

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

Посвящается 125-летию НТУ "ХПИ"

**РЕЗАНИЕ
И
ИНСТРУМЕНТ
В технологических системах**

**Международный
научно-технический
сборник**

Основан в 1966 г. М.Ф. Семко

ВЫПУСК 78

Харьков НТУ «ХПИ» – 2010

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 №6 від 06.07.2010 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. Величко (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», 2010. – Вып. 78. – 206 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», 2010

Д.У. Абдулгасис, Симферополь, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПОДАЧИ К РЕЖУЩИМ КРОМКАМ СВЕРЛА МАСЛЯНЫХ СОТС С ПРИСАДКАМИ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИМИ ЭНДОТЕРМИЧЕСКИЙ ЭФФЕКТ

Запропоновано пристрій для формування та підтримки композиційних мастильно – охолоджуючих технологічних засобів на основі рослинних масел і присадок до них у вигляді кристалогідратів. Запропонована конструкція свердла з поліпшеною подачею мастильно – охолоджуючого технологічного засобу до її ріжучих кромок.

Предложено устройство для формирования и поддержания композиционных смазочно – охлаждающих технологических средств на основе растительных масел и присадок к ним в виде кристаллогидратов. Предложена конструкция сверла с улучшенной подачей смазочно – охлаждающего технологического средства к ее режущим кромок.

Adevice for the formation and maintenance of composite lubricating - cooling technology means. -based on oils and additives to them in the form kristalogidratov. The design of drills with improved feed lubricating - cooling technology means to its cutting edges.

Постановка проблемы. Эксперименты по оценке эффективности композиционных СОТС на основе растительных масел и кристаллогидратов, существенно повышающих отвод тепла от лезвия режущего инструмента и улучшающих экологические показатели процесса резания, высветили проблему подачи их в зону резания, вызванной сложностью обеспечения их длительной устойчивости, связанной с быстрым выпадением в осадок твердой компоненты, т. е. расслоением композиции. Это обстоятельство делает затруднительным использование в составе композиционных СОТС ряд кристаллогидратов (солей), имеющих при дегидратации достаточно приемлемые теплопоглощающие показатели [1,2].

Из всех разновидностей обработки металлов резанием, где возможно применение композиционных СОТС с дополнительным эндотермическим эффектом, на наш взгляд, более всего подходит сверление. При выполнении этой операции экспериментальное СОТС, подаваемое в зону резания, лишено возможности расслаиваться на составные компоненты. Сверло при этом, выполняя свою основную функцию – резание, способствует также активному перемешиванию компонентов СОТС. И если просверливаемое отверстие имеет глухое дно, либо подается из предварительно просверленного отверстия навстречу сверлу, СОТС способно к наиболее полному проявлению своих термопоглощающих качеств. Но при этом остается нерешенной проблема поддержания СОТС как суспензии и ее доставка к режущим кромкам сверла.

Анализ литературы. Из известных семи способов подачи СОТС в зону обработки заготовок лезвийным инструментом [3], при выполнении сверлильных операций, "предпочтительным" считают подачу ее под давлением через каналы, выполненные в инструменте с выходом в зону резания. К "применяемым" относят подачу СОТС на сверло поливом (под давлением 0,02 - 0,03 МПа), или распылением в виде струи воздушно-жидкой смеси. Способ рекомендуется к применению на операциях, где подача СОТС другими способами не возможна.

К "редко применяемым" относят подачу напорной струей под давлением (от 0,1 до 2,0 МПа), через сопловые насадки. В основном этот способ применяется для вымывания из зоны резания стружки.

Как показывает анализ существующих способов подачи, ни один из них не приемлем для минимизированной подачи композиционной СОТС на основе растительных масел и присадок к ним в виде кристаллогидратов. А положительный эффект от применения такой композиции нами уже установлен [1, 2].

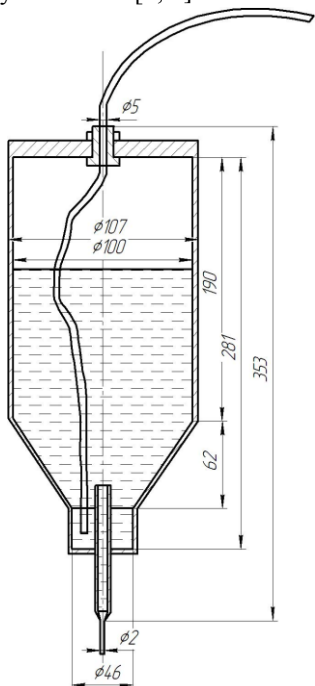


Рисунок 1 – Схема смесителя для формирования композиционного СОТС

Цель статьи. Разработка устройства для формирования композиционных СОТС на основе растительных масел и присадок к ним в виде кристаллогидратов, создание максимально возможных условий для достаточно эффективного охлаждения режущих кромок сверла.

Изложение основного материала. Подачу экспериментальной композиционной СОТС в зону резания осуществляли с помощью специально разработанного устройства, схема которого представлена на рис.1. Конструкция смесителя позволяет поддерживать стабильный однородный состав композиции. Транспортирующий и барботирующий воздух подается в смеситель с постоянным давлением 125 кПа.

Диаметр соплового отверстия целесообразен в пределах 1,5 – 2 мм. Расход СОТС составляет 0,2 - 0,4 л/мин.

Сверление занимает особое место среди способов обработки металлов резанием. Специфичность операции заключается в том, что инструмент сам прокладывает себе путь в сплошном материале, зачастую качественно неоднородном.

Стружкообразование происходит в условиях несвободного резания, характеризующегося образованием сливной стружки и стружки скалывания. Накопление стружки в стружкоотводящих каналах в значительной степени зависит от наличия и типа СОТС.

В нашем случае, минимизированная подача масляной СОТС, с присадками в виде кристаллогидратов, через стружкоотводящие каналы, в условиях их накопления, усматривается как необоснованная.

Для уменьшения негативных последствий этого недостатка применяют сверла с внутренними каналами для повода СОТС в зону резания. Широко известны сверла содержащие и внутренние каналы для подвода СОТС в зону сверления, выходные отверстия которых расположены на задней поверхности зубьев [4]. Недостаток состоит в том, что режущие кромки недостаточно эффективно охлаждаются СОТС, поступающим в зону сверления. Следы холодной струи СОТС, вытекающей из отверстий каналов сверла, омывают узкой полосой поверхность сверления и слабо воздействуют на всю длину режущих кромок и поверхность сверления.

Известна также конструкция сверла, содержащего режущие кромки и внутренние каналы для подвода СОТС, выходные отверстия которых симметрично расположены на задней поверхности зубьев сверла. Сверло снабжено уплотнением, расположенным вдоль задней поверхности каждого зуба, исключая часть поверхности между режущей кромкой и выходным отверстием канала для подвода СОТС [5]. В этой конструкции предпринята попытка устранения недостатка предшественника за счет подвода СОТС непосредственно к режущим кромкам сверла установкой уплотнителя вдоль их поверхности у каждого зуба. Однако этот прием ведет к тому, что уплотнитель стал в значительной степени изолятором между задней поверхностью зуба и поверхностью резания, не отводит от нее теплоту и практически недостаток предшественника не устраняется. Недостатком является также то, что в качестве уплотнителя использована резина, которая быстро выходит из строя при большой температуре в зоне сверления, а также интенсивно истирается поверхностью резания, на которую она опирается. Тем не менее, указанная конструкция наиболее близка к нашим запросам и содержит ряд общих с ним признаков.

Техническая задача предлагаемой конструкции – повышение эффективности охлаждения режущих кромок сверла, стружки и поверхности резания. Технический результат–повышение стойкости и рабочего ресурса сверла внутренними каналами для подвода СОТС. Новым в предлагаемой конструкции является то, что выходные отверстия каналов для подвода СОТС расположены асимметрично и соединены с канавками, направленными вдоль режущих кромок.

Расположение выходных отверстий каналов для подвода СОТС асимметрично оси сверла, позволило выходящими из них струями холодной СОТС концентричными кругами омывать поверхность сверления металла и

интенсивно ее охлаждать. Снабжение каждого выходного отверстия канавкой, направленной вдоль режущей кромки позволило омывать их, а также всю поверхность сверления металла сдвоенными вдоль режущими потоками.

На рис.2 показано асимметричное расположение выходных отверстий каналов, соединенных с канавками для подвода СОТС. Сверло 1 содержит спиральные каналы 2, для подвода СОТС. Выходные отверстия 3 каналов 2 расположены асимметрично относительно продольной оси сверла 1 на задних поверхностях 4 у режущих кромок 5 зуба 6. Каждое выходное отверстие 3 соединено с полукруглой канавкой 7, расположенной вдоль режущей кромки 5.

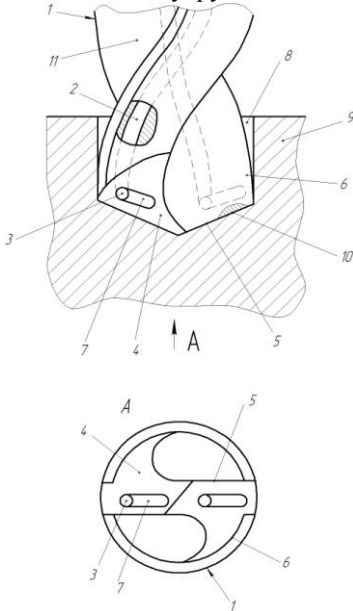


Рисунок 2 – Сверло с каналами для подвода СОТС

В процессе сверления отверстия 8 в детали 9 СОТС от источника подачи (не показан) поступает по его каналам 2, а через выходные отверстия 3 в канавки 7 на задних поверхностях 4 каждого зуба 6. СОТС оставляет концентрично расположенные следы охлаждающей жидкости на поверхности 10 сверления детали 9 и подходит по всей длине режущих кромок 5 каждого зуба 6. При этом следы вытекающей из канавок 7 СОТС перекрывают друг друга, образуя сдвоенные потоки холодной жидкости, которые охлаждают рабочий участок сверла 1. Полукруглая поверхность канавки 7 увеличивает площадь контакта холодной жидкости с задней поверхностью 4 каждого зуба 6 и поверхностью 10 сверления, захватывает и потоком транспортирует стружку по винтовым канавкам сверла 1.

Выводы. Применение предлагаемой конструкции позволяет увеличить долговечность сверла и улучшить качество сверления отверстий.

Список использованных источников: 1. *Абдулгасис Д.У.* Использование эндотермического эффекта дегидратации кристаллогидратов для повышения теплопроводящей способности СОТС на основе растительных масел / Д.У. Абдулгасис // Высокие технологии в машиностроении: збірник наук. праць НТУ "ХПИ"-Харків, 2005. Вип. 2(11).-с.3-8. 2. *Абдулгасис Д.У.* Повышение теплопроводящей способности и устойчивости к окислению СОТС на основе растительных масел / Д.У.Абдулгасис, Ф.Я.Якубов, У.А.Абдулгасис // Резание и инструмент в технологических системах: межд. научн.-техн. сб. НТУ"ХПИ" - Харьков, 2003. Вип. 65. с 3-10. 3. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: Справочник / Под ред.С.Г. Энтелеса., Э.М. Берлинера.-М.:Машиностроение, 1986. 352с. 4. Пат.США №3073186, кл. 77-78, 1963г. 5. А.С.СССР №1303286, Сверло .П.А.Линчевский, С.С. Фотти В.В.Галицкий, кл. В23 В51 / 06, 1987г.Опубл.15.04.87.Бюл №14.

Поступила в редколлегию 15.05.2010

Агу Коллинз, М. Н. Виноградный,
М. Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ЭНЕРГОЕМКОСТИ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ МИНИМАЛЬНОЙ СМАЗКИ

Представлено результати дослідження енергоємності алмазно-іскрового шліфування твердих сплавів із застосуванням технології мінімального змащення. Показано, що використання спеціального твердого мастильного матеріалу замість рідини поливом за рахунок адсорбційного ефекту забезпечує меншу енергоємність процесу шліфування.

Представлены результаты исследования энергоемкости алмазно-искрового шлифования твердых сплавов с применением технологии минимальной смазки. Показано, что использование специального твердого смазочного материала вместо жидкости поливом за счет адсорбционного эффекта обеспечивает меньшую энергоемкость процесса шлифования.

The results of the investigations of correlation between the residual stress and the wear resistance of tools from nanostructured hard alloys after diamond-spark grinding are presented. It is shown that the more values of compressive stress the less summed technological cost of treatment.

В практике металлообработки в настоящее время используются жидкие, газообразные и твердые смазочно-охлаждающие технологические средства (СОТС).

Применение твердых смазочных материалов (ТСМ) является важным фактором расширения технологических возможностей шлифования и альтернативой использования жидких СОТС поливом. Учитывая неизбежные затраты, а также известные экологические аспекты, связанные с использованием жидких СОТС, применение ТСМ, с помощью которых удобно реализовать технологию минимальной смазки, является весьма актуальным и перспективным

Наибольшее распространение в качестве твердых смазочных материалов получили графит, дисульфид молибдена, окислы и соли металлов, а также твердые органические соединения, такие, как углеводороды, воски, вещества жировой природы, полимерные материалы и др. [1].

Следует заметить, что если на некоторых механических операциях (точение, сверление) подобная технология в последнее время находит применение, то при обработке шлифованием вообще не рассматривается [2, 3].

Как известно, эффективное шлифование твердых сплавов может быть обеспечено при использовании алмазных кругов на металлических связках с введением в зону резания дополнительной энергии в виде электрических импульсов с помощью специальных генераторов. Это процесс алмазно-искрового шлифования (АИШ), который реализуется с обратной полярностью (круг – анод, деталь – катод). Используемая сухая смазка в виде экологически чистых ТСМ различных модификаций в необходимом количестве вместо полива жидкой СОТС является диэлектрической средой, способствующей иницированию электрических разрядов; это обеспечивает устойчивое состояние режущей поверхности алмазных кругов и достижение стабильных условий его контактного взаимодействия с обрабатываемой поверхностью твердого сплава. Подобранный соответствующий состав ТСМ в виде столбика определенного сечения с помощью простого устройства с небольшим усилием прижимается и постоянно контактирует с рабочей поверхностью алмазного круга.

Роль сухой твердой смазки следует рассматривать не только как средство обеспечения процесса АИШ за счет иницирования электрических разрядов в зоне резания, но и как фактор возможного повышения обрабатываемости материалов и смазывающего эффекта.

Рассмотрим эти факторы.

Методы повышения обрабатываемости материалов в присутствии СОТС являются технологической реализацией эффекта Ребиндера – облегчение пластической деформации и образование новых поверхностей в результате снижения свободной поверхностной энергии твердого тела под воздействием окружающей среды. В основе эффекта Ребиндера лежит адсорбция на поверхности твердого тела адсорбционно-активных соединений – поверхностно-активных веществ (ПАВ), реакционно-активных молекул полифункциональных компонентов СОТС и продуктов их деструкции.

Различают физическую и химическую адсорбцию. В случае физической адсорбции полярные группы компонентов СОТС удерживаются на поверхности слабыми ван-дер-ваальсовскими силами, обусловленными взаимодействием электромагнитных полей между атомами и молекулами СОТС и твердого тела. При химической адсорбции хемосорбционные пленки удерживаются на поверхности твердого тела химическими связями, которые намного прочнее физических.

На основании исследований зависимости адсорбционной активности от химического состава ПАВ установлено, что прочность связи между поверхностно-активными молекулами и металлическими поверхностями

возрастает в такой последовательности: сложные эфиры, спирты, карбоновые кислоты [4]. Это обстоятельство нами будет использовано при выборе оптимального состава ТСМ.

Наряду с повышением обрабатываемости материалов, базовые компоненты СОТС должны обеспечивать высокое смазывающее действие – снижать микросхватывание, задираание, фрикционный нагрев и силы трения в контактной зоне деталь – инструмент. Смазывающее действие СОТС осуществляется в результате образования на контактных поверхностях граничных пленок, которые экранируют поверхности трения. Граничная смазка обусловлена действием адсорбционно или химически связанной с трущейся поверхностью пленки.

Типичная граничная смазка – это смазка пленкой, образующейся в результате химического взаимодействия высших жирных кислот с ювенильной поверхностью металла. При этом продуктами реакции являются твердофазные мыла, молекулы которых химически привиты к поверхности, а длинные углеводородные цепи расположены перпендикулярно поверхности и образуют плотноупакованные пачки в виде молекулярного частокола, которые экранируют трущиеся поверхности. Поэтому высшие жирные кислоты обладают высокой смазочной способностью.

Все высшие жирные кислоты (предельные и непредельные) являются поверхностно-активными веществами. Наличие карбоксильной группы обуславливает полярность их молекул.

На основании изложенного выше, в качестве базового компонента ТСМ был выбран стеарин технический, который в основной массе содержит твердые насыщенные жирные кислоты и имеет температуру плавления 49–52 °С.

Для регулирования свойств ТСМ в зависимости от конкретных условий реализации процесса алмазно-искрового шлифования использовали себациновую кислоту, которая представляет собой двухосновную кислоту и имеет такую структуру молекулы:



то есть является полифункциональным кислородсодержащим соединением (ПФКС).

Температура плавления себациновой кислоты 134 °С. Она хорошо совмещается со стеариновой кислотой при сплавлении. Изменяя соотношение состава стеариновой и себациновой кислот, можно изготавливать ТСМ с необходимыми для конкретного применения температурой плавления и твердостью.

К тому же известно, что ПФКС активируют процессы поверхностного деформирования и диспергирования материалов, то есть повышают их механическую обрабатываемость.

Отметим также, что применение ТСМ улучшает санитарно-гигиенические условия труда рабочих, т.к. при этом воздух не загрязняется аэрозолями смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) и летучими токсичными продуктами механо-термического и биологического разложения присадок к ним различной химической природы. Кроме того, исключается возможность возникновения профессиональных кожных заболеваний (дерматозов и др.).

Предлагаемый к применению ТСМ является экологически безопасным средством. В его состав не входят традиционные для большинства СОТС серу-, хлор- и фосфорсодержащие противозадирно-противоизносные присадки, которые в результате термомеханической деструкции разлагаются в зоне резания с выделением в окружающую среду токсичных производных веществ, содержащихся в указанных присадках.

Для выбора рационального состава смеси ТСМ и оценки энергоемкости процесса шлифования были проведены экспериментальные исследования с помощью специальной установки на базе универсально-заточного станка 3Д642Е, модернизированного для реализации процесса АИШ; обрабатывались пластины твердого сплава Т15К6 сечением $18 \times 16 \times 6$ мм, а также эти же пластины совместно со сталью 45 при одинаковом соотношении площадей контакта с рабочей поверхностью круга. Алмазно-искровое шлифование образцов производилось кругом 12А2-45°АС6-100/80 М1-01-4; энергия единичных разрядов составляла $11 \cdot 10^{-4}$ Дж, частота импульсов – 88 кГц, нормальное давление $P_n = 1,2$ МПа, скорость резания $V = 25$ м/сек.

