part of project TÁMOP-4.2.1.B-10/2/KONV-2010-0001 – in the frame of New Hungary Development Plan –, by the support of European Union, with the co-finance of European Social Fund.

REFERENCES: [1] **Szabó G:** A forgácsleválasztás jellegzetességeinek vizsgálata keményesztérgálás esetén. GÉP Terméktervezők és Termékfejlesztők XXVII. Szemináriuma Vol. 9-10/2, pp., 2011, 80-83; [2] **Szabó 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, pp. 163-167; [3] **Karpuschewski B, Knoche H-J, Hipke M:** Gear finishing by abrasive processes, CIRP Annals 57, 2008, pp. 621-640; [4] **Kundrák J, Karpuschewski B, Gyáni K, Bana V:** Accuracy of hard turning, Journal of Material Processing Technology 202(1-3), 2008, pp. 328-338; [5] **Bartarya G, Choudhury S K:** State of the art in hard turning. International Journal of Machine Tools & Manufacture 53, 2012, pp. 1-14; [6] **J. G. Weisser:** Patent Anmeldung von Werkzeugmaschinenfabrik, St. Georgen, Swarzwald, Deutschland, 2004; [7] **Sztankovics I:** Rotational Turning in Precision Finishing. Hungarian Journal of Industrial Chemistry Vol. 39/2, 2011, pp. 309-312; [8] **Kundrák J, Gyáni K, Deszpoth I, Szabó S:** Keményesztérgálás rotációs előtolású eljárással. XXVI. microCAD International Scientific Conference: Section L: Production Engineering and Manufacturing Systems, Miskolc, Magyarország, 29-30. March 2012, Paper L21; [9] **Shaw M C:** Metal Cutting Principles. Oxford University Press, New York, 2005, p. 651; [10] **DeVries W R:** Analysis of Material Removal Processes. New York, 1992, p. 254; [11] **Komanduri R, Lee M, Raff L M:** The significance of normal rake in oblique machining. International Journal of Machine Tools & Manufacture 44, 2004, pp 1115-1124; [12] **Fang N:** An improved model for oblique cutting and its application to chip-control research. Journal of Materials Processing Technology 79, 1998, pp. 79-85; [13] **Lin Z-C, Lin Y-Y:** A study of an oblique cutting model. Journal of Materials Processing Technology 86, 1999, pp. 119-130; [14] **Litvin F L, Fuentes A:** Gear Geometry and Applied Theory (second ed.). Cambridge University Press, 2004, p. 800; [15] **Dudás I:** The Theory and Practice of Worm Gear Drives. Penton Press, London, 2000, p. 314; [16] **Balajti Zs:** Practical Application of the Monge Projection in the Production Process of Drive Pairs. Annals of MteM for 2005 & Proceedings of the 7th International Conference Modern Technologies in Manufacturing 6-8. October 2005, pp. 35-38.; [17] **Perepelica B A:** Osnovü Teoriji proektirovanyija rézsusih insztrumentov. Harkov, 1974, p. 55; [18] **Perepelica B A:** Otobrazsenija affinnogo prosztransztva v teorii formoobrazovanija poverhnostej rezaniem. Harkov, 1981, p. 152; [19] **Vasilko K:** Kinematics Analysis of the movement of cutting tool against the workpiece and creation of new schemes. Manufacturing and industrial engineering, Kosice, 2010, pp.8-15; [20] **Sztankovics I, Kundrák J:** Mathematical Model of Machined Surfaces in Rotational Turning and Skiving. International Conference on Tools, Miskolc, 2012, pp. 83-88.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

А.П.Тарасюк, д-р техн. наук,
О.Л. Кондратюк, канд. техн. наук, Харків, Україна

ОПТИМІЗАЦІЯ ТРАЄКТОРІЇ РУХУ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ОБРОБЦІ ПОВЕРХНІ ПЕРА ЛОПАТОК ПАРОВИХ ТУРБІН

Розглядається можливість застосування багатоінструментальних верстатів зі ЧПК для пророблення всього комплексу поверхонь пера лопаток з одного установа. Здійснена оптимізація вибору траєкторії обробки фрезеруванням за критерієм мінімуму трудомісткості. Даний тип фрезерування пера лопатки є самим продуктивним і застосовується на плоских не закручених лопатках і при чорновій обробці.

Рассматривается возможность применения многоинструментальных станков с ЧПУ для проработки всего комплекса поверхностей пера лопаток с одной учреждении. Осуществлена оптимизация выбора траектории обработки фрезерованием по критерию минимума трудоемкости. Данный тип фрезерования пера лопатки является самым производительным и применяется на плоских не закрученных лопатках и при черновой обработке.

The possibility of mnogoinstrumentalnih CNC machines for the study of complex surfaces pen blades with one institution. Carried out optimization of the choice of milling toolpaths on the criterion of minimum complexity. This type of milling of the blade is the most productive and is used on flat and not twisted blades for roughing

Вступ

Однієї із проблем механічної обробки комплексу поверхонь пера турбінних лопаток на верстатах із числовим програмним керуванням визначення оптимальних траєкторій переміщення різального інструменту, розмірів і форми. При цьому кількість різальних інструмент, послідовно обробні різні елементи поверхні пера, повинне бути мінімальним. Поява подібного завдання пов'язане з тим, що трактова поверхня пера лопатки являє собою єдиний комплекс різних поверхонь, що плавно сполучаються між собою. У цей комплекс входять опуклі й увігнуті поверхні різної кривизни й довжини (спинка, корито пера, крайки, сполучення пера із хвостовиком і полками). Традиційно технологія механічної обробки таких поверхонь будувалася на роздільній обробці спинки і корита, крайок, ділянок сполучення пера з полками і хвостовиком [1]. Перевага такої обробки - більша продуктивність, недолік - низька точність формоутворення через переустановлення лопаток з верстата на верстат, і жолоблення заготівель у процесі "пролеживання" між операціями і в процесі обробки від зусилля різання. Виключити ці факториповністю практично неможливо [2].

Класифікація існуючих методів досліджень

Великий внесок у розвиток теорії і практики механічної обробці підвищення довговічності лопаток турбін внесли вчені Військової Повітряної Інженерної Академії ім. Н.Е. Жуковського (ВВИА ім. Н.Е. Жуковського), Мос-

ковського Державного Технічного Університету ім. Н.Э. Баумана (МГТУ ім. Н.Э. Баумана).

Дослідження процесу

Розглянемо можливість застосування багатоінструментальних верстатів зі ЧПК для обробки всього комплексу поверхонь із одного установа. Нехай ϵ деталь, форма якої описується складною замкнутою поверхнею, представленої безліччю базових крапок:

$$B = \left\{ (x_k, y_k, z_k) \mid k = \overline{1, N} \right\}, \quad (1)$$

де x_k, y_k, z_k – координати k -й крапки поверхні; N – число базових крапок, що визначають оброблювану поверхню.

Будемо вважати, що в складі розглянутої поверхні виділені окремі частини (ділянки), обумовлені підмножинами базових крапок $B_1, B_2, \dots, B_j, \dots, B_p$, де довільний j -й ділянка описується N_j крапками, що становлять безліч B_j :

$$B = \left\{ (x_k, y_k, z_k) \mid k = \overline{1, N_j}, j = \overline{1, p} \right\}. \quad (2)$$

При цьому $\sum_{j=1}^p N_j = N$.

Виготовлення розглянутої деталі здійснюється на верстаті зі ЧПК, оснащеному m інструментами. Кожний з наявних інструментів може обробляти певну підмножину ділянок поверхні деталі.

Можливі варіанти розподілу інструментів при обробці поверхні деталі будемо описувати матрицею

$$R = \left[r_{ij} \right]_{m \times p}, \quad (3)$$

$$r_{ij} = \begin{cases} 1, & \text{якщо } i\text{-м інструментом можливо проводити} \\ & \text{обробку } j\text{-й ділянки поверхні;} \\ 0, & \text{у протилежному випадку.} \end{cases}$$

Відзначимо, що матриця (3) будується на основі попереднього аналізу технології виготовлення розглянутої деталі. Обробка i -м інструментом j -й ділянки може здійснюватися з використанням різних траєкторій його руху.

Будемо вважати, що для двох довільних крапок ($s \in B_j$ і $l \in B_j$), обумовлених координатами (x_s, y_s, z_s) і (x_l, y_l, z_l) , допускаються переміщення i -го інструмента як від крапки s у крапку l , так і в протилежному напрямку.

Будемо описувати кожний j -й ділянка поверхні неорієнтованим графом G_j , ребрами якого є всілякі відрізки, що з'єднують будь-які пари базових крапок $s \in B_j$ і $l \in \overline{B_j}$, $j = \overline{1, p}$. Такий граф зветься повного [3].

Рух i -го інструмента по ребру $(s, l) \in G_j$ характеризується наступними параметрами: $t_{sl}^{(i)}$ – час обробки відрізка (s, l) ; $\sigma_{sl}^{(i)}$ – кінематична погрішність обробки поверхні між крапками з координатами (x_s, y_s, z_s) і (x_l, y_l, z_l) .

При виборі інструмента для обробки j -ої ділянки траєкторії його руху будемо враховувати наступні вимоги:

1) траєкторія руху інструмента повинна пройти через всі базові крапки B_j оброблюваної ділянки, від початкової крапки $s_{\text{нач}} \in B_j$ до кінцевої крапки $s_{\text{кон}} \in B_j$;

2) розрахункова кінематична погрішність обробки кожної ділянки не повинна перевищувати заданої;

3) вибір інструмента виробляється із заданої безлічі інструментів;

4) сумарний час обробки повинен бути мінімальним.

При побудові математичної моделі оптимізації вибору виду інструментів і траєкторій їхнього руху будемо використовувати формальну постановку завдання про комівояжера [4], доробивши її зобліком другої та третьої вимог.

Будемо вважати, що для обробки j -ої ділянки використовується інструмент i -го виду. Уведемо в графі G_j фіктивні ребра $(0, s_{\text{поч}})$ і $(l_{\text{кон}}, 0)$, що з'єднують фіктивну вершину «0» з початковою й кінцевою крапками розглянутої ділянки.

Для побудови оптимальної траєкторії обробки ділянки i -м інструментом уведемо в розгляд "булевские" змінні:

$$\xi_{sl}^{(i)} = \begin{cases} 1, & \text{якщо } i\text{-й інструмент повинен переміщатися} \\ & \text{від крапки } s \in B_j \text{ до крапки } l \in B_j; \\ 0, & \text{у протилежному випадку.} \end{cases}$$

На ці змінні повинні бути накладені обмеження

$$\xi_{sl}^{(i)} \in \{0, 1\}, \quad s, l = \overline{0, N_j}, \quad (4)$$

З урахуванням цих обмежень умова, що i -й інструмент один раз входить у процесі обробки в кожен базову крапку ділянки, записується в такий спосіб:

$$\sum_{s=0}^{N_j} \xi_{sl}^{(i)} = 1, \quad l = \overline{0, N_j}. \quad (5)$$

Аналогічно можна записати умови, що інструмент у процесі обробки

один раз виходить із кожної крапки:

$$\sum_{s=0}^{N_j} \xi_{sl}^{(i)} = 1, \quad s = \overline{0, N_j}. \quad (6)$$

У процесі обходу i -м інструментом всіх N_j базових крапок повинна вийти замкнута траєкторія, що починається й закінчується у фіктивній крапці «0». У теорії графів [3] і технології машинобудування [5] такий маршрут називається циклом.

Нехай $u_s^{(i)}$ і $u_l^{(i)}$ – додаткові змінні, які можуть приймати речовинні значення:

$$-\infty < u_s^{(i)} < \infty, \quad s = \overline{0, N_j}; \quad -\infty < u_l^{(i)} < \infty, \quad l = \overline{0, N_j}. \quad (7)$$

Тоді, впливаючи роботі [4], умови відсутності в траєкторії руху i -го інструмента підциклів [3] можливо записати як

$$u_s^{(i)} - u_l^{(i)} + N_j \xi_{sl}^{(i)} \leq N_j - 1, \quad s, l = \overline{0, N_j}, \quad s \neq l. \quad (8)$$

Вибір виду інструмента для обробки j -го ділянки будемо здійснювати за допомогою «булевских» змінних:

$$\eta_{ij} = \begin{cases} \text{Використовується різного виду} \\ 1, \text{ якщо для обробки } j\text{-й ділянки} \\ \text{використовується } i\text{-го виду;} \\ 0, \text{ у протилежному випадку.} \end{cases}$$

Обмеження на ці змінні записуються як

$$\eta_{ji} \in \{0, 1\}, \quad i = \overline{1, m}, \quad j = \overline{1, p}. \quad (9)$$

Умови, що для обробки кожної ділянки використовується тільки один вид інструмента, можна представити рівністю

$$\sum_{i=1}^m \eta_{ij} = 1, \quad j = \overline{1, p}. \quad (10)$$

Нехай у технології обробки деталі задані необхідні значення точності обробки $\Delta_1, \Delta_2, \dots, \Delta_p$ на кожній з ділянок. Тоді умови забезпечення заданих вимог по точності обробки деталі можна представити як

$$\max_{(sl) \in G_j} \left\{ \sum_{i=1}^m \delta_{sl}^{(i)} \xi_{sl}^{(i)} \eta_{ji} \right\} \leq \Delta_j, \quad j = \overline{1, p}, \quad (11)$$

де $\delta_{sl}^{(i)}$ – погрішність обробки при русі i -го інструмента з s -ї крапки в l -ю крапку поверхні.

Витрати часу на обробку j -ої ділянки при виборі виду застосовуваного інструмента й траєкторії його руху можна визначити вираженням

$$T_j = \sum_{i=1}^m \sum_{s=0}^{N_j} \sum_{l=0}^{N_j} r_{ij} t_{sl}^{(i)} \xi_{sl}^{(i)} \eta_{ji},$$

де r_{ij} – елементи матриці R ; $t_{sl}^{(i)}$ – час проходження i -го інструмента з s -ї крапки в l -ю крапку траєкторії.

Загальні витрати часу на виготовлення розглянутої деталі з урахуванням цього вираження запишуться як

$$T = \sum_{j=1}^p T_j = \sum_{j=1}^p \sum_{i=1}^m \sum_{s=0}^{N_j} \sum_{l=0}^{N_j} r_{ij} t_{sl}^{(i)} \xi_{sl}^{(i)} \eta_{ji} \rightarrow \min. \quad (12)$$

Таким чином, розв'язування завдання оптимізації формулюється в такий спосіб: знайти значення змінних $\xi_{sl}^{(i)}$, $s, l = \overline{0, N_j}$, що доставляють мінімум цільової функції (12), для заданих змінних η_{ij} , $j = \overline{1, p}$, $i = \overline{1, m}$, при виконанні умов (4) – (11).

Вид цільової функції й обмежень сформульованого завдання показує, що вона ставиться до класу завдань нелінійного дискретнонеперісного програмування [6] великої розмірності через значне число базових крапок N_1, N_2, \dots, N_p . Рішення таких завдань за прийнятний час можливо за допомогою генетичних алгоритмів [7].

Розглянемо запропонований метод на прикладі рішення завдання оптимізації траєкторії руху вибору інструмента при фрезеруванні лопатки п'ятого щабля компресора низького тиску. Фрезерування здійснюється на верстаті ОЦзіЧПУ NX-155 фірми «Starrag» з наступними характеристиками:

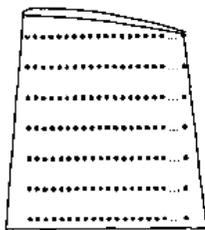
- контурне числове програмне забезпечення;
- максимальна довжина оброблюваної лопатки 700 мм;
- значення робочих переміщень по осях, подачі й прискореного ходу приведені в таблиці. 1.

Траєкторія розроблялася для крапки контакту інструмента з поверхнею деталі. При обробці деталей центр інструмента рухається по еквідистанте до поверхні деталі, що складає з опорних крапок і елементарних ділянок між сусідніми опорними крапками. Профіль пера й трактова поверхня полки хвостовика лопатки задаються відповідно до конструкторського креслення набором крапок поверхні, що представляють собою множина (1) базових крапок B .

Таблиця 1 – Значення робочих переміщень по осях

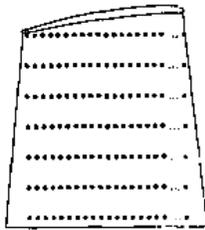
Назва переміщення	Максимальне значення
Переміщення	
Поздовжнє X , мм	1500
Поперечнє Z , мм	400
Вертикальне Y , мм	400
В кругову A , град.	не обмежено
Поворот B , град.	± 40
Подачі	
Паралельно осям X, Y, Z , мм/хв	2500
Кругова A , об/хв	20
Поворот B , об/хв	3,4
Прискорений хід	
Поздовжній X , поперечний Z , мм/хв	8000
Вертикальний Y , мм/хв	4000
Кругова A , об/хв	20
Поворот B , об/хв	3,4

Поверхня даної лопатки можна розбити на наступні ділянки, обумовлені підмножиною базових крапок спинки пера B_1 (рисунок 1, а), підмножиною базових крапок корита пера B_2 (рисунок 1, б), підмножиною базових крапок вхідної крайки B_3 (рисунок 2, а), підмножиною базових крапок вихідної крайки B_4 (рисунок 2, б), підмножиною базових крапок трактової поверхні полки хвостовика B_5 (рисунок 3), підмножиною базових крапок ділянки сполучення B_6 (рисунок 4).