Сравнительный анализ показателей процесса производился для различных диэлектрических сред: СОТС струйным поливом и ТСМ.

Оценка результатов по критериям производительности Q_m , мм³/мин, относительному расходу алмазов q , мг/г и удельной себестоимости

C , коп/см³ показала, что в среднем на 15–20 % значения указанных критериев выгодно отличают АИШ с применением твердого смазочного материала, состоящего из смеси равных частей стеариновой и себациновой кислот (табл. 1).

Таблица 1 – Значения показателей работоспособности кругов при различных диэлектрических средах

Диэлектрическая среда	Производительность Q_M , мм ³ /мин	Относительный расход алмазов q , мг/г	Удельная себестоимость C , коп/см ³
СОТС, струйный полив	549, 8	1,76	6,92
Смесь равных частей стеариновой и себациновой кислот	638, 3	1,32	6,04

В связи с изложенным представляет интерес сравнительный анализ энергоемкости процесса шлифования твердого сплава с традиционной СОТС поливом и упомянутой выше смесью ТСМ.

Удельная энергоемкость шлифования B_M определялась энергией (работой), затраченной на сьем массы твердого сплава в единицу времени ΔM :

$$B_M = \frac{A}{\Delta M},$$

где A – работа, Дж; ΔM – масса, кг.

Работа шлифования (A) определялась как произведение тангенциальной силы P_z и скорости резания V ; масса материала пересчитывалась по результатам оцениваемой производительности Q_M , мм³/мин; усилие резания измерялось с помощью специального динамометра по упругой схеме шлифования.

Результаты экспериментов по влиянию нормального давления на энергоемкость процесса АИШ представлены в табл. 2. Во всем диапазоне изменения нормальных давлений значения B_M меньше для ТСМ по сравнению с СОТС поливом. Общая тенденция незначительного изменения показателя энергоемкости при увеличении нормального давления объясняется соответственно пропорциональным ростом производительности шлифования.

Таблица 2 – Влияние нормального давления на удельную энергоёмкость B_M , Дж/г·10³ при АИШ Т15К6

Диэлектрическая среда	Нормальное давление P_H , МПа			
	0,8	1,2	1,6	2,0
СОТС, струйный полив	5,5	5,4	5,2	5,3
ТСМ	4,6	4,4	4,5	4,7

Изменение скорости резания характеризуется более выраженным влиянием ее на B_M , чем нормальное давление (рис. 1). С увеличением скорости B_M растет как при шлифовании с СОТС поливом, так и при использовании ТСМ; при этом интенсивность роста удельной энергоёмкости при шлифовании с введением в зону резания твердого смазочного материала значительно меньше, что можно объяснить более активной самозатачиваемостью режущего рельефа алмазного круга и соответственно большим съемом материала.

Возможности использования ТСМ наиболее эффективно могут проявиться при АИШ твердого сплава совместно со стальной державкой, т.к. при этом с одной стороны более полно будут активироваться процессы, связанные с образованием новых поверхностей (эффект Ребиндера), а с другой – адсорбционно связанная с обрабатываемой поверхностью граничная пленка надежно экранирует трущиеся поверхности.

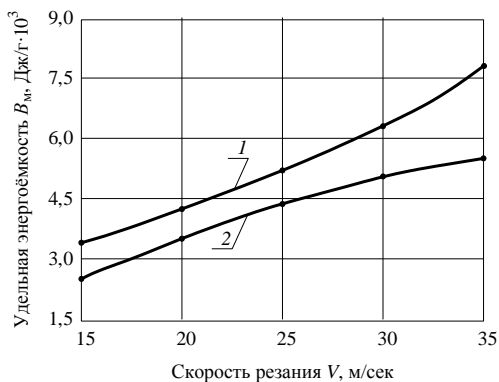


Рисунок 1 – Влияние скорости резания на энергоёмкость при АИШ:
1 – СОТС струйным поливом; 2 – ТСМ.

Условия шлифования: $P_H = 1,2$ МПа ; круг 12А2-45°АС6-100/80 М1-01-4.

Обрабатываемый материал: Т15К6

Последнее обстоятельство будет нивелировать диффузионное взаимодействие поверхности алмазных зерен со сталью в связи с известными положениями о сродстве контактирующих материалов и перепаде концентраций углерода в них [5, 6], что вызывает повышенный износ кругов. Следует заметить, что при исследовании энергоемкости шлифования композиций различных материалов, отличающихся плотностью, более удобно пользоваться критерием, оценивающим удельную работу, затрачиваемую на объемный съем материала:

$$A_{уд} = \frac{P_z V}{Q_M},$$

где P_z – тангенциальная сила резания, V – скорость резания, Q_M – производительность процесса.

Увеличение нормального давления вызывает повышение удельной работы шлифования для различных условий АИШ (рис. 2), однако применение ТСМ способствует меньшим значениям $A_{уд}$ во всем диапазоне изменения P_n .

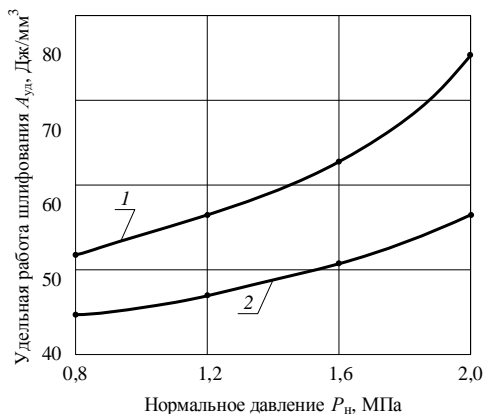


Рисунок 2 – Влияние нормального давления на удельную работу АИШ:

1 – СОТС струйным поливом; 2 – ТСМ.

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

Обрабатываемый материал: Т15К6

Несмотря на то, что с рабочей поверхностью алмазного круга контактирует такая же, как и твердого сплава, площадь стальной пластины из композиции Т15К6+сталь 45, обнаруживается более замедленный темп роста $A_{уд}$ при шлифовании с ТСМ. Это можно объяснить сохранением

достаточно устойчивого состояния режущего рельефа во времени, что подтверждается суммарным ростом производительности, который незначительно отстает от увеличения работы резания.

Преимущества применения ТСМ по сравнению с СОТС поливом более заметно проявляются при увеличении скорости резания (рис. 3). Количественный фактор, характеризующий число встреч в единицу времени алмазных зерен с обрабатываемой поверхностью, с ростом скорости проявляется в том случае, если развитость рабочей поверхности круга сохраняется даже при больших термодинамических нагрузках на его режущий рельеф. Следовательно, можно констатировать преимущества использования ТСМ за счет существенного повышения производительности шлифования, что способствует незначительному изменению энергоемкости и заметному снижению темпа ее роста; при этом шлифование с СОТС поливом вызывает довольно интенсивный рост $A_{уд}$, что свидетельствует о значительном отставании производительности шлифования от увеличивающейся работы резания.

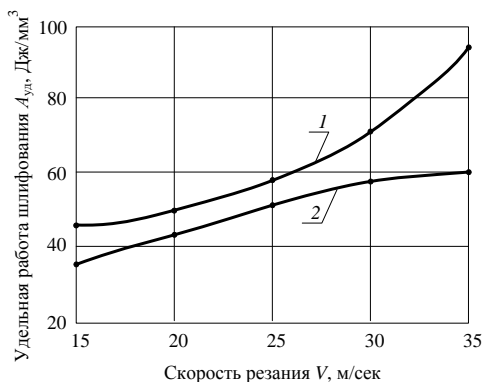


Рисунок 3 – Влияние скорости резания на удельную работу АИШ:
1 – СОТС струйным поливом; 2 – ТСМ.

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

Обрабатываемый материал: Т15К6 – ст45

Выявленное преимущество шлифования твердых сплавов, в том числе и композиции «твердый сплав – сталь» с применением ТСМ объясняется специфическим механизмом воздействия смазочной среды на адсорбируемые поверхности обрабатываемых материалов. Высокие локальные температуры при АИШ вызывают деструкцию среды, обеспечивают дозированный (без избытка) постоянный приток (присутствие) групп легкоподвижных атомов из

карбоксильной составляющей и углеводородных радикалов поверхностно-активного компонента в зоне резания.

Массовое микрорезание – царапание при алмазном шлифовании сопровождается совокупностью условий для проявления эффекта Ребиндера. Высокие локальные напряжения и скорости воздействия, циклический характер нагрузки, весьма малый съем материала за один контакт (проход) алмазного зерна, в результате чего атомы активной среды должны преодолеть лишь небольшой путь к зоне разрушения, к истокам образующейся опережающей микротрещины, обеспечивая надежное смачивание обнажаемой ювенильной поверхности – все это способствует физической и химической адсорбции, а также смазывающему действию среды ТСМ.

Следует отметить, что согласно известному критерию Гриффитса, при хрупком разрушении прочность пропорциональна корню квадратному из величины поверхностной энергии. В соответствии с этим, понижению прочности в несколько раз должно отвечать понижение свободной поверхностной энергии, примерно на порядок [7]. Поэтому, если ТСМ в связи с иницированием адсорбционных эффектов вызывает понижение свободной поверхностной энергии, то, естественно, должна уменьшаться хрупкая прочность твердых сплавов и работа диспергирования. Именно поэтому при АИШ с ТСМ по сравнению с СОТС поливом имеют место более низкие значения удельной работы резания, особенно при повышенных нормальных давлениях и скоростях шлифования (см. рис. 2, 3).

Таким образом, можно считать, что применение твердого смазочного материала, представляющего смесь равных частей стеариновой и себациновой кислот, по сравнению с СОТС поливом при использовании в условиях АИШ является весьма перспективным направлением, отвечающим современным тенденциям развития технологии минимальной смазки.

Список использованных источников: 1. *Бердычевский Е. Г.* Смазочно-охлаждающие средства для обработки материалов : справочник / *Е. Г. Бердычевский*. – М. : Машиностроение, 1984. – 534 с. 2. *Старков В. К.* Шлифование высокопористыми кругами / *В. К. Старков*. – М. : Машиностроение, 2007. – 688 с. 3. *Якубов Ч. Ф.* Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / *Ч. Ф. Якубов*. – Симферополь : ОАО «Симферопольская городская типография», 2008. – 156 с. 4. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием : справочник / [ред. *С. Г. Энтелис*]. – М. : Машиностроение, 1986. – 352 с. 5. *Лоладзе Т. Н.* Износ алмазов и алмазных кругов / *Т. Н. Лоладзе, Г. В. Бокучава*. – М. : Машиностроение, 1967. – 112 с. 6. *Боуден Ф.* Трение и смазка твердых тел / *Ф. Боуден, Д. Тейбор*. – М. : Машиностроение, 1968. – 534 с. 7. *Шукин Е. Д.* Физико-химические основы новых методов интенсификации обработки твердых тел / *Е. Д. Шукин* // Физическая химия. Современные проблемы. – М. : Химия, 1983. –С. 30–40.

Поступила в редколлегию 07.04.2010

Е.А. Бабенко, В.А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина

3D МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Наведені результати досліджень по 3D моделюванню НДС алмазного шару при спіканні шліфувального кругу. Досліджувався вплив фізико-механічних властивостей компонентів алмазного шару на виникаючі внутрішні навантаження.

Приведенные результаты исследований по 3D моделированию НДС алмазного пласта при спекании шлифовального круга. Исследовалось влияние физико-механических свойств компонентов алмазного пласта на возникающие внутренние нагрузки.

Results of researches on 3D-modeling of the VAT of diamond layer are described at sintering circles. Influence of physicomachanical properties of components diamond layer on arising internal pressure was investigated

Постановка проблеми. Процес виготовлення алмазних кругів на різних зв'язках характеризується високою трудоемкістю і низкою продуктивністю, великим витратом дорогих алмазних зерен і, як наслідок, високою собівартістю подальшого процесу експлуатації алмазних кругів. Необхідно досягти підвищення надійності і якості при виготовленні алмазно-абразивного інструмента, без чого неможливо його ефективне застосування в виробництві. Виготовлення алмазно-абразивного інструмента, базується на установленні фізичних і технологічних закономірностей процесу спекання алмазного шару. В даний час відсутні науково обґрунтовані рекомендації по вибору раціональних комбінацій міцності, марки зерна, зернистості, концентрації з фізико-механічними властивостями зв'язок. Слід звернути увагу на наявну в літературі рекомендацію по застосуванню в шліфовальних кругах на різних зв'язках тих або інших комбінацій марок зв'язок і алмазних зерен, їх концентрації мають загальний характер, що призводить до пошкодження алмазних зерен в процесі спекання і в подальшому до низької продуктивності процесу абразивної обробки [1,2].

Аналіз останніх досліджень і публікацій показав, що питання підвищення ефективності алмазного шліфування залишається актуальним і сучасні методи математичного моделювання можуть принести значимі результати. Згідно з даними академіка Лолодзе Т.Н., в процесі експлуатації алмазно-абразивного інструмента коефіцієнт ефективного використання алмазних зерен не перевищує 5-10%, решта зерен руйнується ще на етапі виготовлення або випадає в ході експлуатації круга. Тому на початковому етапі виготовлення алмазного круга на різних зв'язках важливо визначити оптимальні технологічні

параметры его изготовления, а именно давление, температуру и время спекания при которых не будет нарушена целостность алмазных зерен. После этого, на следующем этапе эксплуатации спеченных кругов, необходимо рассмотреть и изучить факторы, уменьшающие производительность процесса алмазного шлифования, что в дальнейшем позволит уменьшить их влияние и достичь высокого коэффициента использования алмазных зерен.

Цель исследования. Целью данной работы является разработка методики определения оптимального сочетания прочностных свойств алмазных зерен и связки, при которых обеспечивается сохранение целостности алмазных зерен в процессе изготовления алмазного круга путем использования процесса 3D моделирования НДС зоны спекания его алмазоносного слоя.

Основные материалы исследования. Был изучен процесс спекания алмазоносного слоя шлифовальных кругов при помощи 3D-моделирования этого процесса. Рассматривалась математическая модель «связка-зерно-металлофаза» и учитывалось влияние компонентов этой системы на ее НДС (напряженно-деформированное состояние) в процессе спекания. Было изучено влияние свойств металлофазы (металла-катализатора) и её процентного содержания на изменение внутренних эквивалентных напряжений в алмазном зерне. При этом процесс моделировался для нескольких марок алмазных зерен и сравнивались полученные результаты. Кроме того, изучено влияние наличия покрытий на алмазных зернах и определен состав покрытия, позволяющий уменьшить эквивалентные напряжения в зерне [6].

В модели зерно и связка рассматривались упругими сплошными телами. Алмазные зерна моделировались в виде октаэдров (рис. 1) с размерами в зависимости от рассматриваемой зернистости от $50 \times 30 \times 30$ до $500 \times 300 \times 300$ мкм (рис. 1б). Наличие металла-катализатора в алмазных зернах моделировалось произвольно ориентированными пластинами, объемное содержание которых составляло 5-10% [7]. Рассматривалось наличие двух металлофаз, расположенных у граней октаэдра. Связка круга представлялась в виде кубического фрагмента с размерами от $0,5 \times 0,5 \times 0,5$ до $3 \times 3 \times 3$ мм в зависимости от размера и концентрации зерен. Модель нагружалась статической одноосной равномерно распределенной нагрузкой, в виде приложенных значений давления и температуры. Была создана расчетная 3D-модель, а расчеты напряженно-деформированного состояния в модели проводились в приложении CosmosWorks.

Поскольку предел прочности алмаза при растяжении ниже предела прочности при сжатии, то в качестве критерия разрушения принимались полученные расчетным путем значения максимальных растягивающих напряжений алмазов различных марок и зернистостей [4,5].

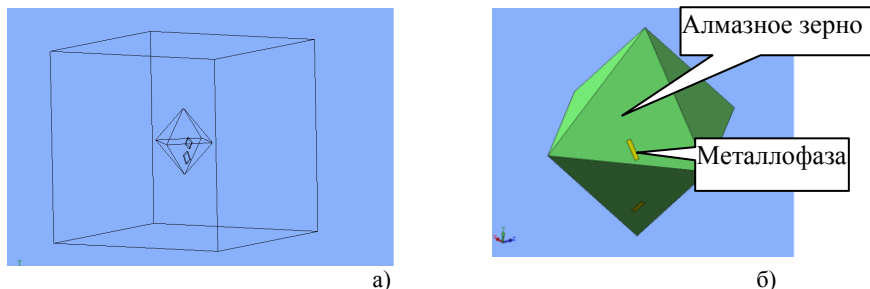


Рисунок 1 — Расчетная модель (а) и 3D-модель системы «алмазное зерно – металлофаза» (б)

После построения расчетной 3D –модели была сгенерирована сетка конечных элементов, причем сетка сгущалась в месте присутствия алмазного зерна и металла-катализатора (рис. 2).

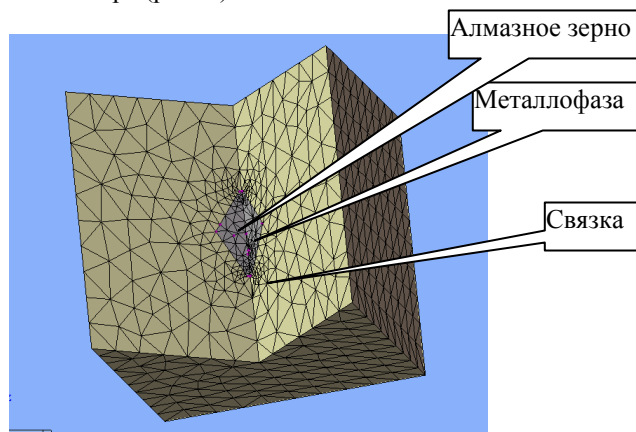


Рисунок 2 — Сгенерированная конечно-элементная сетка в 3D модели

Проведенные теоретические исследования показали, что температура спекания алмазоносного слоя, в отличие от давления, оказывает наибольшее влияние на НДС системы «алмазное зерно- металлофаза-связка», независимо от вида связки. Увеличение напряжений в зёрнах наблюдается по контуру сферы, вписанной в октаэдр, и в местах сосредоточения металлофазы в зерне. Наличие большого количества металлических включений в кристаллах приводит к снижению их прочности и особенно термостойкости. Определено, что нагрев синтетических алмазов, начиная с температуры 750°C приводит к снижению их прочности.

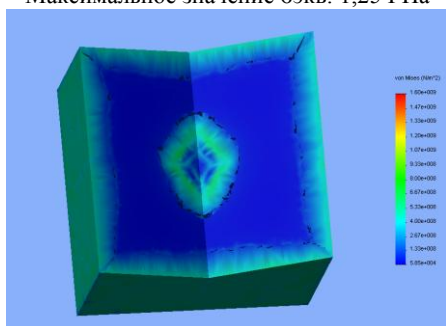
Причиной растрескивания алмазного зерна является различное значение коэффициентов термического расширения металлофазы (остатков металла-

катализатора) и алмазного зерна. Как правило, коэффициент термического расширения металла-катализатора гораздо больше, чем у синтетического алмаза. Поэтому при нагревании происходит, так называемый разрыв алмазного зерна изнутри. На рис. 3 и рис. 4 отображено влияние температуры спекания алмазоносного слоя на изменение эквивалентных напряжений, возникающих в зерне алмазных кругов на основе различных видов связок[3].

Определив значительную роль температурного фактора в разрушении алмазных зерен перешли к изучению влияния свойств металла-катализатора на сохранение целостности алмаза в процессе спекания алмазоносного слоя.

Рассматривались четыре вида металлофазы (с преобладающим содержанием железа, кобальта, никеля и меди) и связка на основе керамики, титана, алюминия, железа и бронзы. Расчетные модели «связка-металлофаза-зерно» нагружались температурой 400 и 800°C. При этом, производилось комбинирование составляющих данной системы для определения оптимального сочетания элементов. Моделирование процесса спекания элемента алмазоносного слоя проводилось для зерна AC100, концентрации 200/160. В ходе расчетов были получены максимальные значения эквивалентных напряжений (табл. 1), которые сравнивались со значениями предела прочности синтетического алмаза на растяжение. Анализируя результаты расчетов, можно сделать вывод, что оптимальными являются такие сочетания зерен и связки, когда металлофаза зерна имеет низкий КТР и низкий модуль упругости, а связка в свою очередь является достаточно прочной. Причем, значение КТР должно являться определяющим при выборе металла-катализатора.

Марка связки: Fe
Марка зерна: AC50
Зернистость: 125/100
Температура спекания: 400°C
Максимальное значение $\sigma_{\text{экв}}$: 1,25 ГПа



Марка связки: Fe
Марка зерна: AC50
Зернистость: 125/100
Температура спекания: 700°C
Максимальное значение $\sigma_{\text{экв}}$: 2,01 ГПа

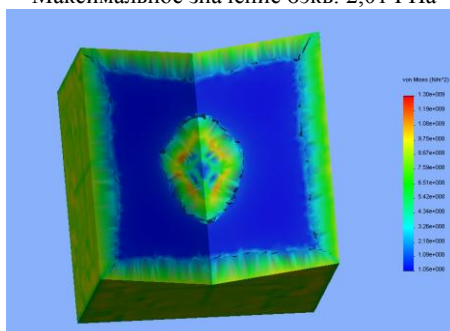
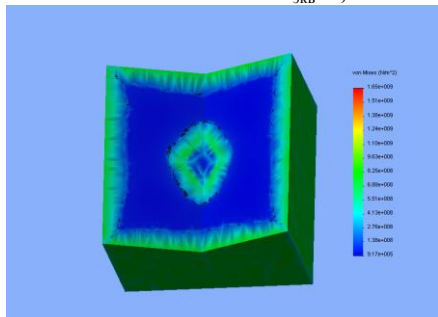


Рисунок 3 – Зависимость эквивалентных напряжений от температуры для кругов на металлических связках

Марка связки: Керамическая
 Марка зерна: AC50
 Зернистость: 125/100
 Температура спекания: **400°C**
 Максимальное значение $\sigma_{\text{экв}}$: **1,50 ГПа**



Марка связки: Керамическая
 Марка зерна: AC50
 Зернистость: 125/100
 Температура спекания: **700°C**
 Максимальное значение $\sigma_{\text{экв}}$: **2,71 ГПа**

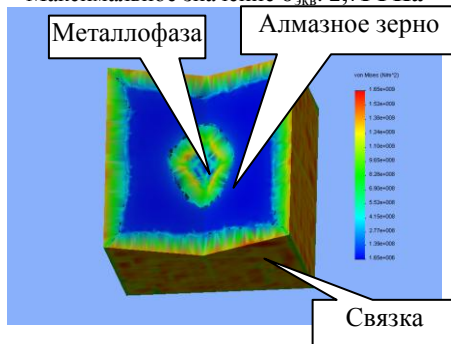


Рисунок 4 – Зависимость эквивалентных напряжений от температуры для кругов на керамических связках

Таблица 1 — Максимальные значения эквивалентных напряжений при различных составляющих системы «связка-металлофаза-зерно» с алмазным зерном AC100 (200/160)

Марка связки	Температура спекания, °C	Марка металла-катализатора			
		Никель	Кобальт	Железо	Медь
Эквивалентные напряжения, ГПа					
Керамическая	400	1,53	1,34	1,24	1,78
	700	2,76	2,41	2,23	3,20
Титаномагнетитовая	400	1,53	1,16	1,02	1,82
	700	2,76	2,09	1,84	3,27
Алюминиевая	400	1,52	1,32	1,19	1,79
	700	2,74	2,38	2,14	3,23

Изучена роль влияния процентного содержания металлофазы на сохранение целостности алмазного зерна, для чего была построена новая 3D модель «связка – алмазное зерно - металлофаза» с 20% содержанием металла-

катализатора в алмазном зерне AC65. Исходя из полученных результатов, утверждается, что увеличение процентного содержания металлофазы в синтетических алмазах ведет к увеличению величины эквивалентных напряжений в зерне. Изучена роль толщины и материала покрытий алмазного зерна (медь, молибден, натриевборосиликатное стекло) и подтверждено положительное влияние нанесенных покрытий на сохранение целостности алмазного зерна на этапе изготовления алмазного круга (рис.5).

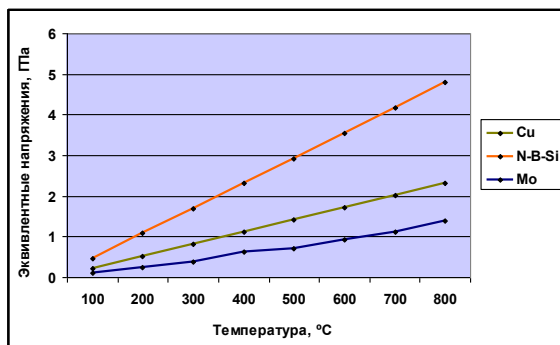


Рисунок 5 — Динамика роста напряжений в системе «зерно–металлофаза–покрытие–связка» с алмазным зерном AC100; толщина покрытия 15 мкм

На втором этапе исследований моделировали процесс эксплуатации алмазных шлифовальных кругов. Изучено влияние присутствия металлофазы в синтетических алмазах при абразивной и лезвийной обработке. Определены максимальные значения эквивалентных напряжений при увеличении усилия прижима шлифовального круга и увеличении температуры в зоне резания.

Моделирование процесса шлифования проводилось по схожей методике указанной в первой части статьи. Использовался программный продукт SolidWorks и CosmosWorks. Была построена 3D-модель «связка – зерно – металлофаза – обрабатываемый материал». В исходной модели была использована керамическая связка, кобальтовая металлофаза (5% от объема алмазного зерна), алмазное зерно и заготовка из алюминия. Заготовка и фрагмент связки представлялись в виде пластин, а алмаз с геометрией октаэдра. В ходе расчетного эксперимента, модель нагружалась нормальной силой от 0,5 до 4 Н, что моделировало усилие прижима алмазного шлифовального круга во время абразивной обработки (рис. 6).

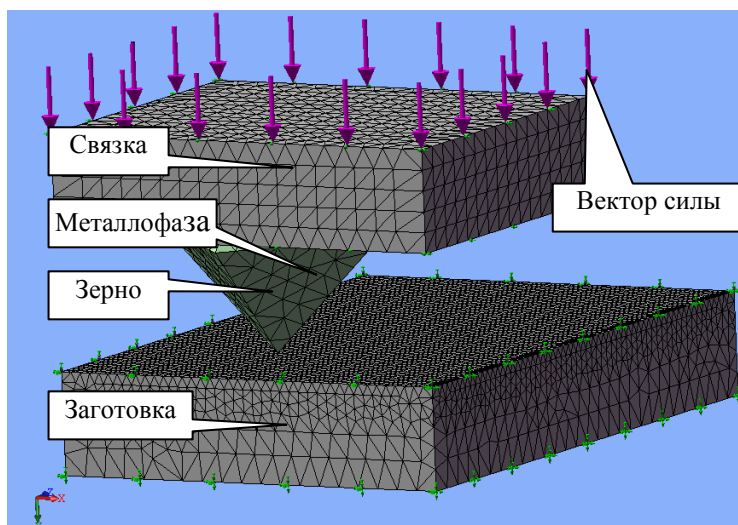
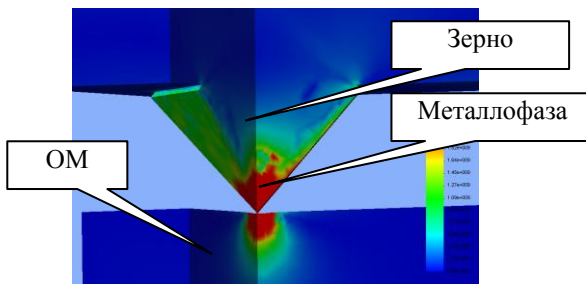


Рисунок 6 — 3D-модель «связка – зерно – металлофаза – заготовка» с конечно-элементной сеткой

Определено значительное влияние температуры в зоне резания на НДС алмазного зерна. Данное явление объяснимо влиянием температурного фактора на поведение металла-катализатора в алмазном зерне. Так, уже при температуре 500°C и усилии прижима 1 Н могут возникать нагрузки на 5 % превышающие максимальное значение напряжений без присутствия повышенных температур. Металл-катализатор обладает значительно большим коэффициентом температурного расширения нежели алмаз, и при увеличении напряжений происходит наложение полей напряжений вызванных силовой и температурной нагрузкой.

Выводы и перспективы развития. Проведение теоретического изучения 3D НДС системы «ОМ - зерно - металлофаза - связка» в специализированном пакете программ CosmosWorks позволило исследовать влияние качественного состава металлофазы на 3D НДС зоны шлифования при высоких температурах, а также рассчитать эквивалентные напряжения в исследуемой системе. Полученные результаты свидетельствуют о целесообразности применения алмазных зерен с минимально возможным содержанием металлофазы, преобладающим элементом, в составе которой должен быть металл с низким коэффициентом теплового расширения. Это позволит значительно увеличить коэффициент использования алмазных зерен и повысить экономичность алмазного шлифования.

Связка: Керамическая
Металлофаза: Медная
ОМ: Al
Усилие прижима: 3 Н
Температура нагрева:
500°C
Значение $\sigma_{\text{экв}} = 17,84$
ГПа



Связка: Керамическая
Металлофаза: Медная
ОМ: Al
Усилие прижима: 3 Н
Температура нагрева:
800°C
Значение $\sigma_{\text{экв}} = 27,92$
ГПа

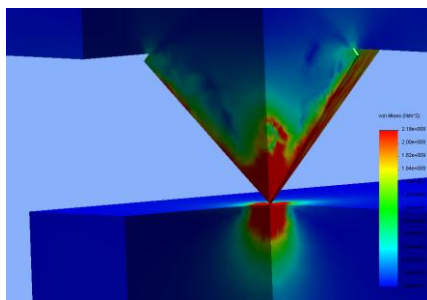


Рисунок 7 — Распределение напряжений при увеличении температуры нагрева алмазного зерна

Список использованных источников: 1. Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов.-X.,1980.-192 с. 2. Федорович В.О. Розробка наукових основ та способів практичної реалізації управління пристосовуваністю при алмазному шліфуванні надтвердих матеріалів. Автореф. дис.... докт. техн. наук 05.03.01 – Харків, 2002, 34с. 3. Новиков Н.В., Майстренко А.Л., Кулаковский В.Н. Сопротивление разрушению сверхтвердых композиционных материалов. - Киев: Наук. думка, 1993. – 220с. 5. Воронин Г.А., Мальнев В.И., Невструев Г.Ф Влияние включений на прочность синтетических алмазов при высоких температурах // Сверхтвердые материалы. – 1984 - № 2. – С.33-37. 6 Гаргин В.Г. Влияние включений в алмазах на их прочность // Сверхтвердые материалы. – 1983. - № 4. – С. 27-30 7. Казакова Н.В. Визначення раціональних характеристик алмазних кругів шляхом 3D моделювання процесів їх виготовлення і шліфування надтвердих матеріалів. Автореф. дис.... канд. техн. наук 05.03.01 – Харків, 2004, 23с.

Поступила в редколлегию 15.05.2010

В.А. Гречишников, д-р техн. наук, Москва, Россия

НАУЧНЫЕ НАПРАВЛЕНИЯ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ В МГТУ «СТАНКИН»

У статті розглянуті наукові напрямки вдосконалювання ріжучих і абразивних інструментів.

В статье рассмотрены научные направления совершенствования режущих и абразивных инструментов.

In this article directions of scientific researches on development of innovative designs of the cutting and abrasive tools with increased working capacity are considered.

Введение. Работоспособность режущего инструмента оказывает существенное влияние на экономическую эффективность процесса производства, а совершенствование его эксплуатации зависит от уровня инструментального обеспечения предприятия [1-4].

Основные направления развития инструментального обеспечения лежат в сферах деятельности, связанных с процессом проектирования новейших конструкций инструмента, с выбором систем инструмента для заданного технологического процесса, с качественным выбором технологического процесса изготовления инструмента, с оптимальными условиями эксплуатации инструмента, с выбором благоприятных экологических условий.

Совершенствование проектирования режущего инструмента, в основном, направлено на выбор материала режущей части, конструкции режущего инструмента и выбора средств проектирования.

Выбор материала режущей части влияет на конструкцию инструмента и производительность процесса. Инструменты из инструментальных сталей остаются востребованными благодаря совершенствованию физико-механических свойств поверхностного слоя за счет износостойких покрытий.

Инструменты с режущей частью из твердого сплава все шире применяются взамен режущих инструментов из быстрорежущих сталей, в том числе на таких операциях как сверление, зенкерование, развертывание. Этому способствуют варианты новых конструкций режущих пластин и возможности подвода смазочно-охлаждающей жидкости через центральное отверстие в зону резания. Кроме того, прочность самих пластин возрастает за счет применения мелкодисперсных твердых сплавов, а износостойкость повышается за счет нанесения износостойких покрытий.

Технология изготовления режущих инструментов совершенствуется параллельно совершенствованию технологических процессов в машиностроении и станочного оборудования. Перспективными и высокоэффективными технологическими процессами обработки материалов являются высокоскоростная обработка изделий из металла и хрупких материалов твердосплавными инструментами и инструментами из естественных и искусственных алмазов, в том числе планетарная обработка резьбовых ступенчатых отверстий комбинированным твердосплавным инструментом, обработка штампов и пресс-форм, сверление отверстий алмазными сверлами в хрупких материалах; виброэжекторное сверление глубоких отверстий, прерывистых отверстий с пересекающимися осями, наклонных отверстий без предварительного засверливания однокромочными и двухкромочными сверлами, оснащенными твердым сплавом; ультразвуковая обработка материалов, в том числе сверление, точение, упрочняющая обработка на станках с ЧПУ; скоростное точение сталей и сплавов высокой твердости (до 65 HRC), в том числе с наложением вибраций от гидросуппорта и ультразвуковой головки; окончательная (финишная) обработка вместо шлифования лезвийным инструментом, оснащенного твердым сплавом, монокристаллическим алмазом естественным и искусственным; нетрадиционные виды обработки материалов - виброфрезерование, виброточение, виброабразивная обработка, виброупрочняющая обработка с применением вибросуппорта и ультразвуковой головки; высокоскоростное лазерное резание листового материала толщиной до 3 мм (до 30 м/мин); точная лазерная резка стальных заготовок толщиной до 25 мм; лазерное сверление отверстий диаметром до 0,2 мм; лазерная сварка [2-5].

Шлифование кромками тонких заостренных кругов обеспечивает получение высокой точности детали, возможности обработки сложнопрофильных участков, шлифования труднообрабатываемых материалов. Процесс подобен точению материалов повышенной твердости, но является более универсальным, более производительным и точным. Для шлифования заостренными кругами применяются нитридборовые круги диаметром 50...450 мм при толщине 6...15 мм и окружной скорости 90...140 м/с. Основным потребителем станков для кромочного шлифования являются предприятия-изготовители режущих инструментов.

Применение инструментов из сверхтвердых материалов позволяет повысить качество обработки, чему способствует малая зернистость сверхтвердых материалов, которое обеспечивает при заточке радиус скругления режущей кромки 0,4... 1,5 мкм и соответственно параметр шероховатости $Ra < 0,3.. 0,4$ мкм.

В работе рассмотрены направления научных исследований по разработке инновационных конструкций режущего и абразивного инструмента повышенной работоспособности.

Все большее применение находят инструменты из СТМ-нанокомпактов при обработке алюминия и неметаллических материалов. Одной из проблем является создание стружколомов на миниатюрных режущих элементах (таблетка диаметром 3...4 мм). Подбираются параметры стружколома таким образом, что стружка сходит в заданном направлении и с заданными размерами по длине и высоте.

1. Основные научные направления кафедры "Инструментальная техника и технология формообразования" МГТУ "Станкин"

На кафедре проводится ряд научно-исследовательских работ, которые построены в ключе решениям современных проблем инструментального обеспечения машиностроительных производств.

Разрабатывается и совершенствуется САПР режущих инструментов, например, на концевые и дисковые режущие инструменты.

Проектирование производится следующим образом. Из меню графической системы выбирается необходимый чертеж инструмента. В диалоговом меню чертежа производится выбор диаметра инструмента, типа хвостовика, направление зубьев, материала и других параметров. Из базы данных по ГОСТ выбирается необходимый ряд конструктивных размеров выбранного типа инструмента. Также предусматривается корректировка конструктивных и геометрических параметров инструмента, полученных из базы. Кроме этого предусмотрен и прямой ввод исходных данных для каждого конкретного инструмента, минуя базу. Итоговый чертеж представляет собой сборочную единицу, состоящую из комплекта параметрических фрагментов проектируемого инструмента, которые наносятся на формат (поле чертежа) с помощью точек привязок. При этом встроенный логико-математический аппарат системы T-FLEX CAD обеспечивает соответствие параметров изображаемого объекта данным, заданных в диалоговом меню, поддерживает оптимальное расположение видов на поле чертежа и при необходимости производит масштабирование мелких элементов чертежа. Сечения по углам и радиусам изображаемые на чертеже выполнены для удобства в непараметрическом виде, а при помощи масштабирования.

Другим направлением работ является обеспечение качества обработки отверстий в затрудненных условиях.

Процесс получения точных отверстий малых и средних диаметров (3...15 мм; 7 или 8 квалитет; Ra = 0,3... 1,25 мкм) при достаточно жестких

требованиях к геометрической форме отверстий (прямолинейность, увод оси, некруглость и т.д.) связан с определенными затруднениями.

Наиболее известный технологический цикл включает в себя следующую последовательность: сверление, зенкерование, развертывание. Иногда этой последовательности недостаточно и тогда дополнительно производится внутреннее шлифование или хонингование.