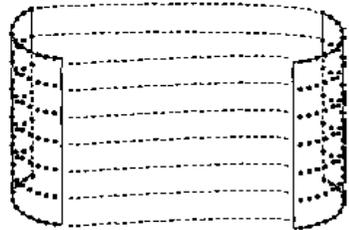


а)

Рисунок 1 – Підмножина базових крапок: а - спинки пера B_1 ; б - корита пера B_2



б)



а)

Рисунок 2 – Підмножина базових крапок: а - вхідної крайки B_3 ; б - вихідної крайки B_4

б)

Кожна підмножина B_1 і B_2 має по 231 крапки, які задані по рядках координатами X_k, Y_k, Z_k у просторі. Підмножини B_3 і B_4 задані набором 7 координат

центрів окружностей і радіусів вхідної й вихідної крайок для кожного рядка з координатами Z_k .

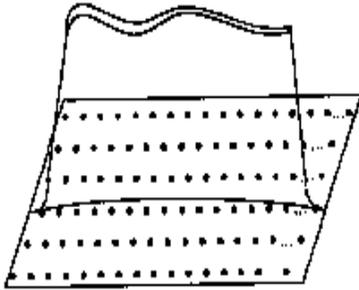


Рисунок 3 – Підмножина базових крапок трактової поверхні полиці хвостовика B_5

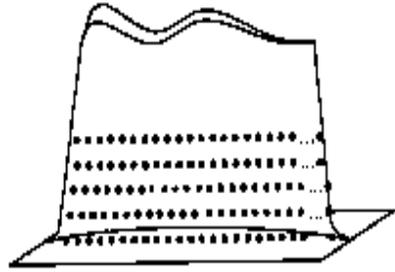


Рисунок 4 – Підмножина базових крапок ділянки сполучення B_6

Безлічі базових крапок підмножин B_3 і B_4 одержуємо по наступних формулах:

$$X_{ij} = r_{ij} \cos \varphi_{ij}; Y_{ij} = r_{ij} \sin \varphi_{ij}; Z_{ij} = Z_j,$$

де r_j – радіус окружності крайки в j -м перетині; φ_{ij} – кутова координата i -ї крапки окружності крайки в j -м перетині; Z_j – координата j -го перетину.

Таким чином, безлічі крапок вхідний і вихідний крайок мають вигляд

$$B_3 = \bigcup_{\substack{i=1 \dots n_1 \\ j=1 \dots n}} \{X_{ij}^{ex}, Y_{ij}^{ex}, Z_{ij}^{ex}\}; \quad B_4 = \bigcup_{\substack{i=1 \dots n_2 \\ j=1 \dots n}} \{X_{ij}^{vix}, Y_{ij}^{vix}, Z_{ij}^{vix}\},$$

де n – кількість перетинів; n_1 і n_2 – кількість крапок окружності вхідної й вихідної крайок, необхідних для обробки із заданою точністю й необхідною якістю поверхні.

Покладемо, що кожний j -а ділянка поверхні лопатки обробляється окремим інструментом (зобліком, що спинка пера лопатки може бути оброблена одним інструментом, корито – іншим, вхідна крайка обробляється третім інструментом, а вихідна – четвертим). Таким чином, для обробки всієї поверхні лопатки необхідно максимум 4 інструменти. При цьому можливо скорочення кількості інструментів, якщо обробляти спинку й корито одним інструментом, а вхідну й вихідну крайки – іншим. П'ятишпindelний верстат NX-155 дозволяє здійснити зміну інструментів у процесі обробки без зупинки верстата. Технологічним процесом визначені інструменти для обробки лопатки: на першій і другій ділянках – фреза R32, $z = 4$; на третій, четвертій і п'ятій ділянках – фреза R5, $z = 4$; на шостій ділянці – фреза R3, $z = 4$. Зобліком цього можна сформувати матрицю $R_{4 \times 6}$:

$$R = \begin{pmatrix} 1 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}. \quad (13)$$

Подача i -го інструмента уздовж траєкторії, що забезпечує задану стійкість інструмента, вибирається в кожній крапці з технологічних міркувань. Матриця подач $\{S_{sl}^{(i)}\}$ може бути задана заздалегідь або визначатися в кожній крапці по формулах. Набір подач для обробки лопатки п'ятому ступені зазначений у таблиці 2.

Таблиця 2 – Набір подач для обробки лопатки п'ятому ступені зазначений

Номер ділянки	Напрямок обробки	
	Поперепера	Уздовж пера
1	320	350
2	300	320
3	200	250
4	200	250
5	382	382
6	75	75

Відстань між сусідніми крапками траєкторії руху інструмента визначається по формулі

$$L_{sl} = \sqrt{(X_s - X_l)^2 + (Y_s - Y_l)^2 + (Z_s - Z_l)^2}.$$

Тоді час проходження i -го інструмента з s -й крапки в l -ю можна визначити по формулі

$$t_{sl}^{(i)} = \frac{L_{sl}}{S_{sl}^{(i)}} = \frac{\sqrt{(X_s - X_l)^2 + (Y_s - Y_l)^2 + (Z_s - Z_l)^2}}{S_{sl}^{(i)}}. \quad (14)$$

Таким чином, цільова функція (12) має наступні значення параметрів:

$$p = 6; m = 4; N_1 = 231; N_2 = 231; N_3 = 7 n_{i1}; N_4 = 7 n_{i2};$$

r_{ij} – елементи матриці (13); $t_{sl}^{(i)}$ – обчислюються по формулі (14).

Формування множин B_1 і B_2 здійснюється шляхом потрібного перекладу системи координат: із системи $X_N O_N Y_N$, у якій задані координати крапок кожного профільного перетину конструкторським кресленням, у систему верстака XOY (рисунк. 5).

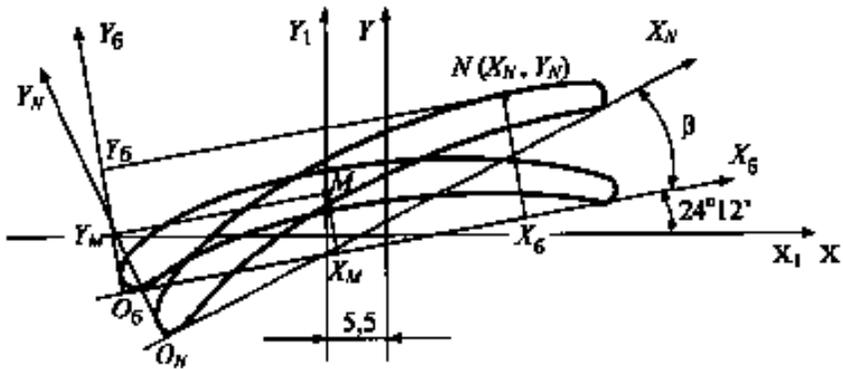


Рисунок 5 – Переклад системи координат із системи $X_N O_N Y_N$ в систему верстата XOY

Координати крапки $N(X_N, Y_N)$ профільних перетинів задані в кресленні в системі $X_N O_N Y_N$, поверненої щодо системи першого перетину $X_6 O_6 Y_6$ навколо центра мас – крапки M – на кут β . Крапка M задана в системі $X_6 O_6 Y_6$ координатами (X_M, Y_M) .

Координати крапки O_N у системі $X_6 O_6 Y_6$ визначаються по наступних формулах:

$$\begin{aligned} X_{O_N} &= X_M + \sqrt{X_M^2 + Y_M^2} \cos \alpha; \\ Y_{O_N} &= Y_M + \sqrt{X_M^2 + Y_M^2} \sin \alpha, \end{aligned} \quad (15)$$

де

$$\alpha = \beta + \pi + \arctg Y_M / X_M$$

Тоді крапка N профільного перетину в системі $X_6 O_6 Y_6$ має наступні координати:

$$\begin{aligned} X_6 &= X_{O_N} + X_N \cos \beta - Y_N \sin \beta; \\ Y_6 &= Y_{O_N} + X_N \sin \beta + Y_N \cos \beta. \end{aligned} \quad (16)$$

Звідси координати крапки N у системі XOY :

$$\begin{aligned}
 X &= (X_6 - X_M) \cos(-24,2^\circ) + (Y_6 - Y_M) \sin(24,2^\circ) - 5,5; \\
 Y &= -(X_6 - X_M) \sin(-24,2^\circ) + (Y_6 - Y_M) \sin(-24,2^\circ).
 \end{aligned}
 \tag{17}$$

Масив координат крапок, отриманих по формулі (17), є базовим для виконання алгоритму пошуку оптимальної траєкторії руху інструмента за критерієм мінімуму трудомісткості. Для цього використаний евристичний метод.

1. Інструмент підводить до початкової крапки $x_{\text{поч}}$ першої ділянки B_1 .

Причому в якості початкової може бути обрана будь-яка технологічно обґрунтована крапка оброблюваної поверхні.

2. У даній крапці будується троянданапрямоків (рисунок 6). Плошке її зображення не означає, що інструмент буде переміщатися в площині XOZ . У кожному з восьми напрямків визначається третя координата з умови, що отримана крапка належить оброблюваній поверхні. У кожній з восьми крапок визначається трудомісткість по формулі (14). Вибирається напрямок, що відповідає найменшій трудомісткості.

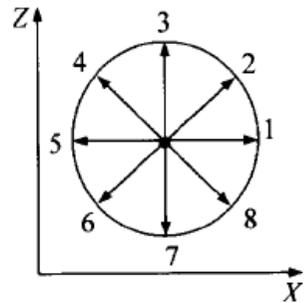


Рисунок 6 – Роза напрямків

3. В обраному напрямку здійснюється обробка певним інструментом з певним значенням подачі і визначається погрішність обробки на даній ділянці. Якщо погрішність перевищує задану точність, то даний напрямок відкидається і вибирається інше, зледве більшою трудомісткістю.

4. Обробка вважається закінченою, коли інструмент обійде всі базові крапки поверхні.

По описаному алгоритмі була складена програма та зроблено розрахунок траєкторії обробки пера лопатки п'ятого щабля компресора низького тиску газотурбінного двигуна. Результат розрахунку (траєкторія руху інструмента, що забезпечує мінімум трудомісткості при обробці пера лопатки) схематично показаний на рисунку 7.

У процесі розрахунку на печатку видаються номер крапки, її координати в системі верстата, значення подачі, номер ділянки, якому належить дана крапка, номер інструмента й накопичене значення трудомісткості. Трудомісткість обробки обраного маршруту склала 6,2 хвилин.

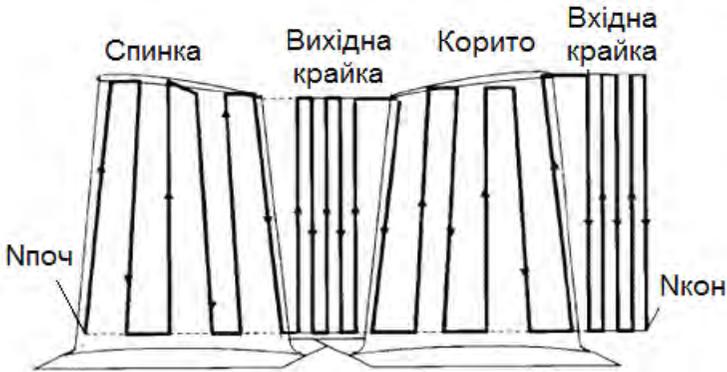


Рисунок 7 – Траєкторія руху інструмента, що забезпечує мінімум трудомісткості при обробці пера лопатки

Висновки

Даний тип фрезерування пера лопатки є самим продуктивним і застосовується на плоских не закручених лопатках і при чорновому фрезеруванні. Такий тип фрезерування використовує фірма «Starrag» для обробки крайок.

Однак якщо взяти до уваги точність обробленої поверхні, те найбільш оптимальним буде обробка спіральним способом або уздовж профільних перетинів. Для порівняння був зроблений розрахунок трудомісткості обробки уздовж профільних перетинів. Для цього маршруту вона склала 8,49 хвилин.

Список використаних джерел: 1.Братухин А.Г., Халимуллин Р.М., Юнусов Ф.С. и др. Размерное и безразмерноеформообразованиеповерхностей деталей. М.: Машиностроение, 1996. 272 с. 2.Лунев А.Н., Моисеева Л.Т., Юнусов Ф.С. Адаптивноеформообразование лопаток шлифованием. Казань: Изд-во Казан. гос. техн. ун-та, 2002. 135 с. 3.Берж К. Теорияграфов и ее применение. М.: Изд-воиностр. лит., 1962. 346 с. 4. Кузин Л.Т. Основыкибернетики. Математическоеосновыкибернетики. М.: Энергия, 1973. Т. 1. 504 с. 5.Справочник технологамашиностроителя: в 2 т. / Под ред. А.Г. Касимовой и Р.К. Меццержкова. М.:Машиностроение, 1986. Т. 1. 6.Таха Х. Введение в исследованиеопераций: в 2 кн. М.: Мир, 1985. Кн. 2. 496 с. 7.Вороновский Г.К., Махотило К.В., Петрашев С.Н., Сергеев С.А. Генетическиеалгоритмы, искусственныенейронные сети и проблемывиртуальнойреальности. Харьков: Основа, 1997. 112 с.

Надійшла до редакції 10.06.2012

Р.С. Турманидзе, д-р техн. наук, Д.С. Буцхрикидзе, Тбилиси, Грузия

ЭФФЕКТИВНОЕ АЛМАЗНОЕ ШЛИФОВАНИЕ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ, ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫМ СПОСОБОМ

Problems connected with the workability of the scale of hard and brittle, intractable non-metallic materials during diamond grinding by the ring face by progressive method and influences of orientation of the sapphire mono-crystal on the output parameters of the process have been considered.

Современные тенденции развития инструментальных и ряда конструкционных материалов требуют повышенных значений твердости, прочности на изгиб, высокого предела выносливости и износостойкости при повышенных температурах. Поэтому все более проблематичным становится выбор наиболее подходящих способов механической обработки и инструментального материала для эффективной обработки твердых конструкционных материалов и сверхтвердых композитов с требуемой точностью и качеством поверхности.

Шлифование, доводка и полировка являются практически единственными методами обработки деталей из этих материалов. Шлифование связанным абразивом обеспечивают высокую скорость съема материала, но недостаточное качество обработанной поверхности. Доводка дает высокую размерную и геометрическую точность, но имеет низкую производительность и не отвечает современным требованиям к экологии производства.

Растущие требования к точности и к качеству поверхности деталей, приводят к необходимости совершенствования существующих процессов и оборудования, применяемого в обрабатывающей промышленности.

В свете вышерассмотренного одновременное получение высокой производительности, характерной для шлифования связанными абразивными кругами, и качества поверхности на уровне доводки свободным абразивом является важной проблемой и обеспечивается предложенным прогрессивным способом алмазного шлифования [1].

Предложенный способ алмазного шлифования предназначен для высокоэффективной обработки плоских поверхностей деталей относительно малых размеров из твердых и хрупких труднообрабатываемых неметаллических материалов. Метод обеспечивает малые значения толщин среза, низкие контактные температуры, сохраняет точность формы алмазного круга и дает большие значения площади среза. Все это позволяет повысить скорость съема материала и качество шлифованной поверхности. Кинематика способа обеспечивает практически равномерный износ вдоль всей ширины шлифованного круга.

Увеличение ширины торцового шлифовального круга повышает производительность процесса, в то время как равномерный износ алмазного шлифовального круга уменьшает расход алмаза и снижает время и частоту правки круга.

Способ осуществляется торцом шлифовального круга с перекрытым абрабатываемой поверхности изделия шириной круга, подпружиненной подачей изделия или инструмента и с принудительным вращением изделия на жесткой оси по направлению вращения инструмента.

Усовершенствованный способ был реализован на лабораторном стенде для экспериментальных исследований алмазного шлифования различных, труднообрабатываемых материалов и на специальных, прецизионных шлифовальных станках, моделей ТШ -8805 и ГПИТ-10.

Станки и некоторые их отдельные технические решения защищены патентами (Патент США №4894957, №4901477, 1990 г., Европатент №88903468, №88903469, №88904709, 1990 г.). Обе модели шлифовальных станков используются на нескольких промышленных предприятиях бывшего СССР, в Японии и во Франции (модель ГПИТ-10 - Рис.1).