Анализ существующего производства, а также предварительные исследования показали, что при применении обычных многолезвийных разверток процесс получения точных отверстий малоэффективен. Это связано с тем, что из-за погрешностей заточки и переточки зубьев, установки на станке возникают неуравновешенные поперечные силы, вызывающие искажение геометрической формы, разбивку и увод оси обрабатываемого отверстия. При обработке прерывистых отверстий и отверстий с наклонным входом и выходом эти погрешности резко увеличиваются.

Для решения проблемы повышения эффективности обработки таких отверстий с высокими точностными показателями и последующего контроля был проведен комплекс исследований направленных на применение технологии глубокого вибросверления, выбор наиболее эффективной конструкции инструмента и выбор или создание соответствующего оборудования и оснастки.

В проводимых исследованиях была поставлена задача повышения эффективности сверления отверстий в деталях с прерывистой поверхностью в условиях комплексного сочетания затрудненных случаев обработки, характерной из которых является сверлильный патрон модели ПС, в котором необходимо сверлить три наклонных отверстия, пересекающих центральное отверстие и два кольцевых паза с косыми входами - выходами. Сверлильные патроны модели ПС являются изделиями массового производства с годовой программой до 3...5 млн шт, что обуславливает актуальность исследовательских работ по повышению эффективности их обработки.

2. Инструментарий для медицинских целей.

Разработки инструментария для медицинских целей многие годы проводились профессором Т.А. Султановым. В частности, разработана оригинальная технология изготовления винтов для хирургических операций восстановления костей после переломов. При лечении таких переломов необходимо применять "остеосинтез" - операцию соединения отломков костей при помощи специальных фиксирующих средств (штифтов, винтов, пластинок и т.п.). Различают два основных вида остеосинтеза - кортикальный (винтами) и накостный (пластинками), однако в обоих случаях основным элементом является винт.

В травматологии и различных областях хирургии в настоящее время применяется большое количество резбовых имплантатов из различных материалов - нержавеющей стали, титана, тантала. Имплантат - это предмет, изготовленный из небιологического материала, который вводят в организм для выполнения соединительных или каких-либо других функций в течение длительного времени.

Общим недостатком известных конструкций инструментов для остеосинтеза является невозможность их использования в качестве матрицы под нанесение и транспортировку лекарственных покрытий в костную и мышечную ткани из-за отсутствия на их поверхности специальных полостей для удержания и сохранения при установке и на период рассасывания лекарственных составов, а также традиционная форма винтов, изготавливаемых из сплошной ступенчатой заготовки, исключая материалосберегающую технологию формообразования.

С целью устранения отмеченных недостатков предложен комплект инструментов для остеосинтеза (заявка № 2002133947/14(036015) от 18.12.2002 г., решение о выдаче патента от 02.02.2004 г.), состоящий из пластин с отверстиями под винты и крепежные винты с депонирующими элементами для сохранения слоя или нескольких слоев однокомпонентного или многокомпонентного лекарственного препарата, удерживаемого с помощью биологически совместимых лекарственных составов.

3. Инструменты из сверхтвердых инструментальных материалов

Одна из работ в области совершенствования инструмента, оснащенного режущими элементами из сверхтвердых инструментальных материалов направлена на повышение эффективности нанокристаллического алмазного инструмента на основе оптимизации кристаллографической ориентации зерен.

Суть кристаллографической ориентации заключается в расположении главных поверхностей реза в определенных плоских сетках алмаза. В элементарной ячейке структуры алмаза выделяются три типа плоских сеток, наиболее плотных в отношении расположения атомов: плоская сетка октаэдра $\{111\}$, куба $\{100\}$ и ромбододекаэдра $\{110\}$ (рис. 1).

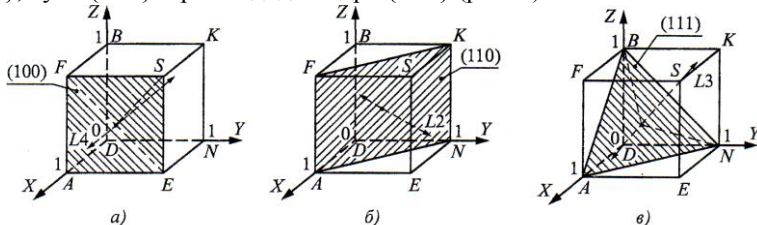


Рисунок 1 – Расположение основных плоскостей в элементарной ячейке:

а - плоскости куба $\{100\}$; б- плоскости ромбододекаэдра $\{110\}$;

в - плоскости октаэдра $\{111\}$

В выбранном кристалле алмаза необходимо наметить расположение режущей кромки будущего реза таким образом, чтобы износ инструмента проходил в направлении вектора наибольшей твердости, а усилия резания не совпадали с направлением плоскостей спайности, по которым алмаз легко раскатывается.

Плотность заполнения атомами плоских сеток алмаза не одинакова и располагается в следующей последовательности: $\{111\}$ - $\{110\}$ - $\{100\}$. Соответственно, в этой же последовательности располагаются твердости плоских сеток алмаза, так как более плотные плоские сетки будут оказывать большее сопротивление проникновению индентора при измерении их твердости.

Очевиден тот факт, что работоспособность алмазного реза зависит от свойств алмаза - материала режущей части, а анизотропия свойств алмаза в различных направлениях требует соблюдения и оптимизации кристаллографической ориентации. Следовательно, из-за вышеописанных свойств алмаза, при различной кристаллографической ориентации работоспособность инструмента будет существенно отличаться. Всем известная проблема практического использования режущего алмазного инструмента - это большое расхождение в рабочих характеристиках и (или) сроках службы от инструмента к инструменту.

Однако анизотропия твердости и износостойкости в алмазах имеет место не только в различных плоских сетках, но так же она резко выражена в разных направлениях в пределах одной и той же грани или плоской сетки (рис. 2).

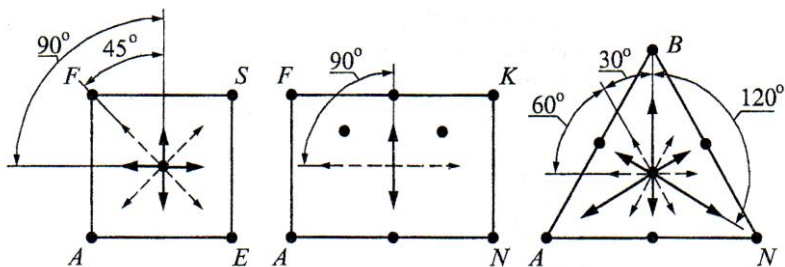


Рисунок 2 – Направление наибольшей и наименьшей твердости в плоских сетках

Режущая кромка инструмента образуется при пересечении передней и задней поверхностей. Следовательно, одним из параметров, характеризующих кристаллографическую ориентацию, является определен-

хрупкого разрушения зерен с образованием новых режущих кромок и изнашивания прилегающих участков связки.

В работе дана классификация конструкций алмазных сверл для обработки отверстий диаметрами 1,0... 1000 мм, приведено описание впервые созданного комплекса для алмазного сверления отверстий в составе:

- оригинальных конструкций подковообразных алмазных сверл для обработки отверстий диаметром 1,0... 6,0 мм;
- тонкостенных конструкций алмазных кольцевых сверл;
- комбинированных универсальных алмазных сверл диаметром 70... 1000 мм, предназначенных для сверления, вырезки дисков и прорезки кольцевых пазов;
- алмазных регулируемых сверл для обработки прецизионных отверстий;
- конических зенкеров и алмазных регулируемых сверл-зенкеров;
- специального электроскрепового станка для правки и изготовления сверл;
- специальных сверлильных станков с ЧПУ с адаптивной системой управления для обработки отверстий диаметрами 1,0... 5,0 мм в подложках микросхем.

4. Инструменты для обработки отверстий

Для получения глухих резьбовых отверстий в сплошном материале традиционно используют сверла, зенковки и метчики. Такая технология требует не только большого количества инструментов, но и больших затрат времени на изготовление одного отверстия. В этой связи на кафедре "Инструментальная техника и технологии формообразования" МГТУ "Станкин" ведутся работы по созданию комбинированного инструмента лишенного указанных недостатков.

Такой инструмент формирует отверстие за один рабочий цикл и в своей конструкции объединяет три показанных выше инструмента. Один из вариантов исполнения комбинированного инструмента представлен на рис. 4.

Здесь торец передней части инструмента выполнен подобно торцу сверла, так как его функцией является формирование отверстия под последующее нарезание резьбы. Периферия передней части имеет зубья как у острозаточенной фрезы.

Резьбообразующая часть имеет затывание по профилю зуба. Одновременно с формированием передней частью инструмента выточки в отверстии она формирует профиль резьбы на всей ее длине.

Между резьбообразующей частью и хвостовиком находится часть инструмента, выполненная как коническая зенковка, функцией которой является формирование фаски на входе в отверстие.

Винтовые стружечные канавки - общие для передней, резьбообразующей и конической частей. Таким образом, конструкция такого инструмента объединяет в себе сверло, резьбовую фрезу и коническую зенковку.

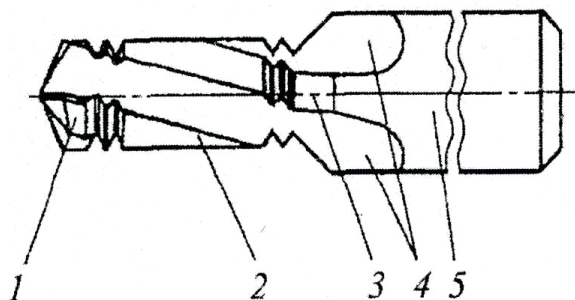


Рисунок 4 – Комбинированный инструмент для получения резьбовых отверстий:

- 1 – передняя часть; 2 – резьбовая часть; 3 – коническая часть;
- 4 – стружечные канавки; 5 – хвостовик.

Здесь торец передней части инструмента выполнен подобно торцу сверла, так как его функцией является формирование отверстия под последующее нарезание резьбы. Периферия передней части имеет зубья как у острозаточенной фрезы.

Резьбообразующая часть имеет затылование по профилю зуба. Одновременно с формированием передней частью инструмента виточки в отверстия она формирует профиль резьбы на всей ее длине.

Между резьбообразующей частью и хвостовиком находится часть инструмента, выполненная как коническая зенковка, функцией которой является формирование фаски на входе в отверстие.

Винтовые стружечные канавки – общие для передней, резьбообразующей и конической частей. Таким образом, конструкция такого инструмента объединяет в себе сверло, резьбовую фрезу и коническую зенковку.

Достоинство комбинированного инструмента заключается в уменьшении основного технологического времени, увеличении точности обработки и экономии инструментов. Его можно применять для изготовления резьб в пластмассах и алюминиевых сплавах.

На рис. 5 представлена последовательность обработки резьбового отверстия комбинированным инструментом.

1. Инструмент в исходном положении.

2. Сверление (рассверливание) сердцевины резьбового отверстия передней частью инструмента при одновременном изготовлении зенковкой фаски на входе в отверстие.

3. Обратный ход инструмента на величину, как минимум, шага резьбы.

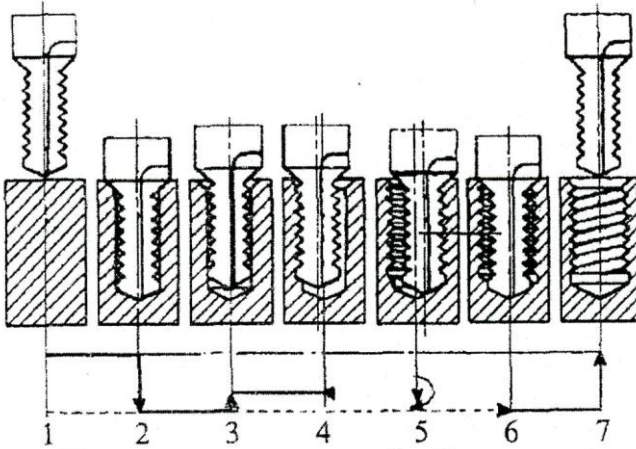


Рисунок 5 – Последовательность обработки отверстия комбинированным инструментом

4. Радиальная подача до номинального диаметра резьбы.

5. Изготовление всей длины резьбы винтовым фрезерованием спирали с диаметром, равном номинальному диаметру резьбы.

6. Радиальное перемещение инструмента в центр отверстия.

7. Обратный ускоренный ход из готового отверстия.

Список использованных источников: 1. Режущий инструмент. Альбом: учеб. пособие / В.А. Гречишников, А.Г. Схиртладзе, В.А. Иванов, В.К. Перевозчиков.- Пермь: Изд-во ПермГТУ,2007.-437 с. 2. Проектирование режущих инструментов /В.А. Гречишников, А.Г. Схиртладзе, В..А. Иванов, В.К. Перевозчиков, И.А. Коротков. – М.: Изд-во Глобус, 2006. – 271 с. 3. Справочник конструктора-инструментальщика /Под общ. Ред. В.А. Гречишникова и С.В. Кирсанова. 2-у изд. Перераб. И доп. – М.: Машиностроение. 2006.- 542 с. 4. König W.,Klocke F.Fertigungsverfahren. Drehen. Fräsen. Bohren. 7 Korrigierte Auflage. Dusseldorf. VDI-Verlag, 2002. 409 p. 5. Byrne, G. Advancing Cutting Technology. / G.Byrne, D.Dornfeld, B. Denkena. // CIRP Annals. Vol 52/2/2003.

Поступила в редколлегию 15.03.2010

А.Г. Деревянченко, д-р техн. наук, О.Ю. Бабилунга, канд. техн. наук,
Д.А. Криницын, Одесса, Украина

СИСТЕМА ИНТЕЛЛЕКТУАЛЬНОГО АНАЛИЗА ИЗОБРАЖЕНИЙ ЗОН ИЗНОСА РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Викладений підхід до створення системи інтелектуального аналізу зображень зон зносу різальних інструментів. Запропоновано методи підвищення якості автоматичної обробки та розпізнавання зображень зон зношування інструментів. Показана доцільність застосування спектрального аналізу зон зображень інструментів, що містять дефекти структури.

Изложен подход к созданию системы интеллектуального анализа изображений зон износа режущих инструментов. Предложены методы повышения качества автоматической обработки и распознавания изображений зон износа инструментов. Показана целесообразность применения спектрального анализа зон изображений инструментов, содержащих дефекты структуры.

An approach to design system for intellectual analysis of cutting tools wear areas images is discussed. Methods of quality improvement of cutting tool wear zones images processing and recognition, cutting tools state diagnosing models are considered. Expedience of spectrology application of cutting tools images areas, containing the structures defects, is discussed.

Непрерывный рост требований к качеству обработки на станках класса ГПМ обуславливает необходимость создания систем поддержания работоспособности режущих инструментов (СПР РИ). Режущие инструменты в структуре ГПМ относятся к объектам повышенного контроля, т.к. вследствие интенсивного износа они быстро теряют работоспособность и переходят в состояние отказа. Многообразие видов и форм отказов РИ значительно усложняет процесс диагностирования состояния их режущей части (РЧ), что делает актуальным создание в структуре автоматизированных СПР РИ интеллектуальных систем компьютерной обработки изображений РЧ.

Целью настоящей статьи является изложение ряда результатов, полученных в ходе разработки системы интеллектуального анализа изображений зон износа РЧ РИ.

Система интеллектуального анализа изображений РЧ (СИА ИРЧ), состоит в общем случае из следующих функциональных элементов, создание которых выполняется на основе базовых работ в области обработки изображений, и в первую очередь [1 - 4]:

а) модуль предварительной обработки изображений, в котором решаются задачи нормализации и улучшения качества исходного изображения РЧ;

б) модуль сегментации структуры РЧ РИ, обеспечивающий выделение границ и областей зон износа;

- в) модуль формирования вектора признаков для описания состояния РИ;
- г) модуль диагностирования (распознавания) текущего состояния РИ;
- д) модуль прогнозирования остаточного ресурса РИ на основании оценки динамической последовательности состояний РИ;
- е) база данных (БД), в которой хранится информация о состоянии РИ и др.

Рассмотрим основные информационные процессы, происходящие в СИА ИРЧ (рис. 1) на примере инструментов прецизионной обработки. Здесь основная зона износа A_2^T режущей части L^T расположена на задней поверхности РИ – L_2^T . При периодическом контроле РИ с помощью телевизионной камеры системы технического зрения (СТЗ) формируются первичные образы изображений O_1^{Tz} зоны износа. Важной характеристикой изображений РЧ является их качество, которое зависит от влияния освещенности, геометрических искажений, условий съемки. Поэтому, для улучшения качества, первичные образы изображений O_1^{Tz} подвергаются предварительной обработке. Для дальнейшего анализа и обработки важна детальность представления отдельных элементов изображения. С целью сегментации изображения на отдельные значимые области (вторичные образы O_2^L) применяются известные методы контурного анализа и морфологической обработки.

По сегментированным областям износа формируется вектор признаков x^L , отображающий состояние режущей части РИ. Он состоит из различных категорий признаков. К одной из категорий можно отнести признаки, описывающие форму области износа (геометрические), ко второй – признаки, связанные со структурой поверхности зоны износа РИ (текстурные). По результатам периодического контроля РИ могут распознаваться состояния режущей части РИ различных классов. Например, правомочно выделение классов дефектов различных размеров: $C_1^{A_2^T}$ множество классов состояний изношенной задней поверхности РИ в целом, т.е. классов формы макродефектов; $C_2^{A_2^T}$ – множество классов дефектов на задней поверхности зоны износа (проточкины, следы концентрированного износа) и т.д.

После распознавания на каждом уровне его результаты должны сохраняться, накапливаться и обрабатываться. Очевидна необходимость включения в состав СПР РИ экспертной системы, в структуру которой входят: база данных – БД образов развития, эволюции или динамических образов режущей части РИ (БД ДО РИ), система управления базой данных (СУБД) и база знаний и правил принятия решений (БЗ).

БД ДО РИ и БЗ ориентированы на хранение и анализ информационных потоков, связанных с динамикой состояний инструментов и их

обслуживанием (воздействиями на технологическую систему ГПМ при выявлении устранимых или неустранимых отказов).