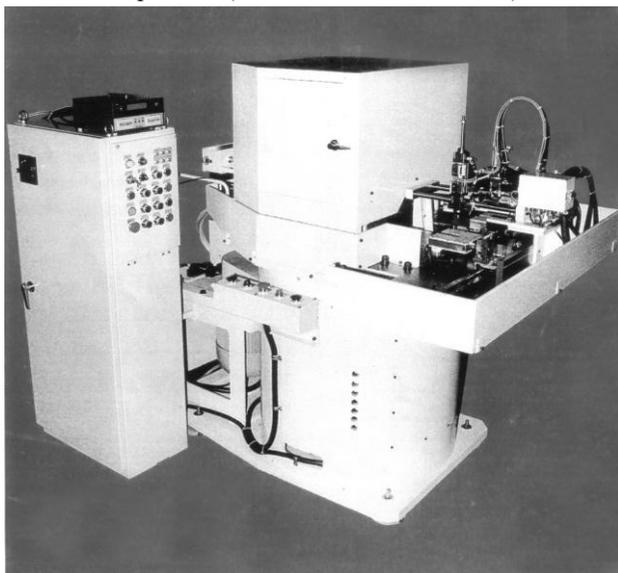


Рисунок 1 – Общий вид станка модели ГПИТ-10

По требованию Ливерпульского Университета Джона Мурса изготовлен лабораторный стенд, как базовая установка, для проведения совместных перспективных работ по разработке конкурентноспособных технологических процессов и станков нового поколения для прецизионной обработки изделий из твердых и хрупких материалов (Рис. 2.).

В ГТУ на подобной установке были проведены исследовательские работы по международным проектам ИНТАС и УНТЦ.

Обработываемость материалов изучалась в диапазоне скоростей от 1 до 12 м/с и при давлениях от 30 до 1500 кПа. Были испытаны круги на металлической, керамической и органической связках с размерами зерен 63/50 мкм и менее.

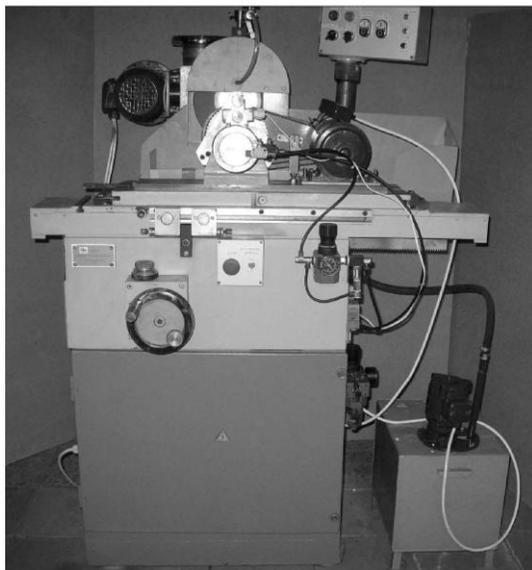
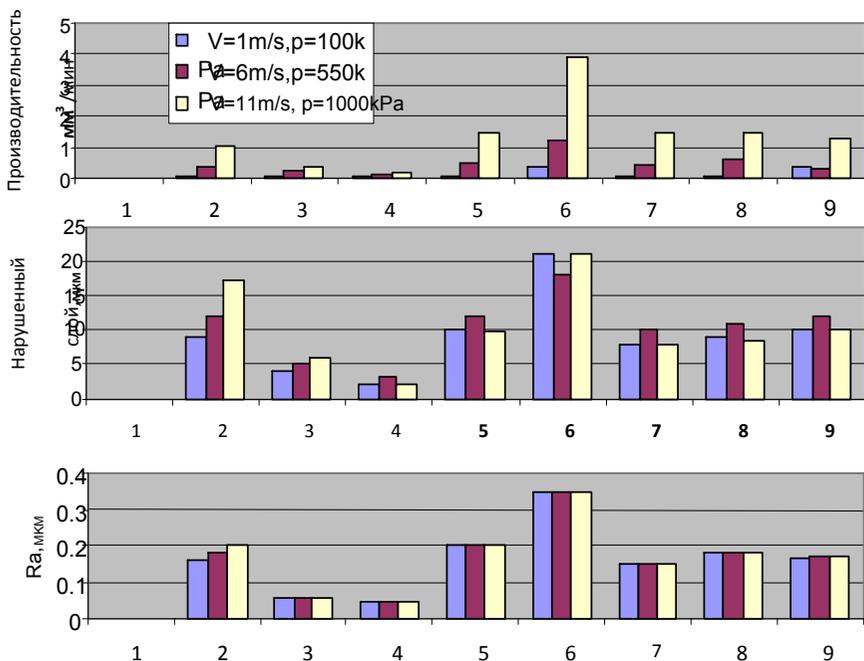


Рисунок 2 – Общий вид лабораторного станка.

Все выходные параметры производительность (Q), глубина нарушенного слоя (H) и шероховатость (Ra) поверхности изучались методом планирования эксперимента как функций входных параметров. Для каждого из выходных параметров было построено семейство кривых в зависимости от входных параметров, т.е. скорость (V), давление (P), размер зерна (d), материал связки и процентная концентрация абразивов в круге. На фиг. 3 представлены результаты обработки пьезокварца предложенным способом шлифования.

Независимо от материала связки производительность всегда увеличивается с ростом скорости резания и давления. Такой же эффект получен для глубины нарушенного слоя и шероховатости поверхности для испытываемых кругов на металлической ($M1$) и органической ($MO12$) связках. Чем выше скорость и давление, тем больше глубина нарушенного слоя.



	M1	M012	CK6						
	28/20		5/3	28/20	60/40	28/20			
	100%						25%	75%	125%
1	2	3	4	5	6	7	8	9	

Рисунок 3 – Скорость съема материала и параметры качества поверхности при обработке пьезокварца усовершенствованным способом

Размер зерна оказывает большое влияние на все выходные параметры процесса шлифования. Скорость съема материала повышается с увеличением размеров зерен. Меньшие зерна уменьшают глубину нарушенного слоя и шероховатость поверхности. Качественно такие же результаты были получены для гаммы других исследуемых материалов.

Режимы обработки, скорость съема материала и параметры качества поверхности для гаммы материалов представлены в таблице 1.

Морфология поверхностей, обработанных различными методами была изучена на сканирующем электронном микроскопе и сравнивалась между собой. На Рис.4 представлены микрофотографии обработанных поверхностей монокристаллического кремния и соответствующие им нарушенные слои

после обработки предложенным способом (а,б) и после доводки абразивным порошком М5 из карбида бора (с,д).

Таблица 1 – Режимы обработки, скорость съема материала и параметры качества поверхности

Обрабатываемый материал	Алмазный шлифовальный круг		Режимы		Производительность Q_t см ³ /мин	шероховатость R_a , мкм	Нарушенный слой H , мкм
	Зернистость	Связка	скорость рез. V , м/с	Давление P , кПа			
1	2	3	4	5	6	7	8
Пьезокерамика	28/20	М1	10	300	30	0.39	-
	28/20	СК6	10	300	30	0.40	-
	28/20	М012	10	300	4	0.29	-
Монокристаллы							
Монокристаллический кремний	28/20	М1	10	1000	7	-	-
	“	“	6	550	-	0.34	8...10
	28/20	СК6	10	1000	10	-	-
	“	“	1	100	-	0.47	10...15
	14/10	В1	10	1000	1.6	-	-
Арсенид галлия	28/20	М012	6	550	1.9	-	-
	“	“	1	100	-	0.30	6...8
Оптическое стекло							
К8	28/20	М1	6	550	1.9	-	-
	“	“	1	100	-	0.5	7.9
	28/20	СК6	6	550	0.8	-	-
	“	“	1	100	-	0.25	-
	28/20	М012	6	550	0.3	-	-
“	“	1	100	-	0.12	4...6	
Твердые сплавы							
ВК8	28/20	М1	6	550	0.4	0.11	-
“	28/20	СК6	6	550	2.2	0.16	-
	28/20	М020	6	550	1.6	0.15	-
“	28/20	М1	6	550	0.8	0.14	-
Т15К6	28/20	СК6	6	550	1.5	0.12	-
“	28/20	М020	6	550	2.4	0.18	-
Сверхтвердые композиты							
Композит 05	28/20	СК6	6	1000	0.08	0.18	-
Композит 10	28/20	СК6	6	1000	0.04	0.03	-

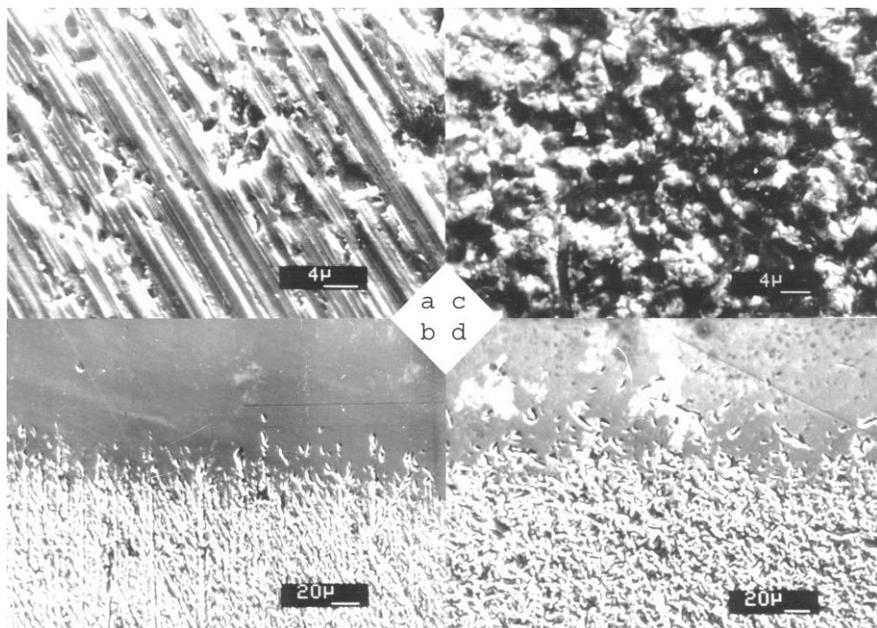


Рисунок 4 – Микрофотографии поверхностей монокристаллического кремния и соответствующие им нарушенные слои (косой шлиф при 3^0), а, в – после обработки предложенным способом, с, d – после доводки свободным абразивом.

На обработанной предложенным способом поверхности видны бороздки, полученные пластической деформацией (а), которое означает, что эта поверхность формируется главным образом за счет микропластического разрушения материала. Формирование обработанной поверхности при доводке свободным абразивом (с) происходит исключительно за счет хрупкого разрушения удаляемого слоя. Как это видно на косых шлифах обработанных поверхностей фиг. 4 б и d глубина нарушенных слоев находится в соответствии с механизмом образования поверхности.

Скорость съема материала и параметры качества обработанной поверхности при разных ориентациях кристалла сапфира

Таблица 2

№ п-п	Характеристика алмазного инструмента	Ориентация кристалла сапфира			
		{0001}			
		Выходные параметры			
		q , МКМ/МИН	R_p , МКМ	t_p , %	H , МКМ
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100%	55...60	2,5...3	20...25	-
2	АСМ 28/20, СК6 100%	130...150	2...2,5	20...25	8...10
3	АСМ 28/20, СК6 50%	120...130	2...2,5	20...25	-
4	АСМ 28/20, ВС-II 100%	30...35	0,25...0,3	30...35	6...8
5	АСМ 14/10, ВС-11, 100%	15...20	0,2...0,25	35...40	3...5
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25%	5...8	0,15...0,2	40...45	2...3

Таблица 3

№ п-п	Характеристика алмазного инструмента	Ориентация кристалла сапфира			
		{1010}			
		Выходные параметры			
		q , МКМ/МИ Н	R_p , МКМ	t_p , %	H , МКМ
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100%	180...200	3...3,5	15...2 0	-
2	АСМ 28/20, СК6 100%	280...300	2,5...3	15...2 0	12...14
3	АСМ 28/20, СК6 50%	200...220	2,5...3	15...2 0	-
4	АСМ 28/20, ВС-II 100%	110...120	1,3...1,5	25...3 0	10...12
5	АСМ 14/10, ВС-11, 100%	40...45	0,8...1	30...3 5	8...10
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25%	20...25	0,3...0,4	30...3 5	3...5

Одним из ярких представителей рассматриваемого класса твердых и хрупких неметаллических материалов является искусственный кристалл сапфира, который отличается высокой чистотой по химическому составу, твер-

достью, износостойкостью и долговечностью при работе в парах трения. В связи с этим кристалл сапфира, как наиболее биосовместимый конструкционный материал с человеческим организмом, является особенно привлекательным для такой области применения, как медицина. Подразумевается применение сапфира в имплантологии, в частности, для изготовления сферической головки эндопротеза тазобедренного сустава человека.

Таблица 4

№ п-п	Характеристика алмазного инструмента	Ориентация кристалла сапфира			
		{1012}			
		Выходные параметры			
		q, МКМ/МИ Н	q, МКМ/МИН	q, МКМ/ МИН	q, МКМ/МИ Н
1	АСМ 28/20, МШ-ТО 100%	150...170	3...3,5	15...2 0	-
2	АСМ 28/20, СК6 100%	230...250	2,5...3	15...2 0	12...14
3	АСМ 28/20, СК6 50%	180...200	2,5...3	15...2 0	-
4	АСМ 28/20, ВС-II 100%	100...110	0,8...1	25...3 0	10...12
5	АСМ 14/10, ВС-11, 100%	35...40	0,6...0,8	30...3 5	8...10
6	АСМ 14/10, связка органич. спец. 25%	15...20	0,3...0,4	30...3 5	3...5

К этим изделиям предъявляются особо высокие требования по точности формы и качеству поверхностей. Однако, сапфир является анизотропным материалом, что создает определенные трудности при механической обработке для достижения требуемых высоких уровней точности и качества. По этому, экспериментальные исследования влияния анизотропии кристалла сапфира на его обрабатываемость является актуальной проблемой.

В таблицах 2, 3, 4 даны результаты экспериментальных исследований по всем выходным параметрам для исследуемых алмазных кругов.

Анализ данных по параметру q показывает, что для всех испытуемых кругов ориентация (0001) характеризуется наименьшей производительностью, чем остальные.

Для всех испытуемых алмазных кругов соотношение значений производительности находится в пределах: $q_{0001}/q_{1010}=0,25...0,5$.

Разница между ориентациями (1010) и (1012) невелика, соотношение лежит в пределах: $q_{1012}/q_{1010}=0,75...1$.

На всех ориентациях максимальную производительность показывает алмазный круг на керамической связке СК6, $q=130...300$ мкм/мин. Также, максимальна величина соотношения: $q_{0001}/q_{1010}=0,4...0,5$.

Инструмент данной характеристики отличается стабильностью в работе и самозатачиванием.

Общая картина влияния V и p на q на кругах других характеристик практически остается неизменным.

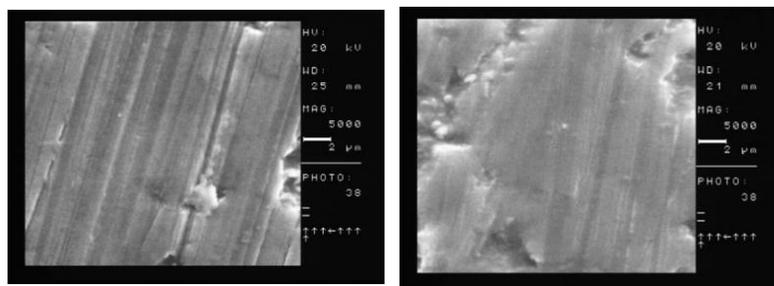
Надо отметить, что характеры зависимостей $q=f(V)$ и $q=f(p)$ при обработке сапфира хорошо коррелируют с данными по обработке подобных материалов, например пьезокварца.

Качество поверхности оценивалось высотой неровностей шероховатости поверхности Rz , мкм, относительной опорной длиной профиля на уровне $03-tr_{03}\%$ и глубиной нарушенного-трещиноватого слоя H мкм.

Размер зерна значительной степени влияет на Rz , чем концентрация – K . С увеличением d_3 , Rz увеличивается в пределах $1...1,5$ класса. При этом на ориентации (0001) Rz имеет наименьшие значения, затем на ориентациях (1012) и (1010).

По этому параметру наилучшие результаты дают круги на органических связках (табл. 2, 3, 4). По сравнению с кругами на металлической и керамической связках, Rz имеет на порядок низкие значения. Эта картина сохраняется для всех ориентаций сапфира.

Наилучшие результаты по этим показателям качества поверхности дают круги на органических связках: ВС-11, органическая специальная, tr примерно в 1,5 раза выше, а H – 3...5 раз меньше, чем на кругах с металлическими и керамическими связками.



а)

б)

Рисунок 5 – Микрофотографии поверхностей экспериментальных образцов сапфира.

а-Ориентация 0001 Алмазный круг – АСМ 14/10, ВС11, 100%, Режимы резания:

$V=3$ м/с, $P=750$ кПа. **б**- Ориентация 1010 Алмазный круг – АСМ 14/10, связка ВС-11

100%, Режимы резания: $V=3$ м/с, $P=750$ кПа.

Круги на керамической и металлической связках дают взрыхленную поверхность со сколами и выколами. Поверхность образцов обработанные кругами на органической связке отличаются строением поверхности (Рис. 5). Отчетливо видны следы резания материала путем пластической деформации (снятие мельчайших частиц в виде стружки) вместе с хрупким разрушением материала.

Соотношение площадей участков поверхности полученных двумя разными механизмами разрушения материала примерно равно единице.

Выводы:

1. Для каждого исследуемого материала определены оптимальные условия механической обработки по выбранному критерию оптимизации – производительности или параметров качества поверхности;
2. Предложенный прогрессивный способ может заменить трудоемкие и экологически нежелательные операции доводки свободным абразивом в технологическом процессе механической обработки конкретного изделия из исследуемых материалов с достижением как высокой производительности (в более десятков раз), так и показателей качества поверхности;
3. Характер влияния факторов процесса шлифования прогрессивным способом (V , P ; d_3 , $K\%$, материал связки) на выходные параметры для исследуемых материалов одинаковый.

Список использованных источников: 1. *B.I.Batiashvili, D.S.Butskhrikidze, G.L.Mamulashvili, R.S.Turmanidze, K.Kromp, B.Mills, O.B.Mgaloblishvili.* Technological Possibilities of Low-Temperature Precision Grinding Process when Machining Hard and Brittle Materials. Key Engineering Materials Vol. (2002), pp.149-156. 2. *R.Turmanidze, D.Butskhrikidze, M.Beridze.* Workability of the Sapphire crystal of Medical Purpose and Scheme of Formation of Spherical Surface of Increased Precision. FIFTH INTERNATIONAL CONFERENCE «Materials and Coatings for Extreme Performances: Investigations, Applications, Ecologically Safe Technologies for Their Production and Utilization». 22-26 September, 2008. Big Yalta, Zhukovka, Crimea, Ukraine. 3. *R.Turmanidze, O.Mgaloblishvili, D.Butskhrikidze, M. Beridze.* Grindability of single crystal sapphire in medical use and the scheme of forming highly precise spherical heads. The 66th International Congress of Precision Machining ICPM 2011. Liverpool John Moores University, 13th–15th September 2011. Day 1. Liverpool.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

А.В. Усов, А.Д. Ницевич, Е.Ю. Кутяков, Одесса, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ДЕФЕКТОВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ НА КАЧЕСТВО И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДЕТАЛЕЙ ТРАНСПОРТНЫХ МАШИН

Розроблено модель впливу технологічних дефектів зносостійких покриттів на якість і експлуатаційні характеристики деталей транспортних машин представлена у вигляді комплексу критеріальних співвідношень, які дозволяють управляти обробкою деталей з покриттям для забезпечення необхідної якості.

Разработана модель влияния технологических дефектов износостойких покрытий на качество и эксплуатационные характеристики деталей транспортных машин представлена в виде комплекса критеріальных соотношений, которые позволяют управлять обработкой деталей с покрытием для обеспечения требуемого качества.

A model of the impact of technological defects of wear-resistant coatings on the quality and performance details of transport vehicles provided in the form of a complex criterion relations that control the processing of parts with a coating to ensure the required quality.

В процессе эксплуатации транспортных машин происходит изменение их технического состояния, основными причинами которого являются изнашивание, усталостное разрушение, пластическая деформация, коррозия. Пластическая деформация и усталостное разрушение являются следствием конструктивно-технологических недоработок или нарушения правил эксплуатации.

Для упрочнения и восстановления деталей транспортных машин широко применяются различные методы наплавки, металлизации и напылений. При этом на границе покрытия – основной металл возможны дефекты нарушения сплошности соединения двух граничных тел. Такие дефекты могут быть причиной скалывания покрытий на финишных технологических операциях, или появляться в процессе эксплуатации, что в конечном итоге приводит к нарушению работоспособности сопряжения и механизма в целом.

Ввиду изложенного, возникает задача исследования равновесного состояния наследственного частичного дефекта под действием термомеханических напряжений формирующихся при шлифовании рабочих поверхностей с покрытиями и контактных эксплуатационных нагрузок.

Для рассмотрения модели кинетики формирования термомеханических процессов при обработке шлифованием и контактных нагрузок деталей с покрытиями предполагаем, что деталь представляет собой двухслойную полуплоскость, и разрушение происходит непосредственно в зоне воздействия нагрузок. Прочность покрытия определяется по возникающим в них напряжениям изгиба, а основания – по максимальным контактным напряжениям, которые имеют место непосредственно в зоне контакта сопряжения.

Для разработки критериев сплошности покрытия необходимо определить контактные напряжения в зоне положительного отрывающего направления (в предложении отсутствия отрыва покрытия) и сравнить их с напряжениями, разрушающими сцепление.

Дифференциальное уравнение изгиба покрытия, лежащего на упругом основании при безразмерных величинах нагрузок и размеров в случае, когда нагрузка $q(x,y)$, действуя на покрытие толщиной h , зависит от координаты y и x . Допустим на границе покрытия - матрица образовалось отслоение, занимающее плоскую область Ω .

Задача заключается в отыскании коэффициентов интенсивности контактных напряжений в граничных точках Ω , с помощью которых, как известно [1, 2] можно решать вопрос о равновесном состоянии рассматриваемого дефекта, и определить условия скалывания частично отслоившегося покрытия.

Предположим, что между покрытием и основным материалом нет касательного взаимодействия, то есть отличны от нуля только контактные нормальные напряжения $P(y)$.

Поэтому задачу можно сформулировать в виде следующей системы:

$$D_1 \frac{d^4 w}{dy^4} = P(x) - q(y) \quad (-\infty < y < \infty) \quad (1)$$

Здесь через D_1 обозначена жесткость покрытия $D_1 = \frac{E_1 h}{12(1-\mu^2)}$, E_1 - модуль упругости материала покрытия, h - толщина покрытия, μ - коэффициент Пуассона материала покрытия, $P(y)$ - нормальные контактные напряжения, действующие между покрытием и матрицей, $q(y)$ - нагрузка, отрывающая покрытие от основного материала, $w(y)$ - прогиб покрытия.

Вертикальные смещения $w(y)$ поверхностных точек матрицы в области отслоения Ω , ($|y| < a$), которые можно интерпретировать как раскрытие трещины, согласно [1] могут быть определены через основную матрицу-ядро в виде:

$$w(\dot{o}) = -\frac{D_2}{\pi} \int_{-\infty}^{\infty} K_0(\beta|y-s|) P(s) ds \quad (2)$$

где $D_2 = \frac{2(1-\mu_2^2)}{E_2}$; E_2 , μ_2 - коэффициенты упругости и Пуассона основного материала; $K_0(\beta|y-s|)$ - функция Макдональда, обладающая свойством

$$\lim_{\beta \rightarrow \infty} K_0(\beta|y-s|) = \ln \ln \frac{1}{|y-s|} + \gamma$$

Так как контактные напряжения на участке $|y| = |s| \leq a$ отсутствуют, то имеет место условие:

$$P(s) \equiv 0, |s| < a \quad (3)$$

Неизвестная разность (скачек функции) $\chi(y)$ между прогибами покрытия $w(y)$ и вертикальными смещениями $w_3(y)$ поверхностных точек основного материала в области Ω частичного отслоения представлена в виде:

$$W(y) - W_3(y) = \chi(y), \quad \chi(y) \equiv 0, \quad |y| > a$$

В результате проведенных исследований определяем контактное напряжение:

$$P(y) = \frac{D_1}{\pi A} \sum_{m=0}^{\infty} \chi_m \frac{d^2}{dy^2} \int_{-1}^1 \sqrt{1-s^2} U_{2m}(sa) \left[B + \ln \frac{1}{|y-s|} - \int_0^{\infty} \frac{\cos \alpha (y-s) - e^{-\alpha}}{\alpha (\alpha^3 + \gamma)} d\alpha \right] ds + \frac{1}{2\pi A} \int_{-a}^a q(as) \int_{-\infty}^{\infty} \frac{e^{-i\alpha|y-s|}}{\gamma + |\alpha|^3} d\alpha ds$$

Коэффициенты интенсивности контактных напряжений (КИН) определяются следующим образом: $K_I^+ = \frac{D_1}{\pi A} \lim_{y \rightarrow 1+0} \sqrt{2\pi(y-1)} \sum_{m=0}^{\infty} \chi_m P_m(y)$

$$K_I^- = \frac{D_1}{\pi A} \lim_{y \rightarrow 1-0} \lim_{y \rightarrow 1-0} \sqrt{2\pi(y-1)} P^*(y)$$

Анализ зависимости КИН от отношения h/a при различных значениях параметра $\beta = \frac{D_1}{D_2}$, $\mu_1 = \mu_2 = 0,3$; $D_1 = \frac{E_1 h}{12(1-\mu^2)}$; $D_2 = \frac{2(1-\mu_2^2)}{E_2}$ показывает, что при подборе покрытий для основного материала следует руководствоваться соответствием физико-механических свойств покрытий и материала матрицы ($\beta=1$), а также условиями нанесения их на поверхность изделий. Длина a участков частичного несхватывания покрытия с матрицей не должна превышать $1/3$ толщины наносимого покрытия. В противном случае значения КИН начинают резко возрастать, что свидетельствует о возможном отрыве с покрытия на указанном участке при обработке шлифованием.

Таким образом, разработана модель влияния технологических дефектов износостойких покрытий на качество и эксплуатационные характеристики деталей транспортных машин представленная в виде комплекса критериальных соотношений. В этом комплексе технологические параметры представлены через температуру шлифования и интенсивность теплового потока $q(y)$, которые позволяют управлять обработкой деталей с покрытием для обеспечения требуемого качества даже при наличии дефектов типа частичного отслоения.

Список использованных источников: 1. Усов А.В., Дмитришин Д.В., и др. Моделирование систем с распределенными параметрами Одесса, Астропринт, 2002г-716с. 2. Понов Г.Я. Концентрация упругих напряжений возле штампов, разрезов, тонких включений и подкреплений. — М: Наука, 1982.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

В.Т. Федоренко, С.В. Рябченко, Я.Л. Сильченко, Киев, Украина

ИЗГОТОВЛЕНИЕ КОРПУСОВ КРУГОВ СВЕРХТВЕРДЫХ МАТЕРИАЛОВ ИЗ КОМПОЗИТА КАК АЛЬТЕРНАТИВА МЕТАЛЛУ

Проведенний аналіз використання різноманітних матеріалів для корпусів інструментів з надтвердих матеріалів розглянуто перспективи використання для корпусів композитних матеріалів. Представлена інформація про алмазні і кубанітові круги з корпусами із композитного матеріалу форми 11V9, 12R4 які не потребують токарної обробки

Проведен анализ использования различных материалов для корпусов инструментов из сверхтвердых материалов. Рассмотрены перспективы использования для корпусов композитных материалов. Представлена информация о алмазных и кубанитовых кругах с корпусами из композитного материала формы 11V9, 12R4-не требующих периодической токарной обработки.

The possibility to use various materials to manufacture bodies for tools of superhard materials has been analyzed. The prospects for this purpose of using composite materials based on organic gums have been considered. The information is given on superhard materials wheels of the 11V9 shape of size 100x3 and 12R4 shape of size 100x3 with bodies from a composite material, which does not require a periodic turning in the process of operation.

Наряду с качеством, для потребителя инструмента из сверхтвердых материалов большое значение имеет их себестоимость. Эти два свойства определяют конкурентоспособность инструмента. В данной статье мы ставим целью рассмотреть возможность снижения себестоимости отечественных кругов из сверхтвердых материалов чашечной и тарельчатой формы и таким образом создать предпосылки для повышения их конкурентоспособности как на внутреннем, так и на внешнем рынках.

Здесь мы затронем только одну, но довольно важную статью калькуляции в себестоимости инструмента из сверхтвердых материалов, а именно – стоимость корпуса.

Корпуса инструмента из сверхтвердых материалов обычно изготавливают из следующих материалов:

- 1.Алюминиевого проката
- 2.Алюминиевого литья
- 3.Конструкционной и легированной стали
- 4.Керамических материалов
- 5.Композиционных материалов на основе органических смол

Исследования, в свое время проведенные в Институте сверхтвердых материалов А Н Украины Шепелевым А.Н., Лавриненко В.И., Петасюком Г.А., Петасюк О.У., Федоренко В.Т.[1] дают основания утверждать, что с точки зрения эксплуатационных свойств, одними из лучших являются алюминиевые корпуса. Это объясняется их достаточно высокой жесткостью и хорошей теплопроводностью, что очень важно в условиях работы инструмента из

сверхтвердых материалов без использования охлаждающей жидкости. Последнее свойство очень значительно влияет как на износостойкость кругов, так и на качество поверхности обрабатываемого изделия, в смысле фазовых изменений в поверхностном слое материала, связанных с так называемыми прижогами. Недостатком корпусов из алюминиевого проката является их относительно высокая себестоимость (Рис.1).



Рисунок 1 – Относительные цены на корпуса чашечных и тарельчатых кругов из сверхтвердых материалов. За 100% принята цена корпуса из алюминиевого проката по данным завода ИСМ

Практика использования кругов из сверхтвердых материалов на производствах свидетельствуют, что корпуса из алюминиевого литья по эксплуатационным характеристикам не отличаются по эксплуатационным характеристикам от корпусов, изготовленных из алюминиевого проката при условии надлежащего качества литья. Литье не должно содержать раковин, трещин и других дефектов. Такие корпуса дешевле корпусов из проката. (Рис.1)

Стальные корпуса имеют более низкую теплопроводность по сравнению с алюминиевыми, но они имеют более высокую осевую жесткость. Последнее свойство значительно влияет как на износостойкость инструментов из сверхтвердых материалов, так и на точность изделий, подвергаемых шлифованию. К преимуществам стальных корпусов следует также добавить их сравнительно невысокую себестоимость (Рис.1).

Однако, широкое использование корпусов из конструкционных сталей при изготовлении чашечных и тарельчатых кругов вряд ли может иметь большие перспективы из-за их большого веса и склонности к коррозии.

Вышесказанное, безусловно, относится именно к чашечным и тарельчатым кругам из сверхтвердых материалов, поскольку сталь может широко использоваться и используется при изготовлении корпусов головок 1A1W и тому подобное. А в таких инструментах, как алмазные отрезные круги, алмазные отрезные круги сегментные, корпусам из закаленных сталей просто нет альтернативы.

Корпуса из керамических материалов состоят из смеси частиц легкоплавкого стекла, электрокорунда и других материалов. Такие корпуса недопруги. Их недостатком является уязвимость перед случайными ударами. И если в случае изготовления кругов на керамических связках формы 1А1, корпуса из других материалов, кроме керамики, использовать невозможно вследствие неодинаковости коэффициентов термического расширения алмазосодержавшего слоя и корпуса, то корпуса чашечных кругов из керамики вряд ли могут иметь перспективы.

Что касается кругов из композитных материалов на основе органических смол то в отечественной промышленности они используются крайне ограничено.

С одной стороны причиной тому были не совсем удачные попытки использовать

такие корпуса в предыдущие десятилетия из-за неудовлетворительного качества

композиций. Разработке более совершенных композиций не способствовала относительная дешевизна металла.

В восьмидесятых годах прошлого столетия ленинградским заводом “Ильич” выпускались алмазные и эльборовые тарелки с корпусами на основе пластических масс. Недостатком этих корпусов являлась их низкая теплопроводность и невысокая осевая жесткость. Низкая теплопроводность являлась причиной повышенного нагрева алмазосодержавшего слоя, что было одной из причин невысокой износостойкости. Были попытки увеличить теплопроводность корпусов введением в их состав тонкой дробленой металлической стружки-отходов при лезвийной обработке цветных металлов. Но практика инструментальных заводов, использовавших круги с такими корпусами показала, что расход алмазосодержавшего слоя в этом случае оставался неудовлетворительным. На повышенный износ влияла еще и невысокая осевая жесткость кругов, которая вела к нежелательным вибрациям [2].

В восьмидесятых-девяностых годах львовским Заводом алмазного инструмента выпускались алюмобакелитовые корпуса чашечных кругов. Но плохая обрабатываемость лезвийным инструментом таких корпусов не способствовала их надлежащему товарному виду.

С другой стороны, на наш взгляд, еще одной причиной малого распространения у нас корпусов из композитов является несколько предубежденное мнение некоторых специалистов, считающих что решающим фактором при выборе того или иного материала для корпуса круга из сверхтвердых материалов является осевая жесткость, и идеальными материалами являются алюминий и сталь.

А между тем композиционные материалы в данном случае заключают в себе большие возможности благодаря тому, что варьируя компоненты и условия получения композита можно достигать необходимых свойств материала.

Так например, как в случае с корпусом круга 11V9. Данный тип изделия является разновидностью чашечного круга. Изготовленный согласно ГОСТ 16173-81 круг формы 11V9 с алюминиевым корпусом обладает существенным недостатком.

Дело в том, что данный круг необходимо периодически подвергать токарной обработке, поднутря корпус с внутренней стороны алмазного слоя. Для этого круг должен быть снят с заточного станка с последующей токарной операцией.

Последнее обстоятельство приводит к неудобствам, которые делают круги формы 11V9 отечественного производства неконкурентоспособными в сравнении с европейскими.

Нами были разработаны круги формы 11V9-100x3, лишенные этого недостатка (Фото1).



Фото 1

Была разработана композиция на основе формальдегидной смолы и алюминия для корпусов этих кругов. В состав композиции были введены компоненты, позволяющие получить необходимые в данном случае фрикционные свойства композита. Как результат, корпус круга нет необходимости снимать с заточного станка и поднутрять. Корпус круга изнашивается вместе с рабочим слоем и одновременно обеспечивает надежное удержание рабочего слоя, делая невозможным его отрыв или скол. При этом композит обеспечивает достаточную осевую жесткость корпуса.