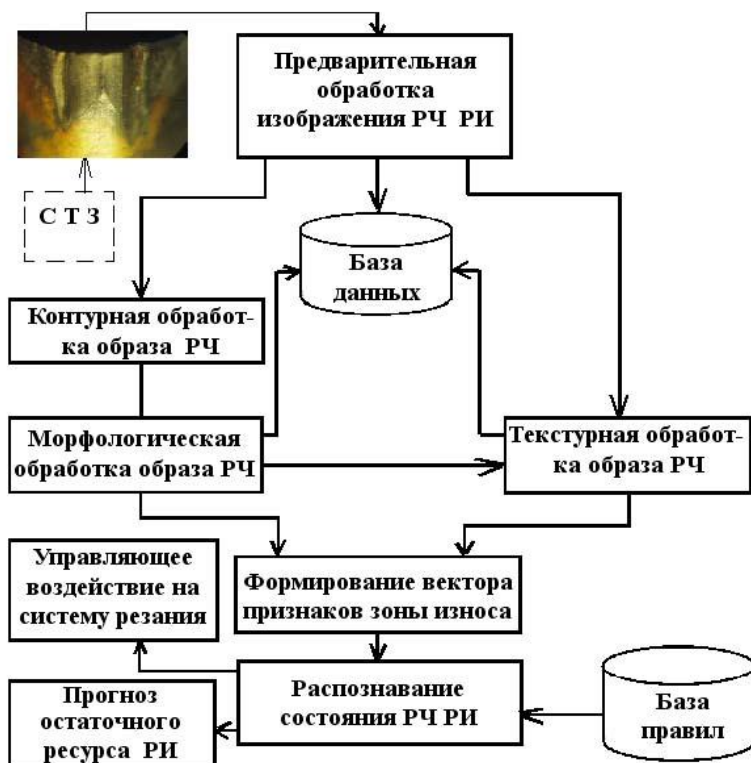


Рисунок 1 – Структура одного из вариантов системы интеллектуального анализа изображений режущей части РИ

Пример последовательности обработки изображения передней поверхности изношенного резца в структуре СИА ИРЧ показан на рис. 2.

Модуль формирования признаков зоны износа РЧ позволяет использовать различные их наборы, выбор которых определяется:

- типом РИ и режимами его эксплуатации;
- требуемой глубиной диагностирования состояний режущей части инструмента;
- перечнем элементов структуры режущей части, состояние которых обуславливает состояние РИ;
- требуемой скоростью диагностирования текущего состояния РИ и др.

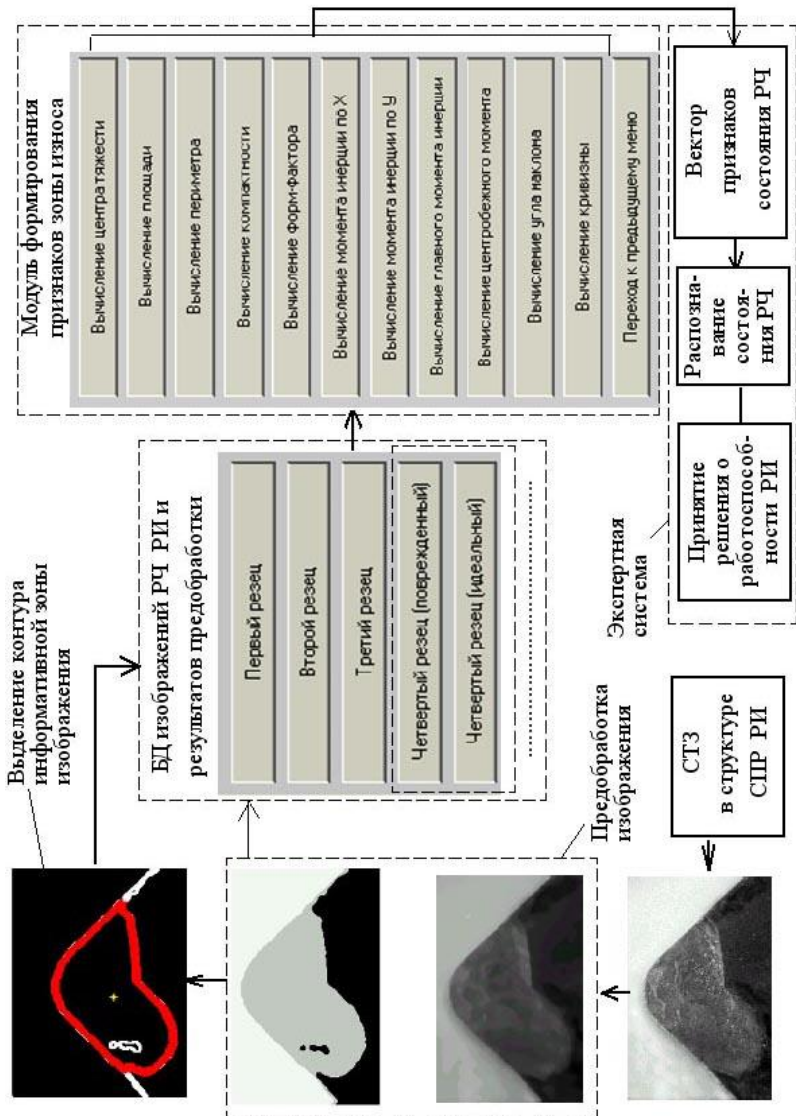


Рисунок 2 – Схема одного из вариантов обработки изображения режущей части РИ в структуре СИА ИРЧ

Рассмотрим примеры анализа изображений РЧ и определения соответствующих признаков при наличии в структуре РЧ таких дефектов, как проточкины и сколы.

В базовых работах по обработке изображений и выделению контуров информативных областей [1-4] используют прием построчного сканирования и определения характерных точек. Представляется целесообразным использовать этот прием для разработки метода выделения проточин.

Образование проточин по границам срезаемого слоя является одним из характерных видов изнашивания режущей части РИ. Пример соответствующего изображения изношенной задней поверхности резца приведен на рис. 3.а.

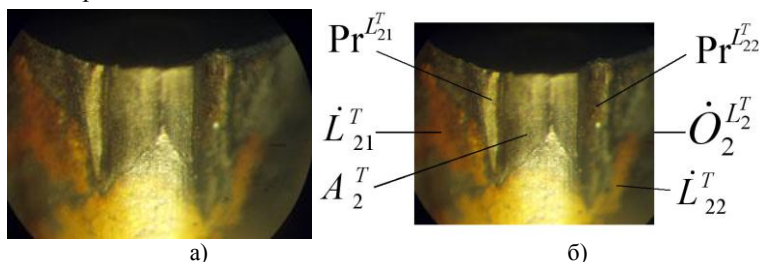


Рисунок 3 – Изображение (а) и выделение структурных элементов (б) зоны износа задней поверхности резца с двумя проточинами

Проточкины $Pr^{L_{21}^T}$, $Pr^{L_{22}^T}$ представляют собой борозды, формирующиеся на задней поверхности РИ на ее участках, соответствующих границам срезаемого слоя (рис. 3.б). Здесь $\dot{O}_2^{L_2^T}$, L_{21}^T , L_{22}^T - образ и элементы структуры РЧ, выделенные на изображении для 1-го уровня распознавания. Поскольку область сечение срезаемого слоя распространяется на участки главной и вспомогательной режущих кромок, проточкины образуются на соответствующих границах. Можно записать:

$$Pr^{L_{21}^T} \subset L_{21}^T, Pr^{L_{22}^T} \subset L_{22}^T.$$

Если удастся получить достаточно четкое изображение этих зон, возможно выделение контуров каждой из проточин – соответственно $K_{Pr^{L_{21}^T}}$, $K_{Pr^{L_{22}^T}}$, граничащих собственно с контуром основной зоны износа A_2^T ($K_{A_2^T}$) – рис. 4.а. Но чаще всего происходит выделение контура общей дефектной зоны ($K_{\Sigma}^{A_2^T}$) - рис. 4.б.

Сущность метода распознавания данного класса дефектов заключается в построчном сканировании изображения после выделения контуров зоны износа (рис. 4). Кружками отмечены места пересечения каждой из уровневых линий сканирования с границами контуров. Для варианта рис.4 .а число пересечений (Р) для уровней 1-4 составляет 5, для уровня 5 – Р = 5, для уровня 6 - Р = 4, для уровня 7 – Р = 2.

Дальнейшее сканирование дает результат $P = 0$. Соответствующий обобщенный набор числа пересечений $P_{\Sigma} = (4; 4; 4; 4; 5; 4; 2; 0; \dots 0)$ определяет существование двух проточин по границам срезаемого слоя, причем высота проточки на вспомогательной задней поверхности меньше, чем на главной.

Для варианта рис. 4.б число пересечений для уровней 1-4 составляет 2, для уровня 5 – $P = 4$, для уровня 6 – $P = 2$. Дальнейшее сканирование дает результат $P = 0$. Соответствующий обобщенный набор числа пересечений $P_{\Sigma} = (2; 2; 2; 2; 4; 2; 0; \dots 0)$ также определяет существование двух проточин разной высоты по границам срезаемого слоя.

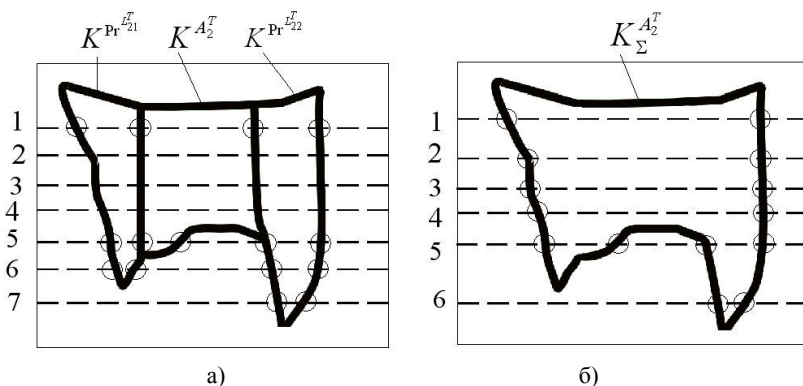


Рисунок 4 – Схематическое представление процессов построения зон контуров с определением числа пересечений на каждом уровне

Для повышения качества распознавания целесообразно определять и расстояние (b_i) между точками пересечений, т.е. локальную (уровневую, текущую) ширину того или иного дефекта. Это позволит исключить ошибки, связанные с попаданием в зону сканирования случайных контуров (например – обобщенной зоны адгезионных вырывов), которые могут исказить результаты. Выявление по набору $(P_1, b_1; P_2, b_2; P_3, b_3; \dots; P_i, b_i; \dots; P_n, b_n)$ эффекта последовательного повторения значений ширины зон дефектов (с разбросом в заданных пределах) или закономерного ее изменения позволяет однозначно определять существование двух проточин.

Поскольку разрушения РЧ или ее элементов приводят к внезапным отказам РИ, системы резания и станочного комплекса в целом, представляется важным формирование качественных образов зон сколов и выкрашиваний (рис. 5).

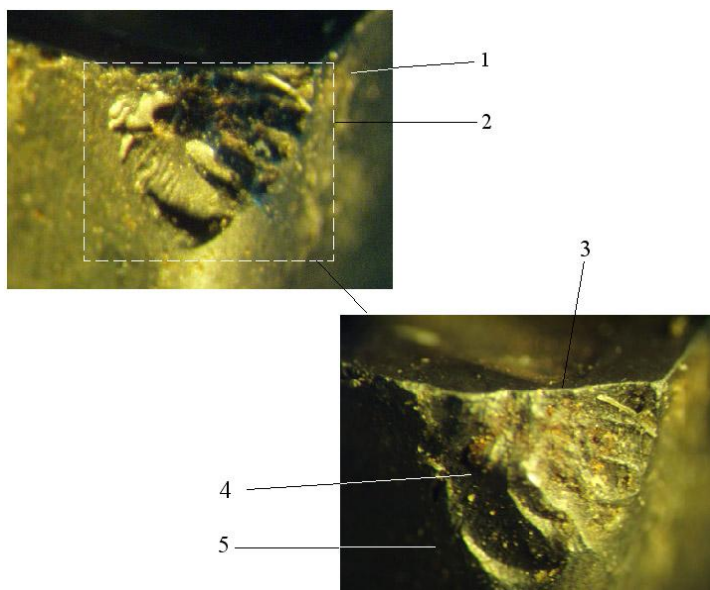


Рисунок 5 – Изображение режущей части резца, перешедшего в состояние отказа вследствие хрупкого разрушения режущей части со стороны задней поверхности: 1- главная задняя поверхность резца; 2 – зона скола со стороны задней поверхности; 3 – граница пересечения зоны скола с остаточным участком передней поверхности; 4 – поверхность скола (хрупкого разрушения); 5 – остаточная зона вспомогательной задней поверхности.

Для распознавания сколов режущей части РИ в результате хрупкого разрушения целесообразно применять спектральные оценки соответствующих зон изображений РЧ. Фрагменты соответствующих рабочих панелей разработанного в ОНПУ программного комплекса, реализующего СИА ИРЧ, показаны на рис. 6. Установлено, что параметры формы пересечения нормируемого энергетического спектра Фурье [5], который определяется для информативной зоны изображения режущей части РИ, могут использоваться в качестве признаков при распознавании типов текстуры поверхностей износа, в том числе текстур сколов. Оптимальный уровень выполнения пересечения поверхности нормируемого энергетического спектра (в диапазоне высоты 0...1) принадлежит к интервалу 0,05...0.1.

Разработан алгоритм сканирования зон изнашивания РЧ "окном", в пределах которого последовательно выполняется построение локальных энергетических спектров. Таким образом может быть сформирована карта

текстуры на поверхности макродефекта в целом. Это делает возможным определение следов действия тех или других механизмов изнашивания непосредственно для анализируемого состояния РИ. Такие данные целесообразно использовать при корректировке параметров режимов резания, типа инструментального материала и др.

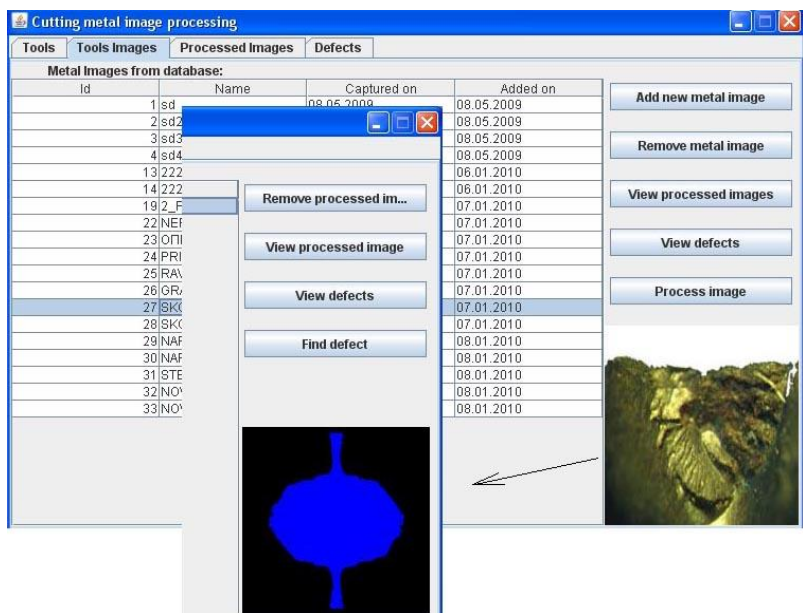


Рисунок 6 – Результат формирования сечения энергетического спектра Фурье для для зоны скола режущей части РИ

Результаты, полученных в ходе разработки системы интеллектуального анализа изображений зон износа РЧ РИ, свидетельствуют, по мнению авторов, о перспективности ее использования в системах автоматического диагностирования и прогнозирования состояний режущих инструментов ГПМ.

Список использованных источников: 1. Прэтт У. Цифровая обработка изображений. – Т 2. – М.: Мир, 1982. 2. Анисимов Б.В., Курганов В.Д., Злобин В.К. Распознавание и цифровая обработка изображений. - М.: Высшая школа. 1983. -295 с. 3. Методы компьютерной обработки изображений / Под ред. В.А. Сойфера – 2-е изд. – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2003.– 784 с. 4. Гонсалес Р., Вудс Р. Цифровая обработка изображений. - М.: Техносфера, 2005. – 1072 с. 5. Власенко В.А., Антошук С.Г., Сербина Н.А. Анализ признаков формы энергетических спектров текстурных изображений // Труды Одес. политехн. ун-та. – Одесса. – 2001. – Вып. 1(12). – С. 144-147.

Статья представлена в редколлегию 25.06.2010

Э.Ш. Джемилов, М.Л. Шабдинов, Симферополь, Украина

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ ПРИ АЛМАЗНОМ ХОНИНГОВАНИИ

У статті приведені результати відхилень від круглості і прямолінійності створюючої конічного отвору, отримані після обробки хонингової голівкою, розробленою на основі досліджень контактної взаємодії інструменту з деталлю.

В статье приведены результаты отклонений от круглости и прямолинейности образующей конического отверстия, полученные после обработки хонинговальной головкой, разработанной на основе исследований контактного взаимодействия инструмента с деталью.

In the article the results of deviations are resulted from a roundness and straightforwardness of formative conical opening, got after treatment a honing head, developed on the basis of researches of contact co-operation of instrument with a detail.

Несмотря на широкое применение изделий с точными коническими сопряжениями, их получение продолжает оставаться серьезной научно-технической проблемой.

Технология обработки конических поверхностей отличается от цилиндрических тем, что в соответствии с кинематикой снимаемый припуск и, как следствие, нагрузки не остаются постоянными.

В соответствии с этим, целью работы являлось: на основе изучения закономерности распределения контактных давлений на поверхности бруска при взаимодействии с деталью в процессе алмазного хонингования конических отверстий создать инструмент, позволяющий повысить качество и точность обработки.

Для решения поставленной цели нужно было определить распределение нагрузки на поверхности бруска, теоретически рассчитать изменения ширины контакта и, отсюда, нагрузки.

Экспериментально, в статике, получить эпюры распределения нагрузки, разработать способ, позволяющий стабилизировать эти нагрузки и тем самым обеспечить повышение точности.

Теоретический анализ привел к получению зависимости

$$b_k = 2\sqrt{2} \cdot \sqrt{\frac{r_3 \cdot r_{op}}{r_3 \cdot r_{op}}} \cdot \delta_{\max}, \quad (1)$$

где b_k - ширина контакта; r_3 - радиус заготовки; r_{op} - радиус поверхности бруска; δ_{\max} - максимальная глубина внедрения режущего зерна;

и

$$p_y = 0,53 \cdot \psi \cdot HV \cdot b_k \cdot \delta_{\max}^2, \quad (2)$$

откуда видна динамика изменения нагрузки.

Таким образом, надо было обеспечить работу хонинговальной головки в режиме соответствующей реакции на изменение этой нагрузки.

Последовательность этих решений показано измерением распределения нагрузки вдоль образующей конического отверстия на специальной, сконструированной нами установке [1], который фиксирует характер неравномерности съема материала, что и вызывает необходимость внесения изменений в конструкцию инструмента и содержанию процесса.

Хонинговальная головка показана на рис.1. Ее особенность в том, что она позволяет выйти на оптимальное распределение нагрузки за счет расположения опор под брусками для обработки отверстий с различными углами конусности.