Круги успешно внедрены на Банкнотной фабрике Украины взамен кругов немецкой фирмы Винтер.

Развивая вышеописанный подход к изготовлению кругов из СТМ, нами была разработана технология производства кругов формы 12R4-100x3, корпус которых выполнен из композита на основе порошка алюминия и фенол-

формальдегидной смолы. Конструкция круга формы 12R4-100x3, представленная на фото 2 отличается от конструкции рекомендуемой ГОСТ16177-82 тем, что высота алмазосодержащего слоя составляет 7 мм., благодаря тому, что корпус круга удерживает абразивосодержащий слой с внутренней стороны, в отличие от высоты слоя 2мм., которую регламентирует ГОСТ. . Расчет показывает, что объем абразивосодержащего слоя нового круга 12R4-100x3 составляет 7 см³, в то время как объем алмазосодержащего слоя круга Полтавского алмазного завода равен 2,2 см³, т.е. в 3,2 раза меньше.



Фото 2

Данное обстоятельство позволяет значительно увеличить ресурс инструмента при меньших затратах на корпус. Износ корпуса вместе с алмазосодержащим слоем, как и в случае с кругом 11V9-100, позволяет не подвергать круг периодически токарной обработке.

Испытания данных кругов рабочий слой которых содержит 30 ст алмазов АС6 зернистостью 125\ 100 проводились на операции заточки твердосплавных фрез предназначенных для обработки мебельных деталей из МДФ. Фрезы были оснащены твердым сплавом марки ВК8 (ГОСТ3882-74) и импортным сплавом KCR-06, фирмы CERATIZIT, Люксембург.

Параметры режима заточки:

$V=20$ м мин $S_{пр}=2$ м мин $S_{поп}=0,02$ мм дв.ход

Заточка проводилась без использования СОТС.

До полного износа круга было заточено

75 фрез, оснащенных твердым сплавом ВК-8

35 фрез, оснащенных твердым сплавом КСР-06

до полного износа круга 12R4 100x10x3x2x32 В2-01 АС4 125 100 100 Полтавского завода алмазного инструмента было заточено

20 фрез, оснащенных твердым сплавом ВК8

15 фрез, оснащенных твердым сплавом КСР-06

Результаты испытаний ясно указывают на целесообразность использования данных кругов взамен кругов рекомендуемых ГОСТ 16176-82 на операциях, позволяющих полностью использовать алмазоносный слой повышенной высоты.

Эксплуатационные показатели алмазных кругов корпуса которых выполнены из композита позволяют их рекомендовать для использования на станках полуавтоматах, автоматах и автоматических линиях. Отсутствие прижогов на обрабатываемых поверхностях свидетельствует о приемлемой теплопроводности корпуса круга. К тому же использование таких кругов возможно и с применением СОТС.

В процессе работы такими кругами не наблюдалось повышенных вибраций ситемы СПИД, которые могли бы отражаться на ухудшении параметров шероховатости обработанной поверхности, которая составляла 1,25 мкм по НОСТ 2789-73. Такая шероховатость является характерной при обработке твердого сплава на вышеуказанных режимах алмазным кругом данной зернистости.

Список использованных источников: 1.Осевая жесткость шлифовальных кругов 12А2-20 из СТМ /А.А. Шепелев, Г.А. Петасюк, В.И. Лавриненко, Г.А. Петасюк, В.Т. Федоренко./ Сверхтвердые материалы-1995 №4-С.82-85. 2.Алмазные шлифовальные круги: ограничения по критерию жесткости. /В.И. Лавриненко, А.А. Шепелев, А.В. Тимошенко, Л.Н. Девин./ Технология ремонта машин ,механизмов и оборудования:Материалы V11-й Международной конференции 25-27 мая 1999г. Алушта-Киев: АТМ Украины, 1999-С.82-83.

Поступила в редколлегию 06.06.12

Д.О. Федоренко, Харьков, Д.В. Криворучко, д-р техн. наук, Сумы,
В.А. Федорович д-р техн. наук, Харьков, Украина

ДИНАМИЧЕСКОЕ 3D МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ШЛИФОВАНИЯ В РЕЖИМЕ САМОЗАТАЧИВАНИЯ

Шліфування є найбільш поширеним високопродуктивним способом прецизійної обробки деталей машин. В цій статті розглянуті основні проблеми, виникаючі при шліфуванні у режимі самозаточування, а також розглянуті перспективи їх вирішення з використанням динамічного 3D моделювання по методу скінчених елементів.

Шлифование является наиболее распространенным высокопроизводительным способом прецизионной обработки деталей машин. В данной статье рассмотрены основные проблемы, возникающие при шлифовании в режиме самозаточивания, а также рассмотрены перспективы их решения с использованием динамического 3D моделирования по методу конечных элементов.

Grinding is the most common way to high-precision machining of machine parts. This article describes the main problems associated with self sharpening grinding process, as well as the prospects for their solution, using dynamic 3D finite element simulation.

Введение

Существенной проблемой при абразивной обработке деталей является снижение режущей способности в процессе эксплуатации шлифовальных кругов вследствие приспособляемости рабочей поверхности круга и обрабатываемой поверхности по причине износа абразивных зерен и засаливания рабочей поверхности круга. В результате эффективность шлифования снижается, возрастает давление на деталь в зоне резания, появляются дефекты обработки в виде прижогов и огранки [1]. Для восстановления режущей способности абразивного инструмента производят правку инструмента, которая заключается в принудительном удалении затупившихся зерен.

Вместе с тем при эксплуатации алмазных и эльборовых кругов, абразивные зерна которых отличаются повышенной хрупкостью, при определенных режимах шлифования проявляется полный либо частичный эффект самозаточивания [2, 3]. Самозаточивание заключается в постепенном и равномерном удалении затупившихся зерен со шлифующей поверхности круга. Самозаточивание имеет место в том случае, когда из-за затупления зерен давление, действующее на них, превышает прочность удерживающей их связки. Интенсивность самозаточивания алмазно-абразивного инструмента зависит от степени сопротивления, оказываемого связкой выкрашиванию зерен. Наиболее эффективное использование круга наблюдается в том случае, если связка удерживает зерна только до момента потери ими режущей способности.

В то же время при чрезмерно интенсивном самозаточивании из-за неравномерной нагрузки на зерна и неравномерного износа круг постепенно при-

обретает неправильную геометрическую форму, что приводит к увеличению погрешностей размеров, образованию на обрабатываемых поверхностях деталей волнистости и появлению вибраций [4].

Решающим фактором в повышении эффективности работы алмазно-абразивных инструментов является, на наш взгляд, рациональный подбор компонентов круга и применение научно обоснованных режимов резания, позволяющих существенно увеличить период стойкости шлифовальных кругов.

Современные тенденции создания наукоемкой продукции характеризуются резким расширением приложений математики, во многом связанным с созданием и развитием средств вычислительной техники [5]. Развитие вычислительной техники открывает перспективы разработки трехмерной (3D) методологии комплексного исследования взаимосвязанных процессов изготовления и эксплуатации алмазно-композиционных материалов (АКМ) и режущих инструментов из них, повышения их надежности.

Как свидетельствует международный опыт, моделирование процессов обработки является действенным инструментом для исследования факторов, определяющих эффективность шлифования и оптимизации процесса.

В настоящих исследованиях основным инструментом реализации теоретических экспериментов по моделированию процесса шлифования являются аналитические программные пакеты, основанные на методе конечных элементов (МКЭ). Эти программные продукты, известные под общим названием *Computer-aided engineering* (CAE), предназначены для инженерных расчетов, анализа и симуляции различных физических процессов и позволяют при помощи расчетных методов оценить, как поведет себя компьютерная модель изделия в реальных условиях эксплуатации. Работа таких программ чаще всего основана на численных методах решения дифференциальных уравнений, таких как метод конечных элементов, метод конечных объемов, метод конечных разностей и др. [6-9]. Основным преимуществом методов компьютерного моделирования является возможность прогнозирования работоспособности изделия, без существенных затрат времени и средств.

Эффективным способом для решения вышеуказанных проблем, на сегодняшний день, является моделирование процесса шлифования, в результате которого можно прогнозировать поведение инструмента в заданных условиях и определить критерии для обоснованного выбора материалов и конструкций при создании эффективного абразивного инструмента.

Исходя из изложенного, целью настоящей работы является динамическое 3D моделирование процесса шлифования в режиме самозатачивания, что позволит определить рациональные характеристики компонентов круга и режимы шлифования для обработки широкого спектра материалов. Для решения поставленной задачи с привлечением метода конечных элементов были проведены теоретические исследования, направленные на изучение факторов и

условий, определяющих реализацию режима самозатачивания шлифовальных кругов.

Методика применения решателя *LS-DYNA* для динамического 3D моделирования процессов алмазно-абразивной обработки инструментом из СТМ

LS-DYNA (LSTC) – многоцелевая программа, предназначенная для решения трехмерных динамических нелинейных задач механики деформируемого твердого тела, механики жидкости и газа, теплопереноса, а также связанных задач – механики деформированного твердого тела и теплопереноса, механики деформируемого твердого тела и механики жидкости и газа. Преимуществом данного программного продукта является повышенная производительность при моделировании многокомпонентных систем. Общая концепция проведения динамических модельных экспериментов представлена на рис 1.

Проведение модельных экспериментов по изучению динамики изменения 3D НДС системы «алмазное зерно – металлофаза – связка – обрабатываемый материал» при шлифовании в режиме самозатачивания проводилось в такой последовательности:

1. *Построение геометрической модели «алмазное зерно – металлофаза – связка – обрабатываемый материал» в программном пакете SOLIDWorks*

Заготовка создавалась в виде прямоугольного параллелепипеда с размерами 500х600х100мкм. Абразивное зерно имело геометрию октаэдра и соответствовало зернистости 100х80 мкм. С целью моделирования марки зерна в него была помещена металлофаза призматической формы размерами 50х70х10 мкм, объем которой составил 7% от объема зерна, что соответствует марке алмазного порошка АС4. Связка моделировалась в виде прямоугольного параллелепипеда с размерами 500х500х250 мкм на одной из граней которого были произвольно размещены три посадочных поверхности под абразивные зерна. Для воспроизведения структуры круга в теле связки были созданы поры сложной геометрической формы. Соотношением объема связки к общему объему зерен задавалась концентрация, равная, в нашем случае 10%.

2. *Сборка модели системы и ее экспорт из конструкторского модуля SOLIDWorks в расчетный комплекс ANSYS.*

В программе ANSYS осуществлялся выбор типа конечных элементов из библиотеки пакета для каждого компонента системы, построение сетки конечных элементов и ее селективное сгущение. Для заготовки использовались конечные элементы типа *Hex Dominant* прямоугольной формы, сгущение выполнялось по направлению к зоне контакта заготовки с абразивными зернами. На остальных элементах системы конечно-элементная сетка формировалась элементами типа *Tetrahedron*. Сгущение сетки выполнялось в областях задел-

ки абразивных зерен в связку, в местах контакта зерен с заготовкой и включения металлофаз.

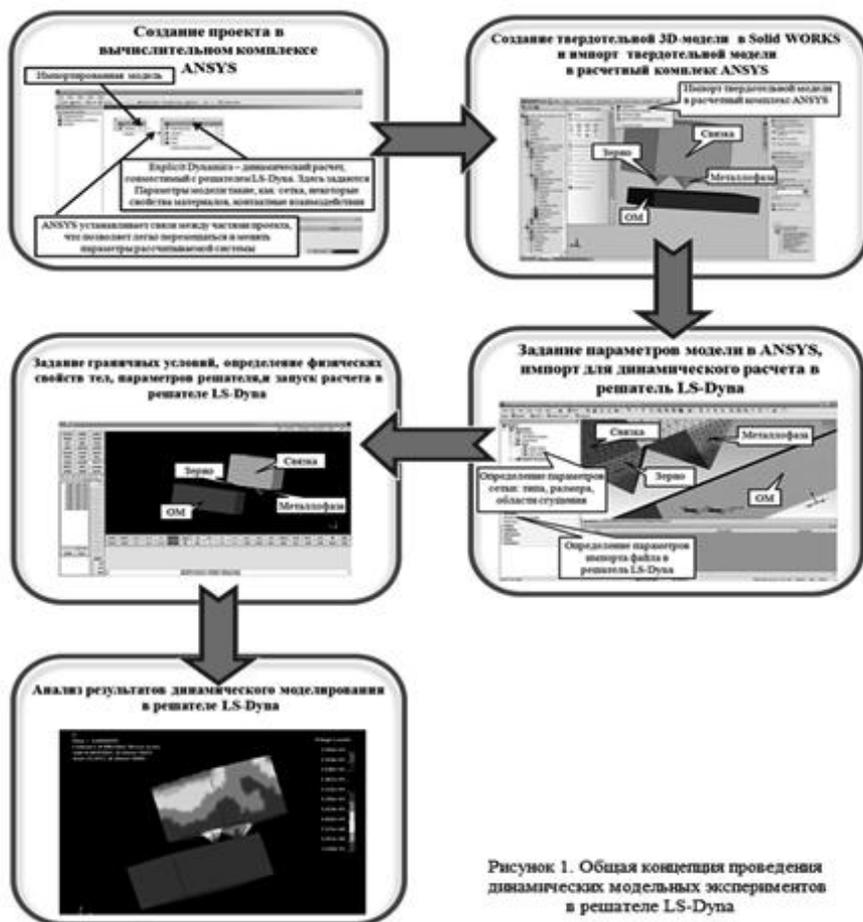


Рисунок 1. Общая концепция проведения динамических модельных экспериментов в решателе LS-Dyna

3. Закрепление конечноэлементной модели (задание нулевых или других заданных перемещений).

Произведено с использованием атрибутов геометрической модели (точки, линии, поверхности).

4. Экспорт данных конечноэлементной модели в модуль решателя LS-Dyna.

5. Задание свойств материалов для каждой зоны конструкции.

Для алмазных зерен и обрабатываемого материала использовался критерий разрушения по Джонсону-Холмквисту (Johnson-Holmquist). Модель по-

ведения материала Джонсона-Холмквиста впервые предложена для описания реакции хрупких материалов при больших деформациях. В данных расчетах применялась вторая версия этой модели, известная как JH-2 [10] в которой прочность и повреждение материала рассматриваются как функции от представляющих переменных. Более того, в материале рассматривается развитие повреждений.

Модель JH-2 [10] требует несколько определяющих параметров для полного описания реакции конкретного материала. Первоначально реакция материала считается упругой, НДС которой полностью описывается упругими свойствами материала (модуль сдвига) и уравнением состояния.

При сжимающих нагрузках, когда девиатор напряжений превышает критическое значение, в материале начинают накапливаться повреждения. Это накопление повреждений отслеживается через параметр повреждения FS (Failure criteria) (от 0 до 1.0), и соответствующие необратимые или пластические деформации. При растяжении, материал реагирует упруго до хрупкого разрушения при указанном эффективном значении напряжения, что соответствует полному мгновенному разрушению. Несмотря на то, что модель JH-2 не учитывать эффекты скорости деформации, было отмечено, что эти эффекты, как правило, вторичны по сравнению эффектами от давления [9, 10]. Это подтверждено экспериментально, и находит отражение в типичных значениях для констант в модели. В настоящее время прочность материала определяется из уравнения 1:

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i - \sigma_f) \quad (1)$$

где, D – накопленное повреждение материала, σ^* – текущая нормальная прочность, σ_i – прочность не разрушенного материала, σ_f – прочность разрушенного материала

6. *Расчет созданной конечноэлементной модели в конкретном модуле расчетчика в зависимости от типа задачи.*
7. *Вывод и интерпретация результатов расчета (на экран, в выходной файл).*

Результаты и их обсуждение

В результате проведенных расчетов получены эпюры динамического распределения полей напряжений при шлифовании группой зерен, а также рассчитаны объемы разрушенного материала для заготовки и зерен. Пошаговая визуализация распределения напряжений и в группе абразивных зерен и обрабатываемом материале, а также характер и объем разрушений элементов системы проиллюстрированы на рис.2.

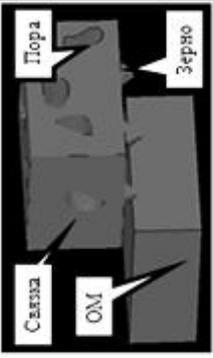
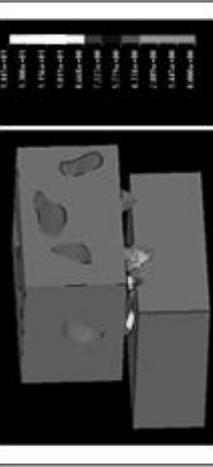
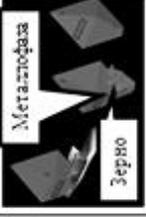
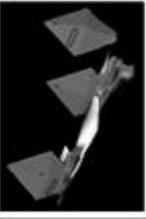
Шар диспергирования № 1 Время $T=0$ с	Шар диспергирования № 2 Время $T=0,0098$ с	Шар диспергирования № 3 Время $T=0,011$ с
Распределение напряжений в системе шлифовалки		
		
Брешики отсутствуют	Распределение напряжений в группе абразивных зерен и обрабатываемом материале	
		
	Разрушение зерна и обрабатываемого материала	
Брешики отсутствуют		
		

Рисунок 2 – Визуализация распределения напряжений и разрушений абразивных зерен и обрабатываемого материала на i-том шаге

Выводы

Впервые смоделированы эксперименты в программном пакете *LS-Dyna*, что позволило изучить 3D НДС системы «ОМ – зерно – металлофаза – связка» в динамике при моделировании процесса шлифования максимально приближенного к реальному процессу абразивной обработки в режиме самозатачивания. В ходе эксперимента получены значения эквивалентных напряжений и проанализированы их динамические изменения.

Показано, что концентрация зерен в круге, а также их ориентация друг относительно друга, играет большую роль в сохранении его целостности. В случае, если алмазные зерна ориентированы таким образом, что их металлофазы находятся в непосредственной близости друг от друга, напряжения будут максимальными, что может привести к образованию трещин в зернах. Такое наблюдение может быть объяснено наложением полей напряжений.

Установлено, что фактор пористости связки (количество, размеры пор и характер их распределения) в большой степени определяет возникновение критических напряжений, приводящих к выкрашиванию затупившихся зерен, а следовательно обуславливает возможность управления процессом самозатачивания за счет регулирования характеристик пористости связки.

Предложенная методология позволяет расчетным путем определить рациональные сочетания физико-механических свойств связки, марки алмазных зерен, их зернистость и концентрацию, а также режимы шлифования, при которых будет реализован режим самозатачивания алмазно-абразивных кругов, обеспечивающий максимальный коэффициент использования потенциально высоких режущих свойств алмазных зерен.

Список использованных источников: 1 *Суслов А. Г.* Качество поверхностного слоя деталей машин. – М.: Машиностроение, 2000. – 320 с.; 2 *Грабченко А.И.* Расширение технологических возможностей алмазного шлифования. – Харьков: Вища школа, 1985. – 184 с.; 3 *Антонюк В.С., Волкогон В.М. и др.* Высокоэффективная обработка деталей технологического оборудования инструментом из ПСТМ на основе плотных модификаций нитрида бора // Резание и инструмент в технологических системах.– Междунар. науч.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008.– Вып.74.– с. 7–13; 4 *Мишинаевский Л. Л.* Износ шлифовальных кругов. – Киев: Наукова думка, 1982. – 192 с.; 5 *Худобин Л. В., Унянин А.Н.* Минимизация засаливания шлифовальных кругов. – Ульяновск : УлГТУ, 2007. – 298 с.; 6 Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении: Уч. пособие / Под. ред. А.И. Грабченко. - Харьков: ХГПУ, 1999. - 436 с.; 7. *Gol'din V.V., Zhuravskii V.G. and other.* CALS technologies and tolerant translators Automation and Remote Control, Volume 68, Number 4, 710-726; 8 *Jackson M. J., Davis C. J and other.* High-Speed Grinding with с.В.N. Grinding Wheels – Applications and Future Developments, Journal of Materials Processing Technology (2001), 110, 78-88. ISSN 0924-0136; 9 *Jackson M. J., Barlow N. and other.* Computer Aided Design of High-Performance Grinding Tools, Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers (London), Part B - Journal of Engineering Manufacture, (2001), 215, 583-588. ISSN 0954-4054; 10 *Duane S. Cronin K., and other.* Implementation and Validation of the Johnson-Holmquist Ceramic Material Model in LS-Dyna, 4th European LS-DYNA Users Conference.- p. 47-60

Поступила в редакцию 15.06.2012

С.А. Чевычелов, канд. техн. наук, В.В. Сидорова, Курск, Россия

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ПРОТЯЖНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГРАННЫХ ОТВЕРСТИЙ

В роботі представлені результати дослідження напруги ріжучих зубів протяжки для отримання гранних отворів, що виникають в процесі різання при різних подачах на зуб, а також вплив зміни переднього кута γ і подачі на зуб на максимальні напруги зуба протяжки.

В работе представлены результаты исследования напряжений режущих зубьев протяжки для получения гранных отверстий, возникающих в процессе резания при различных подачах на зуб, а также влияние изменения переднего угла γ и подачи на зуб S_z на максимальные напряжения зуба протяжки σ .

The results of stress analysis of cutting teeth pulling to get sided holes arising in the process of cutting at different feed rates per tooth, and the impact of changes in the forward angle γ and the feed per tooth for a tooth pulling the maximum voltage.

Использование высокопроизводительных технологических процессов и применение современных конструкций режущих инструментов приводит к увеличению объема производства и качества продукции. Одним из таких процессов, которым обеспечивается стабильное получение точности в диапазоне от 11-го до 6-го квалитетов и шероховатость поверхности до Ra 1,25-0,32 мкм является протягивание. При этом протяжка является сложным и дорогостоящим режущим инструментом, конструктивные решения режущей и калибрующей частей которой напрямую влияют на качество получаемой поверхности.

В связи с многообразием профилей обрабатываемых поверхностей, вариантов конструкции режущей части и схем срезания припуска, общие рекомендации по проектированию данного инструмента не всегда являются рациональными. В настоящее время, опираясь на системы автоматизированных инженерных расчетов, актуальной задачей является исследование вариантов конструкторских решений на стадии проектирования, учитывая конкретные условия производства.

Для передачи вращающего момента в буровых установках необходима разработка протяжного инструмента, который позволил бы сформировать требуемый гранный профиль поверхности на валу-шестерне, рисунок 1.

Исходными данными для проектирования являются: материал заготовки сталь 40X (ГОСТ 4543-71), материал протяжки быстрорежущая сталь P18 (ГОСТ 19265-73); диаметр предварительно обработанного отверстия $D_0 = 72H9^{(+0,06)}$ мм; диаметр отверстия, получаемого протягиванием $D = 80H9^{(+0,074)}$ мм; длина отверстия, получаемого протягиванием $L = 300$ (285)

мм; длина протягиваемой поверхности $L_{np} = 170$ мм; качество отверстия в заготовке – Н9; шероховатость протянутой поверхности (плоские участки) Ra 5 мкм; номинальная тяговая сила протяжного станка $P_c = 204000$ Н.

На основании анализа заготовки, поступающей на протяжную операцию, наиболее рациональным является использование одинарной генераторно-профильной схемы снятия припуска. Согласно рекомендациям [1] в соответствии с группой обрабатываемости (II-ой группой обрабатываемости) и группой качества протягиваемой поверхности (3-ей группой качества), назначаем скорость резания $v = 9,6$ м/мин и подъем на зуб черновых ($S_z = 0,12$ мм), передний угол ($\gamma = 15^\circ$), задний угол ($\alpha = 3^\circ$).

По полученным значениям строим трехмерную модель двухпроходной протяжки, рисунок 2.

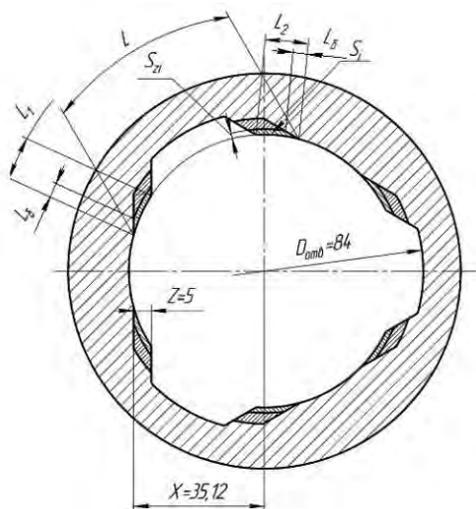


Рисунок 1 – Профиль обрабатываемой поверхности

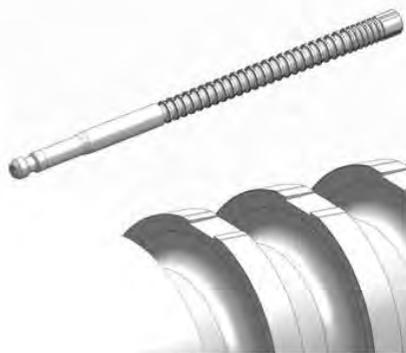


Рисунок 2 – Трехмерная модель протяжки

Для исследования влияния изменения конструктивных параметров полученной модели протяжки на напряженно-деформированное состояние (НДС) необходимо предварительно исследовать ее с целью определения статических узловых напряжений, которые не должны превышать допустимое напряжение при изгибе для быстрорежущей стали Р18, составляющее $[\sigma_{\text{н}}] = 2900$ МПа. На основании этих исследований будет приниматься решение о назначении конкретных значений геометрических параметров протяжки.

Основными факторами, влияющими на напряженно-деформированное состояние протяжки являются подача на зуб S_z и передний угол γ . Исследование проводилось в интервале значений этих параметров $0,01 < S_z < 0,4$ и $5 < \gamma < 25$.

На основании проведенного исследования построены графики влияния изменения максимальных напряжений, возникающих в зубе протяжки, при различных значениях подачи на зуб и переднего угла (рис.3). В выбранном диапазоне при малых значениях переднего угла увеличение подачи на зуб приводит к уменьшению максимальных напряжений, а при больших значениях γ увеличение S_z ведет к увеличению максимальных напряжений, что объясняется ослаблением режущего клина.

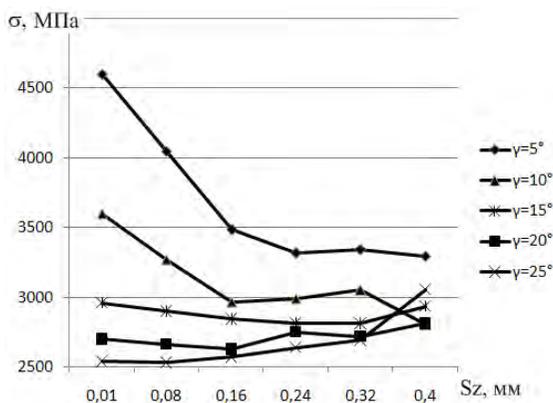


Рисунок 3 – Графики влияния изменения переднего угла γ и подачи на зуб на максимальные напряжения зуба протяжки σ

Как видно из графика, протяжка, спроектированная по стандартной методике, имеет максимальное значение напряжений $\sigma = 2876$ МПа, что практически равняется $[\sigma_{\text{н}}]$. В то же время при выбранном переднем угле $\gamma = 15^\circ$ увеличение подачи на зуб ведет к уменьшению максимальных напряжений, которые достигают своего минимума $\sigma = 2800$ МПа при $S_z = 0,27$ мм. При этом анализ напряжений вдоль режущей кромки показывает (рис.4), что при увеличении подъема на зуб с $S_z = 0,03$ мм до $S_z = 0,2$ мм, напряжения умень-

шаются на 22% с 2800 МПа до 2200 МПа, что увеличивает коэффициент запаса прочности [2]. Однако при $S_z = 0,2$ мм возникает пик напряжения (2797 МПа) на боковой режущей кромке зуба $L_{\delta} = 0,85$ мм, это объясняется тем, что на этом участке величина подачи на зуб S_z уменьшается с 0,2 мм до 0 мм.

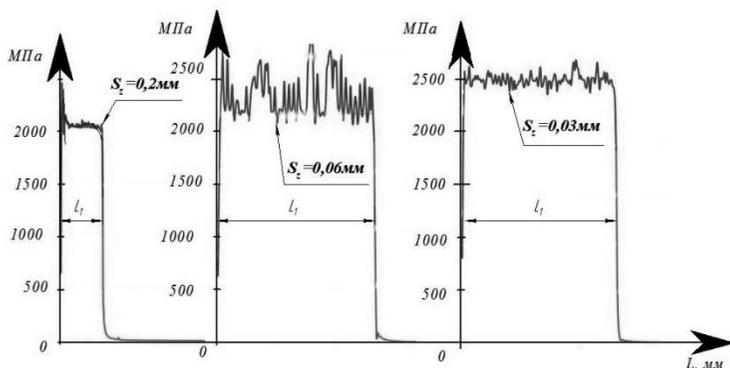


Рисунок 4 – Графики распределения напряжений режущей кромки зуба протяжки при различных S_z

Таким образом, при проектировании протяжек возникает необходимость в исследовании полученной трехмерной модели средствами автоматизированных инженерных расчетов. В приведенном примере выявлено, что назначение переднего угла $\gamma < 15^\circ$ ведет к увеличению максимальных напряжений, которые значительно превышают допустимые. Из рисунка 3 видно, что минимальные значения напряжений возникают при больших передних углах и малых подачах на зуб, однако это ведет к увеличению затрат на инструмент, так как для обработки детали потребуется изготовление трехпроходной протяжки. В то же время анализ напряжений вдоль режущей кромки зуба показывает наличие концентратора напряжений на участке l_{δ} . Таким образом, изменением конструкции режущих зубьев и схемы срезания припуска необходимо вначале избавиться от концентратора напряжений, а затем выбрать рациональные значения S_z и γ . В итоге удалось спроектировать однопроходную протяжку, которая позволяет на заданном оборудовании получить требуемое качество поверхности, при этом максимальные напряжения режущих зубьев составили $\sigma = 2129$ МПа.

Список использованных источников: 1. Маргулис Д.К. Протяжки для обработки отверстий. М.: Машиностроение, 1986. 232 с.; 2. Сидорова В.В., Селезнев Ю.Н., Чевычелов С.А. ЮЗГУ: Современные материалы, техника и технология. Материалы Международной научно-практической конференции. 2011. С. 364-367.

Поступила в редколлегию 15.06.2012

Dr.-Ing. Jakubov, Tschingiz; Universität Simferopol, Ukraine

Dr.-Ing. Duc, Tran Minh; University of Technology, Thai Nguyen, Vietnam

Dr.-Ing. Nguyen, Trong Hieu; University of Science and Technology,
Hanoi, Vietnam

Dr.-Ing. Schmidt, Konrad; Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Deutschland

Dr.-Ing. Emmer, Emmer; Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Deutschland

GRUNDLEGENDE BETRACHTUNGEN ZUR WIRKUNG EINES „INVERSEN“ SPANUNGSVERHÄLTNISSSES ALS BASIS FÜR DIE FRÄSWERKZEUGKONSTRUKTION

The demand for higher productivity and quality, flexibility as well as process safety are marking the development in the field of metal- cutting manufacturing process. Thereby the field of low vibration milling plays a special role. Therefore the development and design of modern milling tools is more and more often affected by novel machining strategies.

The article deals with the development and design of a low vibration milling tool including the reversal of conventional chip- cross- section $b/h > 1$ to the "invers" ratio $b/h < 1$. For this the difference between the two cross sections will be analysed. The focus of the first experimental research is the determination of the effects of reversing the chip- cross- section on the cutting forces as well as chip formation and -forming. The influence of the tool side rake angle (γ_f) in milling with "inverse" chip- cross- section will be studied.

The results gathered in the field of "inverse" chip- cross- ratio provides the base for formulation of design fundamentals and drafts of a novel milling tool with peeling function.

Kurzfassung

Forderungen nach höherer Produktivität und Qualität, Flexibilität sowie Prozesssicherheit kennzeichnen alle Entwicklungen im Bereich der spanenden Fertigungsprozesse. Dabei kommt dem Bereich der schwingungsarmen Fräsbearbeitung eine besondere Rolle zu. Somit wird die Entwicklung und Auslegung von modernen Fräswerkzeugen immer häufiger durch neuartige Bearbeitungsstrategien beeinflusst.

Der Beitrag beschäftigt sich mit der Entwicklung und der Auslegung eines neuen schwingungsarmen Fräswerkzeuges unter Einbeziehung der Umkehr des konventionellen Spanungsverhältnis $b/h > 1$, hin zum „inversen“ Verhältnis $b/h < 1$. Hierzu werden die Unterschiede zwischen den beiden Spanungsverhältnissen analysiert. Im Mittelpunkt erster experimenteller Untersuchungen steht die Bestimmung der Wirkungen dieser Umkehr des Spanungsverhältnisses auf die Zerspankraftkomponenten sowie die Spanbildung und -formung. Die Einflüsse des Seitenspanwinkels (γ_f) beim Fräsen mit „inversen“ Spanungsverhältnissen werden ebenfalls betrachtet. Die gewonnen Erkenntnisse zum „inversen“ Spanungsverhältnis bildet die Basis für die Formulierung von Gestaltungsgrundlagen und den Entwurf eines neuartigen Fräswerkzeuges mit Schälfunction.

Einführung und Zielsetzung der Werkzeugentwicklung

Bei der spanenden Bearbeitung von Planflächen durch Stirnfräsen mit leistungsfähigen Fräsköpfen nimmt die Schwingungsproblematik ein entscheidendes Produktivitätskriterium dar. Allgemeine theoretische Ansätze gehen davon aus, dass die Spanungsdicke h einen stabilisierenden und die Spanungsdicke b einen destabilisierenden Effekt bewirken. Somit sollte eine Verringerung des Spanungsverhältnisses ($SV = b/h$) zu einer deutlichen Verbesserung des dynamischen Verhaltens führen, was für das Fräsen unter labilen und semistabilen Bearbeitungsbedingungen von großer praktischer Bedeutung ist. Verfolgt man die Strategie zur Realisierung kleiner Spanungsverhältnisse bis zu $SV < 1$, dann stößt man in einen bisher völlig neuen und unbekanntenen sowie unerforschten Bereich der Frästechnik vor, in dem sich viele Spanungskenngrößen und Wirkmechanismen umkehren. Man spricht von einer „inversen“ Spannungstechnik (lat. invers $\hat{=}$ umgekehrt, entgegenwirkend).