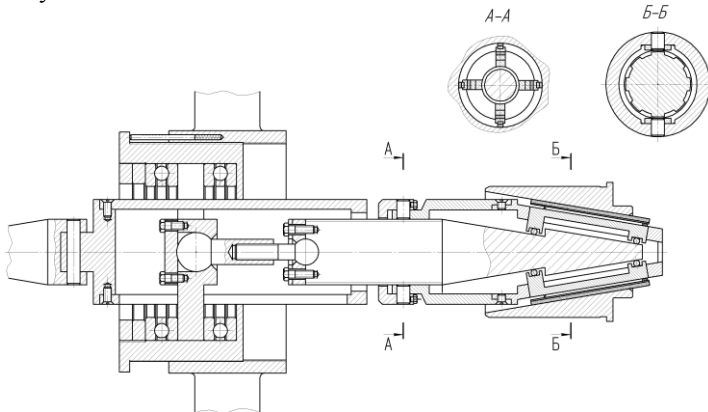


Рисунок 1 – Хонинговальная головка для обработки конических отверстий с углом конусности от 0° до 30°.

Проведенные опыты, результаты которых были измерены при помощи усовершенствованного нутромера, позволили определить отклонения от круглости и сравнить их с показателями существующих технологий (рис.2).

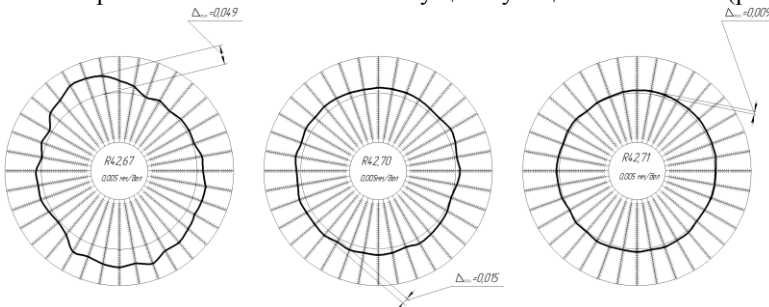


Рисунок 2 – Отклонение от круглости после конического хонингования

Мы видим, что величина максимального отклонения по нашей технологии составляет: при обработке брусом АС6 500/400-М5-01-100% $\Delta_{\max}=0,009\text{мм}$, что в 1,7 раз меньше, чем существующая.

Причем достигается повышение параметров точности как по прямолинейности образующей (рис.3), так и характера формирования отверстия.

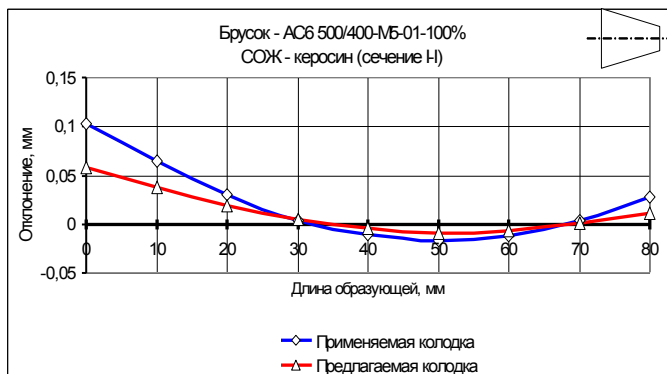


Рисунок 3 – Влияние конструкции колодки на прямолинейность образующей конического отверстия

Различия значительные и составляют при обработке брусом АС6 500/400-М5-01-100% $\Delta_{\max} = 0,067\text{мм}$, что в 1,8 раз меньше, чем существующая, то есть точность на класс выше.

Существенны изменения и шероховатости по длине образующей (рис.4), где $\Delta_{\max} = 0,165\text{мкм}$. Разброс шероховатости уменьшился в 11,5 раз.

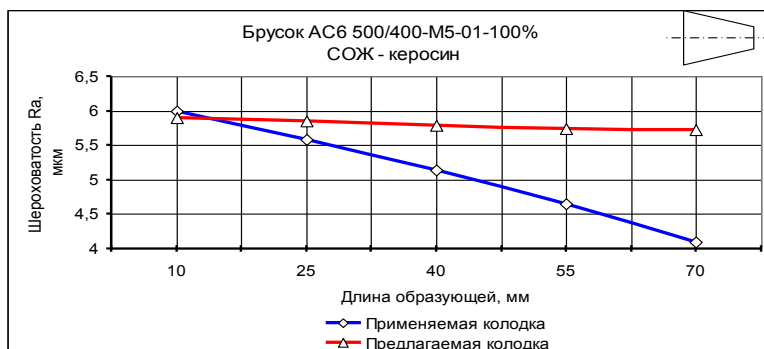


Рисунок 4 – Шероховатость поверхности по длине образующей конического отверстия

Учитывая, влияние шероховатости на герметичность сопрягающихся поверхностей, это очень важно при работе под высоким давлением, от 14МПа до 50МПа (запорные арматуры в газовых и нефтяных трубопроводах, скважинные глубинные насосы, фонтанные арматуры, кислотнo-промывочные насосы скважин, дозаторы в пищевой промышленности и т.д.).

Эти явления связаны с изменением механики процесса, вызванных неравномерностью глубины внедрения режущих зерен, которая в свою очередь обусловлена уровнем контактного давления. На рис.5 приведены параметры глубины внедрения режущих зерен по длине образующей конического отверстия в зависимости от конструкции колодки.

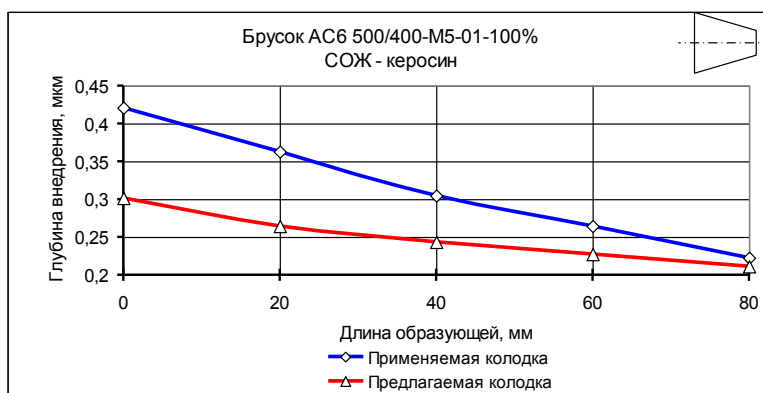


Рисунок 5 – Влияние конструкции колодки на глубину внедрения режущих зерен

Опыты проведены на материалах, режимах резания и в средах, применяемых в промышленности.

Список использованных источников: 1. Джемилев Э.Ш.. Исследование контактных давлений при хонинговании конических поверхностей. Резание и инструмент в технологических системах, выл.75, 2008, 100-102с.

Поступила в редколлегию 15.05.2010

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

ФУНКЦИОНАЛЬНЫЙ ПОДХОД К ПРОЦЕССАМ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МАШИНОСТРОИТЕЛЬНОГО ИЗДЕЛИЯ

На основі системного підходу й методу функціонального моделювання з обліком технічного, програмного забезпечення й оперативного персоналу, запропонована модель взаємодії процесів виготовлення машинобудівної продукції виробничо-технічного призначення, що дозволяє розглянути реалізації технологічних перетворень матеріальних, енергетичних і інформаційних ресурсів у характеристики виробу.

На основе системного подхода и метода функционального моделирования с учетом технического, программного обеспечения и оперативного персонала, предложена модель взаимодействия процессов изготовления машиностроительной продукции производственно-технического назначения, которая позволяет рассмотреть реализации технологических преобразований материальных, энергетических и информационных ресурсов в характеристики изделия.

On the basis of approach of the systems and method of functional design taking into account the technical, programmatic providing and operative personnel, the model of co-operations processes of making of machine-building products setting, which allows to consider realization of technological transformations of financial, power and informative resources in descriptions of good, communication is offered.

Введение. Основные тенденции развития современного машиностроения базируются на взаимодействии наукоемких технологий, финансовых ресурсов и интеллектуального капитала. Как правило, в рамках одной организации невозможно создать всю воспроизводящую то или иное изделие технологическую цепочку, которая максимально удовлетворяет требования заказчика по цене и качеству продукции. Следует отметить, что в настоящее время разработка и производство машиностроительной продукции производственно-технического назначения представляет собой сложное переплетение в т.ч. и национальных экономических структур. В условиях глобализации различных сфер деятельности конкурентоспособность отечественного машиностроительного комплекса на данном этапе рассматривается, прежде всего, как способность занять место в изменяющейся конфигурации международных производственных связей в

воспроизводящей транснациональной цепочке и удерживать его при всех ее модификациях.

Широкое внедрение современных электронных компонентов в машиностроительных изделиях производственно-технического назначения привело к созданию нового поколения технических систем, эффективность функционирования которых определяется в первую очередь информатизацией и компьютеризацией производства [1], использованием высококвалифицированных кадров, новых знаний, технологий и методов управления.

Постановка задачи. На этапе изготовления информация, содержащаяся в конструкторской и технологической документации (КД и ТД, соответственно) посредством технологических воздействий преобразуется в характеристики машиностроительного изделия. Практически все процессы машиностроительного производства формально подобны между собой. Это подобие основано на таких важных атрибутах систем как: организация, управление, технология, социально-психологические отношения, правовая регуляция, экологические требования и др. Производственные системы отличаются объемом и номенклатурой выпускаемой продукции, потребляемыми материальными, энергетическими и информационными ресурсами.

В технологии изготовления изделий машиностроения могут быть выделены следующие этапы: заготовительный (изготовление заготовок); обрабатывающий (термические операции, механическая и химико-термическая обработка, отделочные методы и др.); сборочный (процессы сборки, монтажа, наладки). Процесс изготовления изделия включает контроль его характеристик после каждого технологического воздействия и заканчивается промышленными испытаниями. В самом общем виде комплексный процесс изготовления собственно изделия можно укрупнено представить в следующем виде (рис. 1): изготовление материала, заготовки, детали, сборка узловая, сборка общая, контроль и испытание изделия.

Изготовление изделия осуществляется, как правило, сложными техническими системами (СТС). Задача выявления законов функционирования СТС сводится к построению отображения φ некоторого множества X (входы) в некоторое множество Y (выходы) на основе наблюдаемого соответствия между отдельными значениями входов и выходов. В составе СТС в общем случае могут быть выделены три

разнородных компонента [2]: комплекс технических средств (КТС), программное обеспечение (ПО) и оперативный персонал (ОП).

В разных функциональных подсистемах изготовления $\Phi ПС_{ИЗ}$ их может быть различное число. Функциональная подсистема изготовления $\Phi ПС_{ИЗ}$ представляет собой группы элементов $\Phi ПС_{ИЗ_j}$, выделяемых из ее полного состава по признаку участия в выполнении некоторой функции.

Посредством упорядоченного взаимодействия комплекса средств ($\Phi П_{КТС_j}$, $\Phi П_{ПО_j}$, $\Phi П_{ОП_j}$) и его отношений с материальными $S_N t_k$, энергетическими $E_N t_k$ и информационными $I_N t_k$ ресурсами реализуется процесс технологических преобразований информации $I_{\Phi ПС_{И}}$ и свойств материала заготовки в характеристики изделия $X_{\Phi ПС_{И}}$.

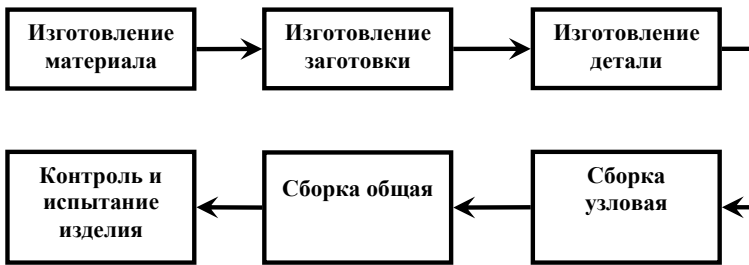


Рисунок 1 – Схема взаимодействия процессов изготовления машиностроительного изделия

Целью работы является разработка модели функциональной подсистемы изготовления машиностроительных изделий производственно-технического назначения, которая включает три основных компонента: комплекс технических средств, программное обеспечение и оперативный персонал.

Результаты исследований. Процесс формирования свойств изделия машиностроения при изготовлении можно представить в виде структурной схемы (рис. 2), включающей:

$X_{\Phi ПС_{ИЗ}}$ – множество характеристик функциональной подсистемы изготовления;

$X_{\Phi ПС_j}$ – множество характеристик функциональной подсистемы, выполняющей j -ю функцию.

X_M – множество значений характеристик материала; X_{II} – множество значений характеристик изделия;

$X_{ИМ}, X_{ИЗ}, X_{ИД}, X_{УЗ}, X_{ОЗ}$ – множество значений характеристик, соответствующих этапам изготовления изделия

$X_M^1, X_M^2, X_M^3, X_M^4$ - множество значений характеристик материала, являющихся исходными соответственно при изготовлении заготовки, детали, сборки узловой и сборки общей;

X_3^1, X_3^2, X_3^3 - множество значений характеристик заготовки, являющихся исходными соответственно при изготовлении детали, сборке узловой и сборке общей;

X_D^1, X_D^2 - множество значений характеристик детали, являющихся исходными соответственно при сборке узловой и сборке общей;

$X_{УЗ}^1$ - множество значений характеристик сборки узловой, являющихся исходными при сборке общей.

Функцию технологических преобразований характеристик материала X_M заготовки в характеристики изделия $X_{ФПС_{II}}$ можно представить в виде (1):

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 : X_M &\rightarrow X_{ФПС_{ИЗзаг}} ; \\ \varphi_2 : X_{ФПС_{ИЗзаг}} &\rightarrow X_3 ; \\ \varphi_3 : X_3 &\rightarrow X_{ФПС_{ИЗдет}} ; \\ \varphi_4 : X_{ФПС_{ИЗдет}} &\rightarrow X_D ; \\ \varphi_5 : X_D &\rightarrow X_{ФПС_{ИЗСБ}} ; \\ \varphi_6 : X_{ФПС_{ИЗСБ}} &\rightarrow X_{ФПС_{II}} . \end{aligned} \right\} , \quad (1)$$

где φ_1 – отображение (преобразование) характеристик материала в требования к характеристикам функциональной подсистемы изготовления заготовки $X_{ФПС_{ИЗзаг}}$; φ_2 - отображение (преобразование) характеристик

$X_{ФПС_{ИЗзаг}}$ в характеристики заготовки X_3 ; φ_3 - отображение (преобразование) характеристик X_3 в требования к характеристикам функциональных подсистем изготовления деталей $X_{ФПС_{ИЗдет}}$; φ_4 - отображение (преобразование)

характеристик $X_{ФПС_{ИЗдет}}$ в характеристики деталей X_D ; $X_{ФПС_{ИЗСБ}}$; φ_5 -

отображение (преобразование) X_{ϕ} в требования к характеристикам функциональных подсистем сборки $X_{\phi PC_{\text{БСБ}}}$; ϕ_6 - отображение (преобразование) $X_{\phi PC_{\text{БСБ}}}$ в характеристики конечной продукции производственно-технического назначения $X_{\phi PC_{\text{И}}}$.

Здесь

$$X_M = \begin{Bmatrix} X_{M_1} \\ X_{M_2} \\ \dots \\ X_{M_R} \end{Bmatrix}, \quad X_{\phi PC_{\text{И}}} = \begin{Bmatrix} X_{\phi PC_{\text{И}1}} \\ X_{\phi PC_{\text{И}2}} \\ \dots \\ X_{\phi PC_{\text{И}N}} \end{Bmatrix}, \quad (2)$$

где X_{M_i} - i -й элемент множества X_M ; $X_{\text{И}_j}$ - j -й элемент множества $X_{\text{И}}$; R - общее число характеристик материала заготовки X_M ; N - общее число характеристик готового изделия $X_{\phi PC_{\text{И}}}$.

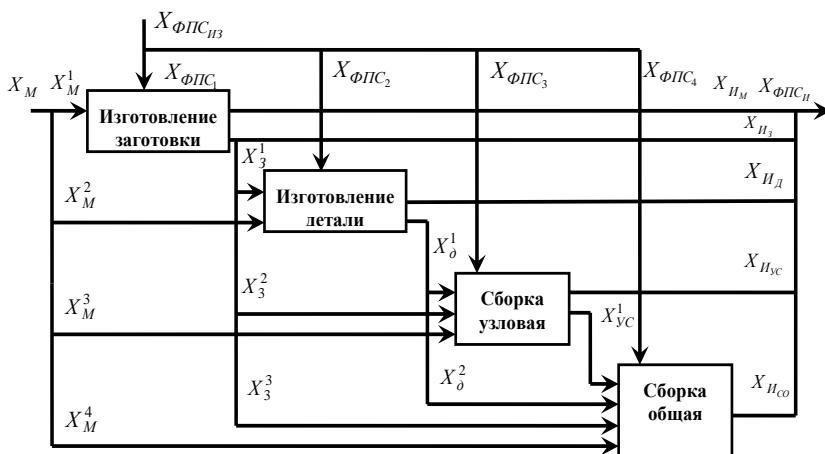


Рисунок 2 – Структурная схема формирования свойств изделия машиностроения при изготовлении

Функционирующие в производственной системе ресурсы, технологии и условия организации, определяют потенциальные возможности и состояние процессов формирования свойств изделия при изготовлении (рис. 3).

Показателями эффективности соответствующей функциональной подсистемы изготовления являются: объем выпуска; время, затрачиваемое на обеспечение требуемого качества изделия, стоимость используемых ресурсов. Этих показатели определяют условиями изготовления и технологическими

режимами на каждой операции и зависят от надежности как отдельных функциональных подсистем, так и их звеньев (рис. 3). Функционирующие в производственной системе ресурсы, технологии и условия организации, определяют потенциальные возможности и состояние процессов формирования свойств изделия при изготовлении (рис. 3).

На основании функционального подхода процесс изготовления можно представить схемой, показанной на рис. 4. Функциональная подсистема изготовления $\Phi ПС_{ИЗ_j}$ реализует j -ю технологическую операцию или определенную их совокупность, которые обеспечивают j -ю функцию изделия.

Множество внутренних параметров j -ой операции может быть представлено в виде

$$X_{оп_j} = \left\{ \begin{array}{l} X_{оп_j(ц)}, X_{оп_j(об)}, X_{оп_j(рес)}, X_{оп_j(кв)}, X_{оп_j(тв)}, X_{оп_j(шт)}, \\ X_{оп_j(штг)}, X_{оп_j(штз)}, X_{оп_j(об)}, X_{оп_j(м)} \end{array} \right\}, \quad (3)$$

где $X_{оп_j(ц)}$, $X_{оп_j(об)}$, $X_{оп_j(рес)}$, $X_{оп_j(кв)}$, $X_{оп_j(тв)}$, $X_{оп_j(шт)}$, $X_{оп_j(штз)}$, $X_{оп_j(об)}$, $X_{оп_j(м)}$ - внутренние параметры j -ой операции, которые соответственно обозначают: место выполнения работ (цех, участок, рабочее место и т.д.); тип оборудования; технологические режимы; количество исполнителей; профессия и квалификация исполнителя; условия труда; норма штучного времени; норма подготовительно-заключительного времени; количество одновременно обрабатываемых изделий; материалы.