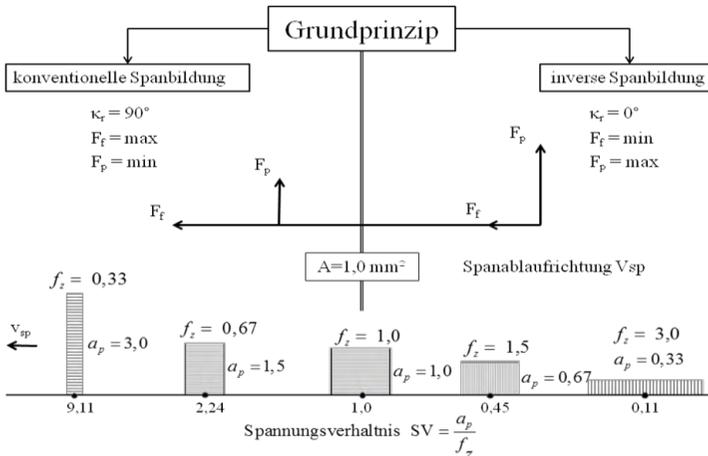


Bild 1 – Grundprinzip der inversen Spanbildung

Das Grundprinzip der inversen Spanbildung ist im Bild 1 schematisch für einen konstanten Spanungsquerschnitt A dargestellt. Die Grenze des Bereiches der inversen von der konventionellen Spanbildung ist $SV \gg 1$ und die Lage der Hauptschneide unter dem Einstellwinkel $\kappa_r = 0^\circ$ bzw. $\kappa_r = 90^\circ$, sowie durch die Umkehrung der Spanablaufrichtung v_{sp} gegeben. Abgeleitet aus dem dargestellten Grundprinzip ergibt sich eine völlig neue Konstellation der Spanungskenngrößen mit folgenden Besonderheiten und Veränderungen:

Tabelle 1 – Parametervergleich zwischen konventioneller- und inverser Spanbildung

konventionelle Spanbildung	→	inverse Spanbildung
$\kappa_r \leq 90^\circ$	→	$\kappa_r = 0^\circ$
$SV \geq 1$	→	$SV \leq 1$
a_p	→	f_z bzw. f_u
f_z	→	a_p
$F_{f \max}$	→	$F_{f \min}$
$F_{p \min}$	→	$F_{p \max}$

Mit den aufgeführten Veränderungen werden folgende Auswirkungen für das Spanungsverhalten im Bereich der inversen Spanbildung erwartet:

- Erhöhung der dynamischen Stabilität im Fräsprozess durch die Maximierung der Passivkraft F_p und deren Ableitung in die Maschinenspindel sowie die Minimierung der Vorschubkraft F_f und die Verringerung der Werkzeugabbliegung
- Möglichkeiten zur Steigerung der Produktivität, da der Vorschub f_u mit der Länge der Werkzeugschneide erhöht werden kann.
- Optimierung der Spanentstehung des Spanablaufs durch eine stark negative Anstellung der Schneide (Seitenspanwinkel $\gamma_f = \text{negativ}$). Es entsteht ein sogenannter „ziehender“ Schnitt mit einem sehr erwünschten Schäleffekt. Dabei dürfte es zu einer geringeren Spanstauchung und niedrigeren Spantemperaturen kommen
- Die partielle Schneidenbelastung sinkt mit der Länge der im Einsatz befindlichen Schneide. Ein großer Vorschub f_u führt nicht nur zur Steigerung der Produktivität, sondern verringert gleichzeitig den Schneidenverschleiß.
- Das Verschleißverhalten wird auch durch die grundsätzlich veränderten Auftreffbedingungen begünstigt. Der Erstaufschlag erfolgt nicht an einer Schneidenecke (Standkriterium Eckenverschleiß ist nicht vorhanden!!) Außerdem liegt eine wesentlich größere Eindringzeit vor (Zeit vom ersten Kontakt bis zum vollen Eingriff), was den Aufschlagimpuls relevant verringert.
- Die lange Schneidekante unter $\kappa_r = 0^\circ$ führt zu einer Verbesserung der Oberflächengüte
- Da die Werkzeugschneidenden im inversen Fräskopf axial gestuft anzuordnen sind, kommen bei kleinsten Schnitttiefen nicht alle Schneiden zum Einsatz, was eine Einsparung an Schneidstoffen zufolge hat. Beim normalen Fräsen verschleifen alle Schneiden unabhängig von der Schnitttiefe.

Grundanliegen der Werkzeugentwicklung

Im Ergebnis der Auswertung von umfangreichen praktischen Erfahrungen und theoretischen Überlegungen konnten die genannten Erkenntnisse über die Besonderheiten und Vorteile der inversen Spanungstechnik sowie das Grundanliegen der Werkzeugentwicklung formuliert werden. Das Grundanliegen der Werkzeugentwicklung besteht darin, sowohl theoretische Grundlagen zu den veränderten spanungsgeometrischen Gegebenheiten zu schaffen, ebenso aber auch den wissenschaftlichen Nachweis über die praktische Realisierbarkeit zu erbringen (siehe Bild 2).

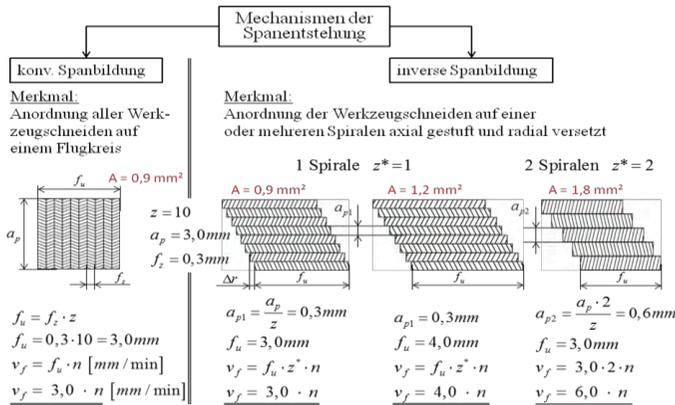


Bild 2 – Mechanismen der Spanentstehung im Vergleich von konventioneller und inverser Spanentstehung

Konkrete Vorschläge für die konstruktive Entwicklung von Schneideinsätzen (Rundschaftprinzip) mit optimierten Geometrien und praxisrelevanten Spanungskenngrößen sowie Konstruktionsvarianten für die Fräsköpfe sind zu erarbeiten. Dabei ist für die Umsetzung ein axialer und radialer Versatz (spiralförmige Anordnung der Schneideneinsätze) der Einzelschneiden erforderlich. Die bereits angedeuteten Vorteile sowie die aufgezeigten Möglichkeiten zur Erhöhung der Produktivität (größeres f_u und Anzahl der Spiralen > 1) sind im Bild 2 schematisch dargestellt.

Ergebnisse der bisher durchgeführten Untersuchungen

Erste versuchspraktische Untersuchungen haben ergeben, dass die bisher dargelegten Besonderheiten und Veränderungen im Bereich der inversen Spanbildung tatsächlich auftreten. Mit dafür entwickelten Schneideinsätzen wurden zunächst erste grundlegende Versuche mit $\kappa_r = 0^\circ$ im Vergleich zu $\kappa_r = 90^\circ$ im Einzahnverfahren durchgeführt. Es wurden die Schnittkraft F_c sowie die Vorschub- und Passivkraft F_f und F_p über dem Spanungsverhältnis SV gemessen. In den Bildern 3, 4 und 5 wird gezeigt das Schnittkraft und Vorschubkraft mit geringerem

Spannungsverhältnis fallen, während - wie vorausgesagt - die Passivkraft ansteigt. Diese Veränderungen der Kräftekonstellation für den inversen Spannungsbereich konnte also durch die ersten praktischen Experimente bestätigt werden.

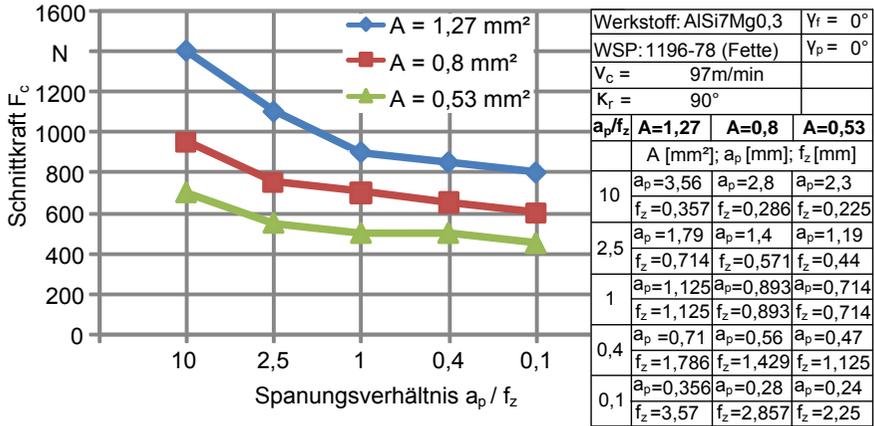


Bild 3 – Schnittkraftverläufe bei sinkendem Spannungsverhältnis und $\kappa_r = 90^\circ$

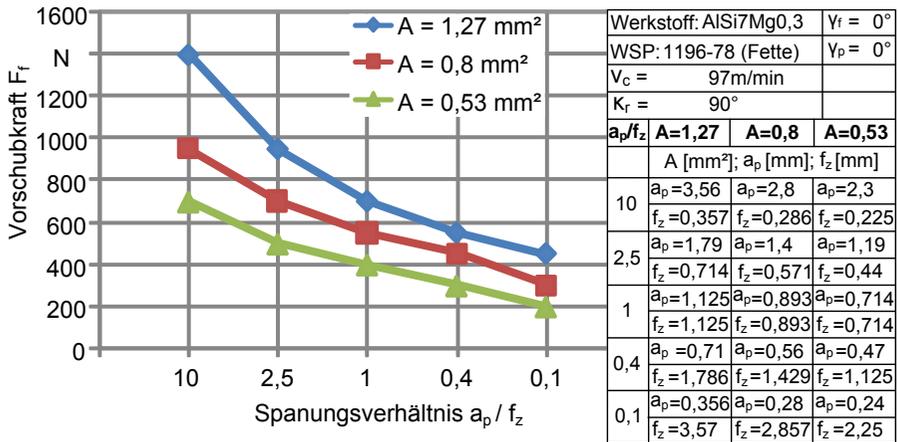


Bild 4 – Vorschubkraftverläufe bei sinkendem Spannungsverhältnis und $\kappa_r = 90^\circ$

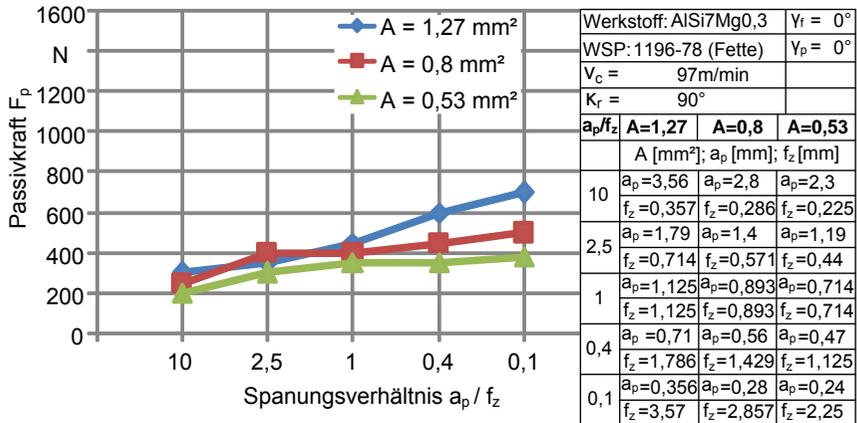


Bild 5 – Passivkraftverläufe bei sinkendem Spanungsverhältnis und $\kappa_r = 90^\circ$

Bei der Betrachtung der erzeugten Späne hat sich erwiesen dass sich die Spanformung und der Spanfluss völlig anders verhalten als im normalen Bereich. Bild 6 zeigt die Umkehr des Spanungsverhaltens, wobei die sich in der Simulation ergebenden Temperaturen im Bereich $SV < 1$ ($SV = 0,1$ gegenüber $SV = 10$) offensichtlich auf eine geringere Verformungsarbeit hinweisen.

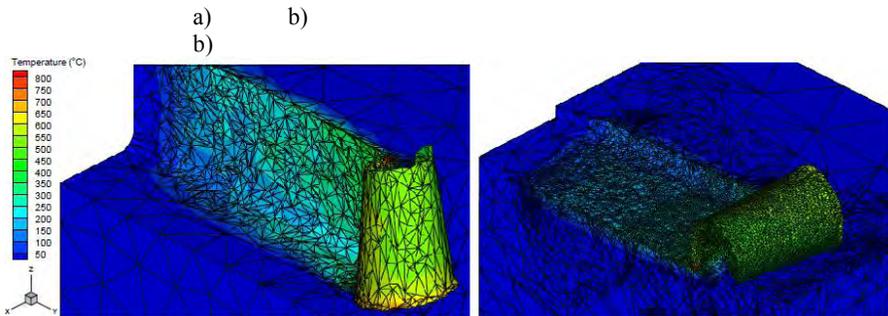


Bild 6 – Simulation des Spanablaufs unter den Verhältnissen von
a) $a_p/f_z=10$ und b) $a_p/f_z=0,1$

Die im Bild 7 dargestellten Späne zeigen sehr deutlich dass der Seitenspanwinkel γ_f die Spanbildung wesentlich verbessert. Bei $\gamma_f = -40^\circ$ entsteht ein sehr günstiger Wendelspan, der durch den Schälfeffekt und einen „ziehenden“ Schnitt verursacht wird.

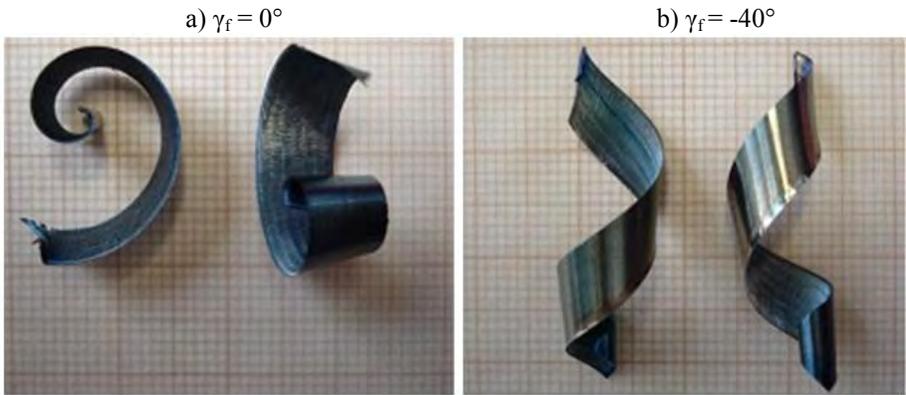
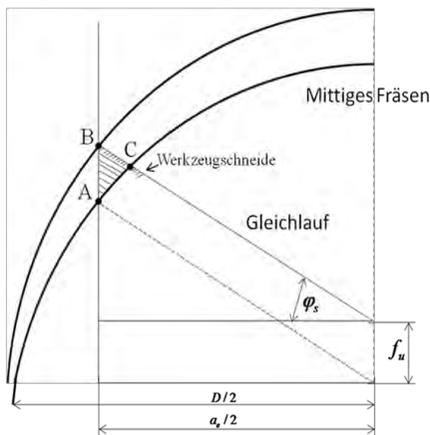


Bild 7 – Vergleich der Späne bei einem Seitenspanwinkel a) $\gamma_f = 0^\circ$; b) $\gamma_f = -40^\circ$

Weiterhin konnte in den bisher durchgeführten Fräsversuchen bereits nachgewiesen werden, dass sich auch das dynamische Verhalten im inversen Spanbereich verbessert. Es ist ein deutlich ruhigeres Schnittverhalten aufgetreten. Offensichtlich ist dies auf die extrem veränderten Auftreffbedingungen zurückzuführen.

Auftreffbedingungen beim inversen Fräsen



Maß der Aufschlaghärtigkeit $\hat{=}$ Weg bzw. Zeit vom ersten in Pkt. bis zum vollen Eingriff Strecke B-C

Bild 8 – Auftreffbedingungen beim inversen Fräsen

In Bild 8 ist das Anschnittverhalten im Fräsvorgang schematisch dargestellt. Die Werkzeugschneide tritt im Punkt A erstmalig in Kontakt mit dem Werkstück in

der Eintrittsebene. Mit zunehmendem Eingriffswinkel dringt das Werkzeug weiter ein und ist erst im Punkt B voll mit dem Werkstoff im Eingriff.

Diese relativ lange Anschnittsstrecke führt zu einem „sanfteren“ Aufschlag mit einem geringen Schwingungsimpuls. Vergleicht man hierzu die Auftreffzustände beim konventionellen Fräsen, dann kann grob eingeschätzt werden, dass hier die Aufschlaghärte etwa um den Faktor 10 größer ist.

Bild 8 macht verdeutlicht weiterhin, dass der Ort des ersten Kontaktes der Schneide mit dem Werkstück völlig anders liegt. Nicht in einer gefährdeten Schneidenecke, sondern vorschubabhängig immer innerhalb der Werkzeugschneide. Es ist mit hoher Sicherheit davon auszugehen, dass die angeführten Gegebenheiten zu einem deutlich verbesserten Verschleißverhalten führen werden.

Zusammenfassung

Die vorliegende Beitrag beschäftigte sich mit der Analyse und der theoretischen Durchdringung des „inversen“ Spanungsverhältnis $b/h < 1$ sowie dem Vergleich mit dem konventionellen Spanungsverhältnis $b/h > 1$, mit dem Ziel einer weiterführende konstruktiven Auslegung eines Schälfräswerkzeuges. Ziel der Untersuchungen war es, die Vorteile des Zerspanens mit „inversem“ Spanungsquerschnitt im Hinblick auf die Kraftkomponenten und die Spanformung darzulegen.

Die Untersuchungen zur Umkehr des Spanungsverhältnisses bei der Fräsbearbeitung für eine Wendeschneidplattengeometrie mit Einstellwinkel von $\kappa_r = 90^\circ$ der Hauptschneide und $\kappa_r = 0^\circ$ der Nebenschneide ergaben folgende Ergebnisse:

- Minderung der Schnittkraft um 30 - 40%,
- Reduzierung der Vorschubkraft bis 70%,
- Erhöhung der Passivkraft um circa 100 -110%.

Das dynamische Verhalten des Fräsprozesses verbessert sich gravierend.

Aus der Änderung des Seitenspanwinkels von 0 auf -40° und dem „inversen“ Spanungsquerschnitt resultiert eine positive Wirkung auf das Anschnittsverhalten. Die Endringzeit der Schneide verlängert sich erheblich und somit wird der Aufschlagimpuls reduziert. Zusätzlich werden durch diese Schneidenstellung Späne in Wendelform erzeugt, die vom Werkzeug weggeleitet werden. Die gewonnenen Erkenntnisse zum „inversen“ Spanungsverhältnis und der Schneidenanstellung unter einem negativen Seitenspanwinkel bilden die Grundlage für die Formulierung von Gestaltungs- und Auslegungsvorgaben für die konstruktive Auslegung eines neuen Schälfräswerkzeuges.

СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

ПРОФЕССОР ЯКУБОВ ФЕВЗИ ЯКУБОВИЧ (К 75-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

Ученые те же фантазеры и художники; они не вольны над своими идеями; они могут хорошо работать, долго работать только над тем, к чему лежит их мысль, к чему влечет их чувство. В них идеи сменяются; появляются самые невозможные, часто сумасбродные; они роятся, кружатся, сливаются, переливаются. И среди таких идей живут и для таких идей они работают.

Академик В.И. Вернадский

Добрый, внимательный, с юмором, когда надо – с умом. Всегда занятый, всегда в поисках, всегда с новыми идеями, всегда в движении, всегда в пути.

Откуда и на каком генетическом стволе все это!?

От «примитивно–жизнеспособного ствола монголизма ... и тонкой наследственной культурности» по Максимилиану Волошину, от запаха полыни Черноморских степей, от карабканья за жизнь в суровых условиях высылки в детские годы, от нравов рынка, где торговал с 7-ми летнего возраста, от ежедневных 15-ти – 20-ти километровых поездок на старом велосипеде в школу, от раздумий по причине отказа в приеме в комсомол по национальному признаку, от обязательной работы (и заработка) на всех школьных каникулах, от сказок пастуха, которыми упивался и за которые отгонял скот на далекие пастбища, от мудрости узбекской чайханы и узбекского дома, от первого вознаграждения за упорство школьной золотой медалью, окрылившей на долгие годы?!

От первого места за сбор хлопка в 10-ти тысячном коллективе и Грамоты Президиума Верховного Совета УзССР в 18-ти летнем возрасте, от стремительного роста по комсомольской лестнице – секретаря комитета комсомо-

ла института уже на 4-м курсе, от многих наград за инициативность и выговоров за самовольность, от избрания в 29 лет вторым секретарем партийного комитета института с правами райкома партии, от поиска ответа на бесконечные проблемы института, постановления руководящих органов республики и страны, от кипящего партийно-комсомольского котла, где не сторел, где „завоевал“ друзей и опыт „дум великих“?!

От решительных шагов в науку, успешной защиты кандидатской диссертации и ее трехкратного обсуждения в ВАКе, от позитивных выводов из этих дискуссий – знакомства с ведущими учеными страны в данной отрасли, от «получения» родной кафедры в 38 лет и придания всей ее деятельности научного почерка, от признания актуальности идей его научных исследований практически всеми научными центрами страны и защиты на ее основе 16-ти кандидатских и 3-х докторских диссертаций, от хлынувших в „гости“ промышленных предприятий?!

От любви к своему народу и желания спасти его от ассимиляции, от „хождения по мукам“ ради открытия института, его кадрового и материального обеспечения, от умения найти семена Добра в поле Зла — построения монумента «Возрождение» в знак благодарности узбекскому и украинскому народам и всем, кто проявил гуманизм к судьбе огульно обвиненных крымских татар, от выдвинутой им «культы интеллекта как национальной идеи», от зова к молодежи в варианте совместно рожденного монумента «Будущему Нобелевскому лауреату», от обеспечения своему детищу – университету достойного места среди вузов страны?! От фантазий, стающих реальностью!

От ... – можно перечислять бесконечно!

Я люблю тебя, Февзи, люблю той любовью, что называется мужской. Мы встречаемся с тобой в Алуште, Симферополе, Харькове, Киеве, объездили Будапешт, Берлин, Париж. Хочется побывать вместе на остальных частях света. Хочется еще работать и работать. Дай нам Бог для этого еще пару десятков лет жизни!

Твой Анатолий Грабченко со своей семьей, кафедрой и Харьковским Политехом.

ПРОФЕССОР ЛАВРИНЕНКО ВАЛЕРИЙ ИВАНОВИЧ (К 60-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Для человека, которому перевалило
за 60, у меня есть один рецепт:
много работать и – еще больше
работать!*

А. Швейцер

Валерий Иванович Лавриненко родился 2 августа 1952 г. в г. Александрия Кировоградской области. В 1974 году с отличием окончил Кировоградский институт сельскохозяйственного машиностроения (ныне Кировоградский национальный технический университет), где обучался на механико-машиностроительном факультете.

С 1974 г. В. И. Лавриненко работает в Институте сверхтвердых материалов НАН Украины – конструктор, старший инженер, научный сотрудник: от младшего (1980 г.) до ведущего (2000 г.). С 2005 г. заведующий лабораторией, ныне – отделом № 3 "Технологии прецизионной алмазно-абразивной и физико-технической обработки и сложнопрофильного инструмента из СТМ", созданным в соответствии с Постановлением Бюро ВФТПМ НАН Украины от 04.07.2006 г.

В 1982 г. В. И. Лавриненко окончил аспирантуру при Институте сверхтвердых материалов НАН Украины, в 1983 г. защитил кандидатскую диссертацию. В 1993 г. получил диплом старшего научного сотрудника. Доктор технических наук (2000 г.).

Основная трудовая деятельность В. И. Лавриненко связана с разработкой эффективных технологий высокопроизводительного шлифования твердых сплавов, инструментальных сталей, режущей керамики, обработкой монокристаллов. Его научные исследования направлены на поиск путей использования внутренних резервов инструментальных композитов для целевого изменения их эксплуатационных свойств, поиск положительных эффектов, характерных для ввода дополнительной энергии в зону обработки, и осуществление их уже без введения такой энергии, тем самым поиск энергосберегающих методов обработки. Им опубликовано свыше 400 научных трудов, среди которых самостоятельная монография по электрошлифованию инструментальных материалов и 7 других в соавторстве, имеет 52 изобретения.

Разработки В. И. Лавриненко получили широкую промышленную практику в Украине, в том числе на предприятиях Харькова (ГП ХМЗ «ФЭД», ГП «Харьковский приборостроительный завод им. Т.Г.Шевченко», ВАТ «Турбоатом» и др.). Это и специальные прецизионные однослойные алмазные круги для зубообработки мелкоразмерных зубчатых колес приборного назначения, обеспечившие поставку высококачественной экспортной продукции

завода «ФЭД» в Китайскую Народную Республику, и прецизионные профильные алмазные круги на металлических связках для реализации прогрессивных технологий изделий спецтехники на том же предприятии, и кубонитовые круги для заточки сложнопрофильного мелкогабаритного инструмента (метчики, фрезы) в условиях Волчанского агрегатного завода одной с заводом «ФЭД» производственной корпорации, и многое-многое другое, что реально способствует повышению конкурентоспособности отечественных производственных предприятий авиационного, машино- и приборостроительного комплекса на внутреннем и мировом рынке.

Активную и многогранную научно-производственную деятельность В. И. Лавриненко успешно сочетает с подготовкой кадров высшей квалификации через аспирантуру и докторантуру, просветительством в высшей технической школе и большой общественной профсоюзной работой.

Под научным руководством В. И. Лавриненко успешно защищены 2 кандидатские диссертационные работы. В настоящее время он является научным руководителем двух аспирантов и научным консультантом докторанта вверенного ему отдела, а также ученым секретарем докторского специализированного ученого совета Д 26.230.01 при ИСМ НАН Украины.

С 2004 г. профессор по кафедре технологии машиностроения Днепропетровского государственного технического университета В. И. Лавриненко руководит дипломным проектированием магистрантов. С 2008 г. он также является председателем Государственной экзаменационной комиссии на кафедре технологии машиностроения НТУУ «КПИ».

В разделе «Общественные традиции за 50 лет» дайджеста «Алмаз Украины», посвященного 50-летию ИСМ и подготовленного к выпуску редколлегией с участием председателя профкома ИСМ, члена ЦК Профсоюза работников НАН Украины В. И. Лавриненко, ЕДИНСТВО, РАВЕНСТВО, ТРУДОЛЮБИЕ выделены как главные достижения коллектива ИСМ, в котором юбилей почти сорок лет достойно поддерживает эти качества.

С 1992 г. В. И. Лавриненко является постоянным участником совместно проводимых НТУ «ХПИ» и ИСМ международных научно-технических семинаров по высоким технологиям в машиностроении «Интерпартнер», в сборнике «Резание и инструмент в технологических системах» регулярно публикуется с 1985 г. (20 статей).

Редколлегия сборника горячо поздравляет юбиляра и искренне желает крепкого здоровья и новых успехов в научно-производственной, учебной и общественной деятельности.

СОДЕРЖАНИЕ

Аникеев А.И., Верещака А.С., Кобицкой И.В., Кобицкая Н.Б., Козлов А.А., Крючков К.В. Разработка новых марок твердых сплавов для обработки резанием	3
Бесарабец Ю.И., Ваниев Э.Р., Скринник П.В. О возможности использования в качестве оценки трибологических свойств СОТС коэффициента трения пары «инструментальный – обрабатываемый материалы»	10
Голобородько Л.В., Залогова В.А., Криворучко Д.В., Сторчак М.Г. О применении метода сглаженных частиц для моделирования процесса прямоугольного свободного резания	18
Гуцаленко Ю.Г., Третьяк Т.Е. Основания и методика укрупненного обобщенного расчета экономической эффективности зуборезных обкаточных долбяков сборной конструкции	30
Деревянченко А.Г., Криницын Д.А., Волков С.К. Моделирование процесса контроля формоизменений режущих кромок и размерного износа резцов на основе обработки их цифровых изображений	40
Джугурян Т.Г., Голобородько А.М., Перпери Л.М. Влияние технологических параметров на износ режущего инструмента при обработке конических отверстий	46
Доброскок В.Л., Гаращенко Я.Н., Латыш Т.Ю. Верификация триангуляционных моделей после оптико-цифрового сканирования	50
Еремин Е.Н., Лосев А.С., Кноль Д.Г. Наплавочный материал для упрочнения штамповой оснастки	58
Забо О. Критерии устойчивости режущей пластины и зернистости сверхтвердых инструментов	65
Зубарь В.П., Ищенко Г.И., Чопенко М.В. К вопросу о работоспособности лезвийного инструмента с покрытиями	71
Кальченко В.И., Кальченко В.В., Кологойда А.В. Повышение качества заточки игольчатой поверхности барабанов и валков текстильных машин	75
Клименко Г.П. Исследование качества сборных многолезвийных инструментов	83

<i>Клименко В.Г., Пыжов И.Н.</i> К обоснованию эффективности использования поликристаллических CVD-алмазов для правящего инструмента	91
<i>Колесник М.Э.</i> Модель и применение метода оптимизации содержания проекта по критерию стоимость	99
<i>Куликов М.Ю., Рыгин Р.Е.</i> Проблемы получения высокоточных отверстий хонингованием в хромоникелевых сплавах	104
<i>Кундрак Я., Дьяни К., Дезпот И., Станкович И.</i> Характеристики съема материала при врезном и продольном точении	109
<i>Кушнер В.С., Бургонова О.Ю.</i> Схематизация фрезерования уступов с целью обобщения влияния условий резания на технологические характеристики	117
<i>Лавриненко В.И., Солод В.Ю.</i> Формирование микронеровностей обработанной поверхности при шлифовании кругами из СТМ с сочетанием различных абразивов в рабочем слое круга	127
<i>Лушпенко С.Ф., Козакова Н.В., Островерх Е.В., Сурду Н.В.</i> Исследование влияния кинематики процесса шлифования на контактные температуры в зоне резания	134
<i>Марунич В.А.</i> Особенности процесса скользящего резания материалов	143
<i>Менумеров Э.Р.</i> Влияние модифицированных СОТС растительной природы на условия контактного взаимодействия	157
<i>Мироненко Е.В., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.</i> Совершенствование конструкций сборных отрезных резцов для тяжелых токарных станков	165
<i>Мицык А.В., Фадеев В.А., Федорович В.А.</i> Развитие вопросов кинематики и динамики процессов отделочно-зачистной обработки в колеблющемся резервуаре	171
<i>Моностори Р.</i> Контроль геометрии крупного эндопротеза	183
<i>Набока Е.В.</i> Моделирование процесса обработки для эффективности управления качеством продукции	189

Настасенко В.А., Бабий М.В., Вирич В.В. Проектирование неперетачиваемых пластин для отрезных резцов и дисковых фрез на базе метода морфологического анализа	195
Новиков П.А., Канарев Ф.Н., Братан С.М. Моделирование силовых взаимодействий при формообразовании резбковых поверхностей режуще-деформирующими метчиками.....	208
Пасичный О.А. Обработка шлифовальным инструментом с упорядоченным абразивным слоем	216
Прокопiv Н.М., Бондаренко В.П., Харченко О.В., Мельничук Ю.А. Определение стойкости мелкозернистого твердого сплава WC-10Co при циклическом ударном точении стали	224
Разкови Л. Моделирование износа инструмента при токарной обработке деталей высокой твердости – обзор литературы.....	236
Ромашов Д.В., Федоренко Д.О., Федорович В.А. Основы 3D моделирования процесса высокоскоростного шлифования	242
Симонова А.А., Везуб Н.В., Пономарев А.Г. Технология изготовления изделий из нано- и субмикрoкристаллических металлов и сплавов.....	248
Станкович И., Кундрак Я. Математическое описание обработки внешней цилиндрической поверхности при ротационном резании	264
Тарасюк А.П., Кондратюк О.Л. Оптимизация траектории движения инструмента при обработке поверхности пера лопаток паровых турбин.....	270
Турманидзе Р.С., Буцхрикидзе Д.С. Эффективное алмазное шлифование неметаллических, труднообрабатываемых материалов усовершенствованным способом.....	281
Усов А.В., Ницевич А.Д., Кутяков Е.Ю. Моделирование влияния технологических дефектов износостойких покрытий на качество и эксплуатационные характеристики деталей транспортных машин	291
Федоренко В.Т., Рябченко С.В., Сильченко Я.Л. Изготовление корпусов кругов сверхтвердых материалов из композита как альтернатива металлу.....	295
Федоренко Д.О., Криворучко Д.В., Федорович В.А. Динамическое 3D моделирование процесса шлифования в режиме самозатачивания.....	301

Чевычелов С.А., Сидорова В.В. Исследование напряженно-деформированного состояния протяжного инструмента для обработки гранных отверстий	308
Якубов Ч., Дук Т.М., Нгуен Т.Х., Шмидт К., Эммер Э. Основопологающие наблюдения воздействия взаимоотношения высоты и ширины стружки как основа для конструирования фрезерного инструмента.....	312
СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ	
<i>Якубов Февзи Якубович</i>	320
<i>Лавриненко Валерий Иванович</i>	322

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 82

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Балака Е. В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 17.07.2012 . 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 "ХП".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000

61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132