В общем виде модель формирования характеристик изделия $X_{\Phi ПС_{И}}$ может быть записана в виде:

$$X_{\Phi ПС_{И}} = F X_{ТП} = F X_{оп}^m = F X_{\Phi ПС_{ИЗ}}^N, \quad (4)$$

где m – количество операций в технологическом процессе; N – количество функциональных подсистем участвующих в технологическом процессе.

На рис. 5 показана укрупненная схема функциональной подсистемы изготовления детали $\Phi ПС_{ИЗ}$. Она состоит из отдельных функциональных подсистем, которые в свою очередь включают станки, приспособления, инструменты, производственный и обслуживающий персонал, программное обеспечение, которое позволяет задавать технологические режимы и осуществлять контроль за текущим состоянием технических средств.

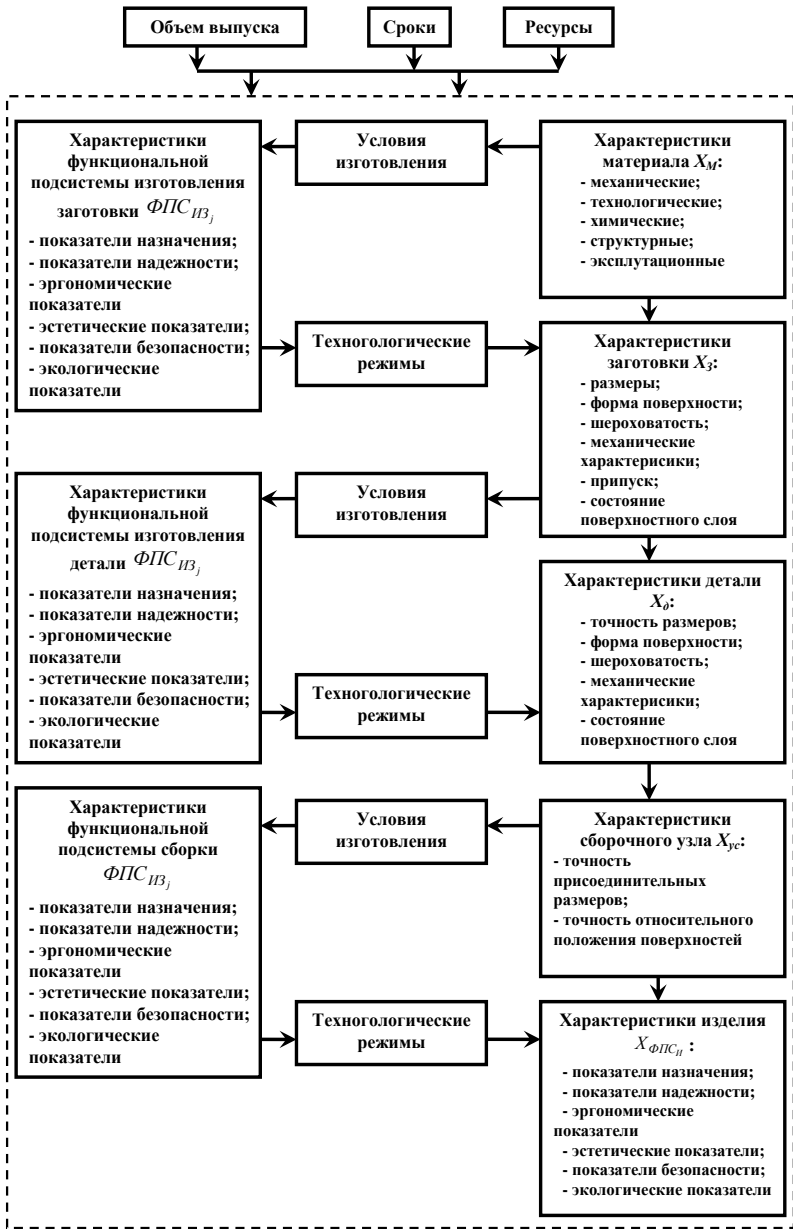


Рисунок 3 – Схема формирования характеристик изделия $X_{ФПС_{II}}$

Современные процессы изготовления, как правило, автоматизированы и представляют собой взаимодействие большого количества разнородных элементов: технических, программных средств и оперативного персонала.

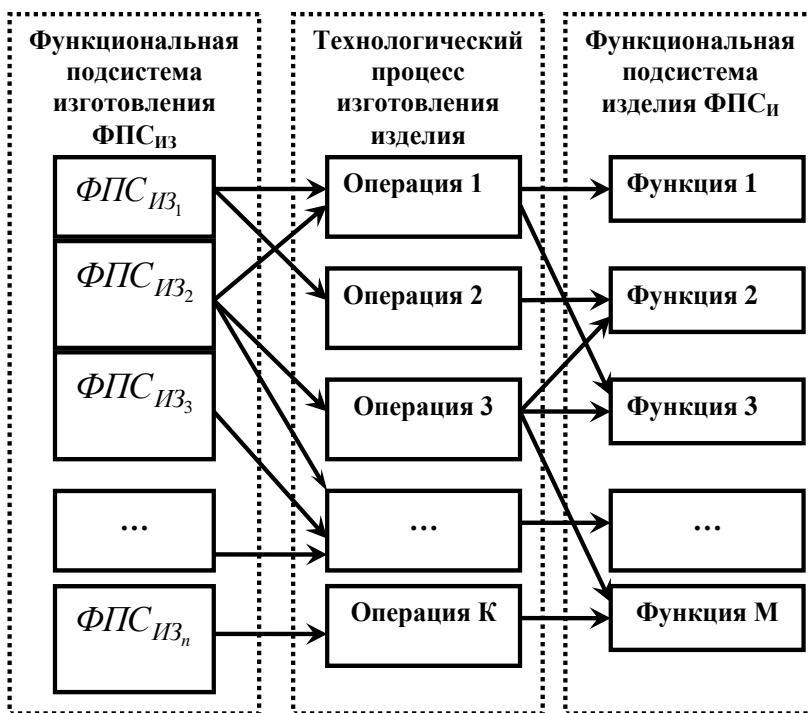


Рисунок 4 – Функциональная схема технологического процесса изготовления машиностроительного изделия

Автоматизированная система управления технологическими процессами (АСУТП) – это комплекс функциональных подсистем, который обеспечивает:

- получение информации о состоянии технологического объекта управления, оценку информации, выбор управляющих воздействий и их реализацию;
- получение информации, обработку и передачу информации персоналу АСУТП или во вне системы о состоянии технологического объекта управления или внешней среды;
- сбор и обработку данных о состоянии АСУТП, представление этой информации персоналу или осуществление управляющих воздействий на соответствующие технические и/или программные средства АСУТП.

Для любой системы управления технологическим процессом в общем случае известны: закон управления, входные сигналы, параметры, а также выходные сигналы, характеризующие состояние объекта управления (ОУ).

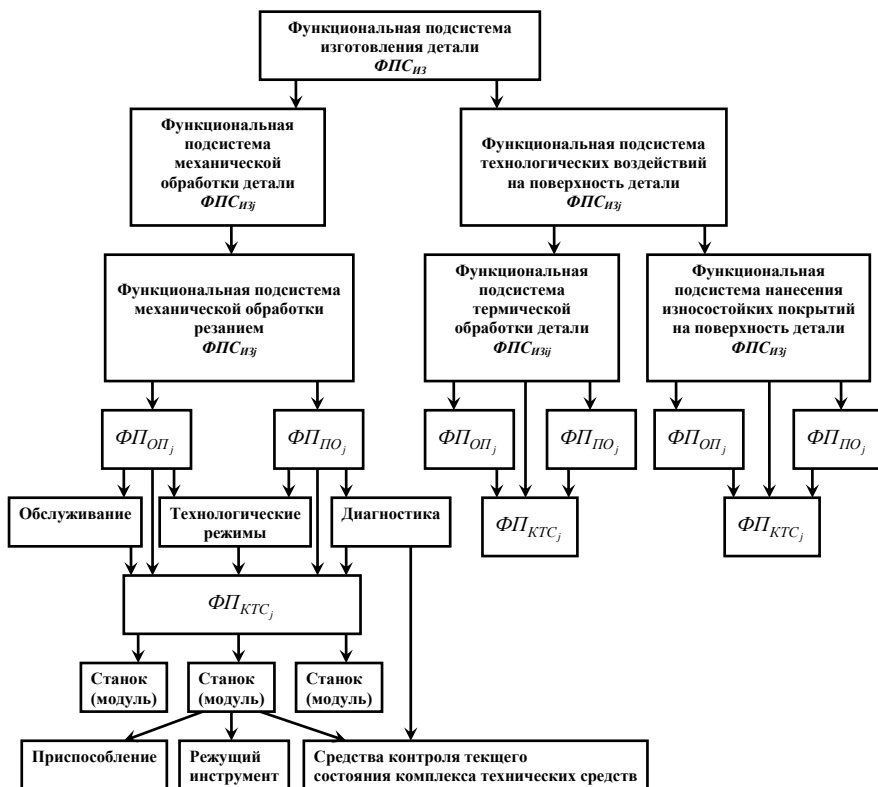


Рисунок 5 – Структурная схема функциональной подсистемы изготовления детали $ФПС_{ИЗ}$

Технологический объект управления (ТОУ) включает технологическое оборудование и реализуемый в нем технологический процесс. Понятие ТОУ используется в широком смысле. В качестве ТОУ рассматриваются отдельные станки и агрегаты, участки и цеха.

Анализируя входные и выходные сигналы, система управления (СУ) вырабатывает управляющие сигналы согласно принятому закону управления. Взаимодействие СУ и ОУ можно представить в виде структурной схемы (рис. 6.), включающей:

$x(t) = x_1(t), \dots, x_n(t)$ – входные переменные, к которым относятся характеристики материала, заготовки, детали, используемые данным технологическим объектом управления;

$y(t) = y_1(t), \dots, y_n(t)$ – выходные переменные, которые описывают состояние ТООУ;

$z(t) = z_1(t), \dots, z_n(t)$ – параметры, характеризующие условия протекания технологического процесса, в том числе возмущающие воздействия;

$u(t) = u_1(t), \dots, u_n(t)$ – управляющие воздействия, вырабатываемых СУ на основании закона управления для достижения цели управления;

$o(t) = o_1(t), \dots, o_n(t)$ – управляющие команды оператора.

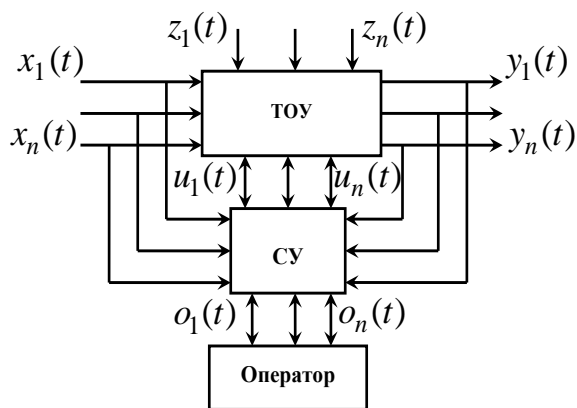


Рисунок 6 – Структурная схема взаимодействия СУ и ОУ

Выходные параметры ТООУ (характеристики детали, сборочной единицы, изделия) $y(t)$ зависят от параметров на входе $x(t)$ (характеристики материала, заготовки) и условий характеризующих технологический процесс $z(t)$.

Процесс управления включает следующие стадии: получение информации о состоянии ТООУ путем измерения выходной переменной; сравнение полученного результата с заданными требованиями; принятие решения об изменении состояния ТООУ и выработка управляющего воздействия $u(t)$.

Средства автоматизации большинства технологических процессов включают программно-технические комплексы (ПТК), представляющие собой совокупность микропроцессорных средств автоматизации, дисплейных пультов оператора, серверов различного назначения, промышленных сетей, а также программного обеспечения контроллеров (рис. 7.).

Входы могут рассматриваться как ресурсы (сырье, материалы, информация), которые поступают в систему, так же, как и продукты других подсистем.

Комплекс технических средств АСУ ТП, как правило, группируют по эксплуатационным характеристикам, функциям управления, информационным характеристикам, конструктивному сходству. Наиболее удобной считается классификация технических средств по информационным характеристикам:

- средства получения информации о состоянии объекта управления и средствах ввода данных в систему (входные преобразователи, датчики);
- средства формирования и передачи информации в системе;
- средства локального регулирования и управления;
- средства вычислительной техники;
- средства представления информации оперативному персоналу;
- исполнительные устройства;
- средства передачи информации в смежных и АСУ других уровней;
- приборы и устройства для наладки и проверки работоспособности системы.

Ресурсы:

Материальные
Энергетические
Информационные

Продукция:

Материальная
Энергетическая
Информационная

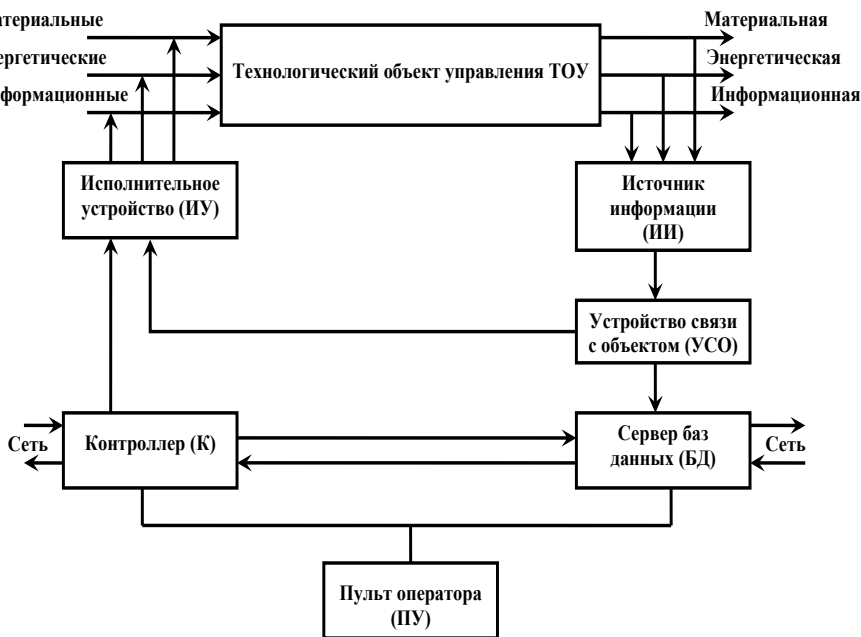


Рисунок 7 – Обобщенная структура ПТК АСУ ТП

Оперативный персонал включает технологов-операторов автоматизированного технологического комплекса, осуществляющих управление технологическим объектом, и эксплуатационный персонал, обеспечивающий функционирование системы. Оперативный персонал может работать как в контуре управления так и вне. В первом случае оперативный персонал реализует функции управления, используя рекомендации, выдаваемые КТС. Вне контура управления оперативный персонал задает системе режим работы, контролирует работу системы и при необходимости принимает на себя управление технологическим объектом.

В состав программного обеспечения входят общее, поставляемое со средствами вычислительной техники, в том числе, организующие программы, программы диспетчеры, транслирующие программы, операционные системы, библиотеки стандартных программ, а также специальное, которое реализует функции конкретной системы, обеспечивает функционирование КТС, в том числе аппаратным путем.

Реальный технологический процесс характеризуется наличием ряда неопределенностей: неточное описание математической модели, неконтролируемое изменение статических и динамических свойств, воздействие на систему внешних возмущений и т.д. Существенным может быть также отличие фактических параметров от расчетных.

Введение дополнительных управляющих функций позволяет с помощью специальных датчиков получать информацию о состоянии заготовки (обрабатываемой детали), инструмента, оборудования и непрерывно использовать ее для адаптивного управления технологическим процессом. Это повышает производительность процесса, точность и качество поверхностей изготавливаемых деталей, приводит к снижению стоимости и позволяет управлять ТОУ. Оценка технического состояния промышленного оборудования в настоящее время проводится путем сравнения текущих значений контролируемых (диагностических) параметров с их нормативными значениями.

С точки зрения математики функционирующий объект диагностирования можно рассматривать как некий преобразователь G параметров его технического состояния в диагностические признаки [3]:

$$\{U\} = G \{R\}, \quad (5)$$

где $\{U\} = \{u_1^{(i)}, u_2^{(i)}, \dots, u_n^{(i)}\}$ - вектор диагностических признаков технического состояния объекта в n -мерном признаковом пространстве; $\{R\} = \{r_1^{(i)}, r_2^{(i)}, \dots, r_m^{(i)}\}$ - вектор структурных параметров, описывающих техническое состояние в m -мерном пространстве.

Задачей же диагностики является получение зависимости, обратной зависимости (1), т.е.

$$\{R\} = G^{-1}\{U\}, \quad (6)$$

где G^{-1} - оператор, обратный оператору G в выражении (5).

Традиционно, выражение (6) получается в процессе проведения, так называемых, «обучающих» экспериментов. В простейшем случае, к которому, как правило, стремятся, зависимость (6) может быть функциональной:

$$r_i = F_i(u_1, u_2, \dots, u_n), \quad i = 1, 2, \dots, m. \quad (7)$$

Причем наибольшие упрощения достигаются в том случае, когда каждому параметру состояния r_i удастся поставить в соответствие только один характерный диагностический признак u_j :

$$r_i = F_i(u_j) \quad (8)$$

Выводы. С целью совершенствования проектов машиностроительной продукции производственно-технического назначения, на основе системного подхода и метода функционального моделирования разработана модель функциональной подсистемы изготовления, представляющая взаимодействие групп элементов (комплекса технических средств, программного обеспечения и оперативного персонала), выделяемых из ее полного состава по признаку участия в выполнении некоторой функции, которая позволяет рассмотреть процесс реализации технологических преобразований материальных, энергетических и информационных ресурсов в характеристики изделия.

Список использованных источников: 1. Sukaylo VA, Krukovsky PG, Kaldos A, F Lierath, J Kundrak and T Emmer: Computer-based modelling of thermal distortions in turning // PROCEEDINGS OF THE INSTITUTION OF MECHANICAL ENGINEERS PART B-JOURNAL OF ENGINEERING MANUFACTURE 217 (3): 363-371 2003 2. ДСТУ 3524-97 Надійність техніки. Проектна оцінка надійності складних систем з урахуванням технічного і програмного забезпечення та оперативного персоналу. Основні положення. 3. Генкин М. Д., Соколова А.Г. Виброакустическая диагностика машин и механизмов.— М.: Машиностроение, 1987.— 288 с.

Поступила в редколлегию 15.03.2010

В.А. Залога, д-р техн. наук, Д.В. Криворучко, канд. техн. наук,
Н.П. Кутовой, Сумы, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ РЕЗАНИЕМ КАК ОДИН ИЗ СПОСОБОВ ЭКСПРЕСС ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ СОВРЕМЕННЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

На сучасному ринку представлена величезна кількість різальних інструмент для різних операцій обробки різанням. Тому питання про вибір найбільш ефективного інструмента виникає дуже часто. У сучасних умовах моделювання робочого процесу різання обраним інструментом є доброю альтернативою виробничим випробуванням. У статті представлені два приклади застосування моделювання для оцінки якості стружкоутворення та вибору найбільш ефективного інструменту з змінними пластинами при нарізуванні глибоких канавок і різьбонарізуванні. Ці приклади демонструють можливість зниження витрат на порівняння інструментів різних виробників.

На современном рынке представлено огромное количество режущих инструментов для различных операций обработки резанием. Поэтому вопрос о выборе наиболее эффективного инструмента возникает очень часто. В современных условиях моделирование рабочего процесса резания выбранным инструментом является хорошей альтернативой производственным испытаниям. В статье представлены два примера применения моделирования для оценки качества стружкообразования и выбора наиболее эффективного инструмента со сменным непереключаемыми пластинами при нарезании глубоких канавок и резьбонарезании. Эти примеры демонстрируют возможность снижения затрат на сравнение инструментов различных производителей.

Today there are a lot of tool manufacturers which propose wide range of tools for machining operations. How to make a right choice in such situation? The simulation of the machining operation with proposed tools is a modern alternative to production tests. In this article two examples of application of machining simulation technology for quality estimation of chip formed during grooving and threading operations with inserted tools and selection of the most efficient cutting inserts are described. These examples show how machining simulation allows reducing charges for comparison of tools from various manufacturers.

Введение

Бурное развитие машиностроения создало основу для развития инструментальной промышленности. В настоящее время десятки фирм - производителей инструментов - создали и предлагают потребителю режущие инструменты различных конструкций, форм и размеров практически для любой области применения. Несмотря на столь сильную конкурентную борьбу, стоимость режущего инструмента остается весьма значительной, особенно для импортируемого инструмента. В этой ситуации потребители – машиностроительные предприятия, - которые считают необходимым внедрять современный режущий инструмент в свое производство, должны

каждый раз делать выбор по конкретным конструкциям режущего инструмента из многих предложений фирм-производителей.

Наилучшей основой для выбора режущего инструмента, наиболее эффективного для данных условий, являются данные о его ресурсе, качестве стружкодробления, силе резания и другие данные, полученные из производственных испытаний этого режущего инструмента. Однако высокая стоимость и значительный (1-3 месяца) срок поставки конкретного режущего инструмента в условиях рынка Украина, а также значительные временные и материальные затраты на проведение производственных испытаний, не позволяют оперативно получить необходимые данные, выполнить сравнение и принять решение о выборе наиболее эффективного режущего инструмента.

Одним из перспективных направлений в решении этой проблемы является, по нашему мнению, применение технологии имитационного моделирования рабочих процессов резания. Значительные успехи в этой области, достигнутых наукой о резании материалов в последние годы (см., например, [1]), позволяют реализовать технологию виртуальной проверки работоспособности инструментов путем имитационного моделирования рабочего процесса без проведения каких-либо натуральных экспериментов непосредственно по резанию этими инструментами. В результате выполненных расчетов может быть получена информация о силе резания, температуре резания, форме стружки и другие показатели процесса, которые могут быть использованы для оценки эффективности инструмента в конкретных условиях. Поэтому целью настоящей работы является демонстрация возможности применения имитационного моделирования процессов резания методом конечных элементов для оценки качества стружкообразования при резании инструментами с геометрически сложной передней поверхностью и сокращения затрат на производственные испытания инструментов различных производителей.

Для этого в статье рассмотрен пример исследования канавочных (отрезных) и резьбонарезных резцов с механическим креплением сменных неперетачиваемых пластин различных производителей при обработке конструкционной стали. С точки зрения работоспособности и эффективности этих инструментов форма и размеры стружки играют первостепенную роль, поскольку качество и надежность удаления стружки из зоны резания определяет надежность работы режущего инструмента в целом, его ресурс и качество обработанных поверхностей.

Для процесса точения радиальных канавок, особенно с глубиной $10b$ и более (b - ширина среза) или отрезания наиболее опасным является пакетирование стружки в формирующейся канавке, приводящее к существенному и, как правило, непредсказуемому увеличению силы резания и, следовательно, к непредсказуемой поломке режущей кромки канавочной пластины или всего резца в целом.

Процесс точения резьбы является процессом несвободного резания, поскольку в работе участвуют две режущие кромки (резьбы с треугольным профилем, например, метрические) и более режущих кромок (например, для трапециевидных резьб - три). «Столкновение» встречных потоков стружки, перемещающихся одновременно со стороны каждой кромки, приводят к дополнительной деформации стружки и увеличению работы сил резания, что способствует повышению температуры резания, снижению ресурса режущего инструмента, а также непредсказуемому изменению силы резания, и, следовательно, случайной поломке пластины, что часто имеет место особенно при обработке нежестких деталей.

Управление формой и размерами стружки может быть реализовано путем изменения коэффициента трения выбором инструментального материала и покрытия, введением в зону резания дополнительных источников энергии, например, вибраций, подбором режима резания и другими способами. Одним из наиболее эффективных способов является создание на передней поверхности режущего инструмента специальных элементов (выступов или впадин определенной формы), способствующих приданию стружке необходимой формы для ее эффективного отвода из зоны резания и дробления. Практически все современные режущие пластины снабжены такими элементами, однако, эффективность их работы в каждом конкретном случае (в зависимости от условий обработки, свойств обрабатываемого материала и др.) разная. Именно этим во многом и определяется эффективность всего инструмента в конкретных производственных условиях.

Исходные данные для имитационного моделирования

В данном исследовании изучался процесс стружкообразования при точении стали 45 (HB180). Точение канавок изучалось для случая обработки канавки шириной 4 мм и глубиной 0.16мм (врезание) и 40 мм резцами с пластинами: ГОСТ 17163-90 13532, ISCAR TAG N4J, WIDIA M4 1235 67 440, круглая R4 1235 67 605, Sandvik N 151.2-400-40-45, Kennametal A4CO405L06CF02, TaeguTec TDJ4. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $S=0,16\text{мм/об}$, $V=300\text{ м/мин}$. Этот режим резания входит в область рекомендуемых режимов резания всех рассмотренных канавочных пластин.

Точение резьбы изучалось на завершающей стадии обработки резьбы M100x4 резцами с пластинами: ГОСТ 22398-82 11150, MITSUBISI MMT22ERN60, TaeguTec 22ERN60, Kennametal LT22ERNISOCB, Sandvik R166.0G-22VMO1-400, R166.0G-22VMO1C400, LMT B22ER4.0ISO. Режим резания для всех инструментов был выбран одинаковым: $t_1=0,05\text{ мм}$, $V=300\text{ м/мин}$. Этот режим резания входит в область рекомендуемых режимов резания для всех рассмотренных резьбовых пластин. Угол подкладной

пластины резбьбовых резцов был выбран по рекомендациям соответствующих каталогов.

Геометрия режущих пластин была восстановлена по данным каталогов [2, 3, 4, 5, 6, 7] справочника [8, 9]. Для того, чтобы выделить эффект, получаемый только от стружколомающих элементов на режущих пластинах, были приняты: материал всех пластин ВК8 и средний коэффициент трения на контактной границе «стружка-лезвие» 0,28. Пластина считалась абсолютно жесткой.

Исследования путем имитационного моделирования производились по методике, описанной в работе [10]. Расчеты выполнялись методом конечных элементов в среде LS-DYNA. Геометрическая модель была ограничена теми частями режущей пластины и державки, которые потенциально могут контактировать со стружкой и заготовкой в процессе резания. Ориентация контактных поверхностей пластины выполнена с учетом углов ее установки в державку. Длина заготовки составляла 40 мм. Диаметр заготовки считался значительно больше ширины паза. Общее количество конечных элементов в каждой модели составляло от 50000 до 98000 элементов в зависимости от геометрической сложности пластины. Решение выполнялось явным методом с допущением об абсолютной жесткости технологической системы и адиабатичности процесса деформирования. Разрушение моделировалось удалением конечных элементов, в которых достигалось предельное значение накопленной поврежденности по В.Л. Колмогорову. Определяющее уравнение и уравнение пластичности для стали 45 были использованы из работ S. Jaspers [11] и В.Л.Колмогорова [12] соответственно.

Общее машинное время вычислений всех вариантов составило около 960 часов, среднее время вычислений одного варианта – 60 часов на ЭВМ с процессором Intel Xeon 5405 2,00 ГГц с использованием 2 ядер на 1 задачу. Суммарное календарное время проведения всех вычислений в рамках данного исследования составило около 240 часов или 10 суток непрерывной работы ЭВМ.

Результаты исследований и их анализ

Сначала рассмотрим результаты исследований процесса точения канавок (отрезания) (табл. 1). Расчеты показали, что каждая пластина формирует стружку, отличающуюся от стружек, образующихся при работе других пластин. Наличие впадин и выступов на передней поверхности пластин способствует ее завиванию, что видно при сравнении видов стружек при резании разными пластинами: пластины №2,4,5,7 характеризуются образованием стружки с относительно меньшим радиусом кривизны, чем при резании пластинами №1,3,6. (сравните стружку пластины №1 со стружками других пластин). Меньший радиус кривизны стружки способствует более плотной упаковке стружки. Поэтому пластины №2,4,5,7 с этой точки зрения имеют преимущество. Вместе с тем, с точки зрения безопасности труда, особенно пластины №1 и №3, являются наименее предпочтительными.

Надежность удаления стружки при точении канавки (отрезании) существенным образом зависит и от ее ширины. С этой точки зрения пластина №1 не может использоваться для точения глубоких канавок, поскольку ширина ее стружки примерно на 0,1-0,2 мм больше ширины канавки см., рис., и при точении глубокой канавки дополнительно деформируется по ширине стенками канавки (табл. 1). Это способствует повышенному тепловыделению и силе резания, а также увеличивает вероятность пакетирования стружки. Все прочие пластины обеспечивают формирование стружки по крайней мере на 0,01 мм уже, чем ширина обрабатываемой канавки. Пластины № 4 и №7 не дают существенного сужения стружки. Пластины № 2 и №5 обеспечивают сужение стружки на 0,11-0,5 мм по сравнению с шириной формируемого паза. Круглые пластины № 3 и №6 обеспечивают, наименьшую ширину стружки с толщиной более 0,04 мм (толщина конечного элемента в основной части стружки). Вместе с тем, полученные расчетные данные не позволили установить фактические границы стружки из-за того, что ее толщина для круглых пластин неограниченно уменьшается при приближении к стенкам паза и становится менее толщины принятого конечного элемента. Таким образом, с точки зрения ширины образующейся стружки (меньше ширины паза) пластины №2, №3, №5, №6, №7 имеют преимущество.

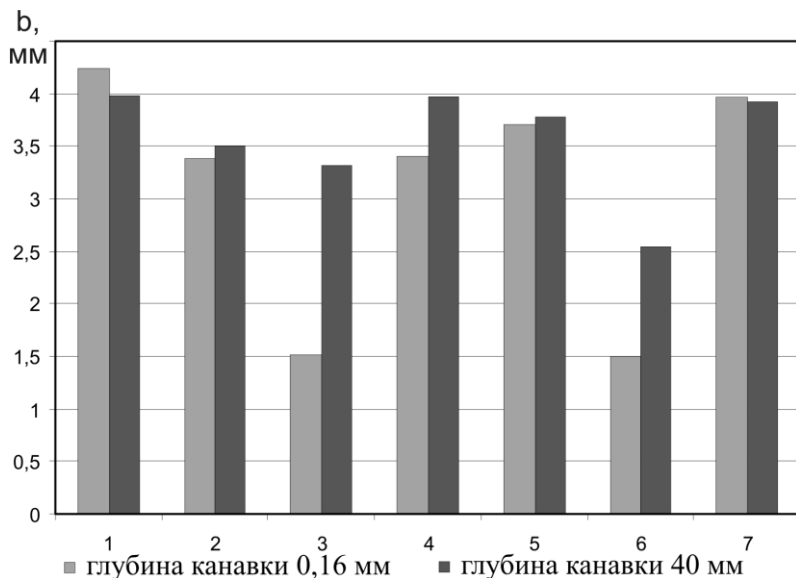
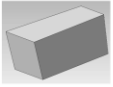


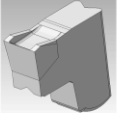
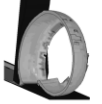

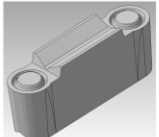
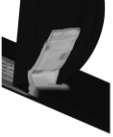
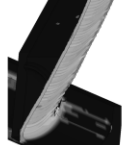
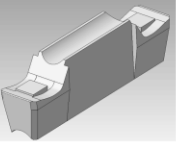

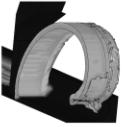
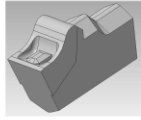

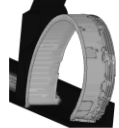
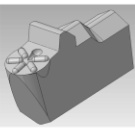

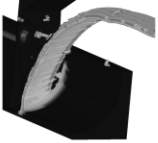
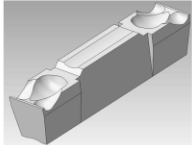
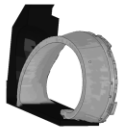
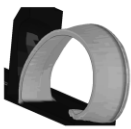


Рисунок – Ширина стружки при точении различными канавочными пластинами

Таблица 1 – Форма стружки при точении канавок различными пластинами

Пластина	Геометрическая модель пластины	Форма стружки при врезании *	Форма стружки при точении канавок глубиной 40 мм *
1. ГОСТ 17163-90 Код 13532			
2. ISCAR Код TAG N4J			
3. Sandvik Код N 151.2-400-40-45			
4. Kennametal Код A4C0405L06CF02			
5. WIDIA Код M4 1235 67 440			
6. WIDIA Код R4 1235 67 605			
7. TaeguTec Код TDJ4			

Примечание: *Показано половина стружки, отделенная плоскостью симметрии, незначительные элементы заготовки условно не показаны

Для комплексного сравнения канавочных пластин с точки зрения эффективности стружкообразования предложена система критериев (табл. 2), которая отражает необходимые требования к условиям реализации процесса резания. По критериям *a-z* оценка производилась по 3-х бальной шкале, по критерию *d* – по 2-х бальной. Баллы по критерию *a* назначались исходя из формы стружки: плоская - 0 баллов, так как она не способствует сужению стружки и плотной ее упаковке; вогнутая - 1 балл, так как она способствует сужению стружки и лишь в некоторой степени ее; выпуклая – 2 балла, так как она способствует и сужению стружки и ее упаковке. Баллы по критерию *b* назначались по величине радиуса кривизны стружки: чем меньше радиус кривизны, тем лучше упаковка стружки (без пакетирования) и вероятность ее поломки и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *в* назначались по ширине стружки: чем меньше ширина стружки, тем меньше вероятность пакетирования стружки и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *г* назначались по величине силы резания: чем меньше сила резания, тем легче, при прочих равных условиях, происходит процесс формирования стружки и, следовательно, больше балл. Наконец, при рассмотрении критерия *d* учитывалось то, что постоянная ширина среза по длине режущей кромки обеспечивает более благоприятные условия стружкообразования и, следовательно, больше балл.

Анализ таблицы 2 показывает, что для рассмотренных условий наиболее эффективными является пластина №2 (TAG N4J), набравшая 7 баллов из 9 возможных. На втором месте оказались пластины №4 (A4CO405L06CF02), №5 (M4 1235 67 440) и №7 (TDJ4) главным образом из-за того, что они недостаточно способствуют сужению стружки и реализуют большую силу резания. Круглые пластины №3 (N 151.2-400-40-45) и №6 (R4 1235 67 605) набрали всего 3 балла и оказались на третьем месте за счет того, что при их использовании имеет место как наибольшая из всех пластин сила резания, так и неблагоприятные условия работы режущей кромки из-за переменной толщины среза. На последнем месте оказалась пластина №1 (13532). Таким образом, на основании проведенных исследований установлено, что в рассмотренных условиях наиболее эффективное стружкообразование обеспечивают пластины №2 (TAG N4J) - первое место; №4 (A4CO405L06CF02), №5 (M4 1235 67 440) и №7 (TDJ4) – второе место. Эти пластины могут быть рекомендованы для производственных испытаний.

Далее рассмотрим стружкообразование при точении резьбы. Проведенные расчеты позволили определить форму и размеры стружек, которые формируются при использовании исследуемых резьбовых пластин (табл. 3). Анализ показывает, что наличие выступов и впадин на передней поверхности лезвий способствует разделению потоков стружки от работающих режущих кромок, стружкозавиванию и/или ломанию стружки. Пластины № 1 и № 2 формируют сильно завитую стружку, формирующуюся в результате столкновения двух потоков. Однако эти пластины обеспечивают практически минимальную силу резания.

Таблица 2 - Сравнение канавочных пластин по эффективности стружкообразования

Характеристика	Пластина						
	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7
Обозначение	13532	TAG N4J	N 151.2 400-40-45	A4CO405 L06CF02	M4 1235 67 440	R4 1235 67 605	TDJ4
Производитель	ГОСТ 1716390	ISCAR	SANDVIK	Kenam- etal	WIDIA	WIDIA	TaeguTec
а) Форма стружки в поперечном сечении	Плоская/ 0	Выпухла/ 2	Плоская/ 1	Вогнутая/ 1	Выпухлая/ 2	Плоская/ 0	Вогнутая/ 1
б) Радиус кривизны стружки, мм	26/ 0	5,4/ 1	43/ 0	5,5 / 1	5,8/ 1	10,9/ 1	5,87/ 1
в) Ширина стружки, мм	4,0/ 0	3,5/ 1	3,26/ 2	3,95/ 1	3,77/ 1	2,54/ 2	3,92/ 1
г) Тангенциальная сила резания, Н	1909/ 2	1968/ 2	2532/ 0	2116/ 2	2427/ 1	2747/ 0	2115/ 2
д) Постоянство толщины среза вдоль режущей кромки	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1	да/ 1	нет/ 0	да/ 1
Суммарное количество баллов	3	7	3	6	6	3	6

Примечание: после знака "j" указана балльная оценка пластины по соответствующему критерию

Таблица 3 – Форма стружки при точении резьбы М100х4 различными пластинами

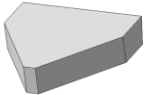

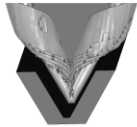
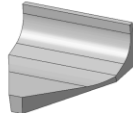


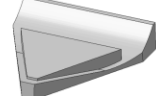
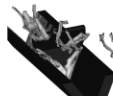

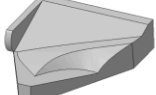
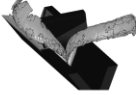

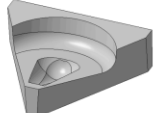
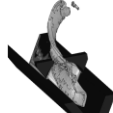

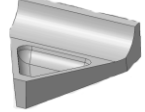
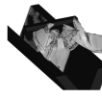

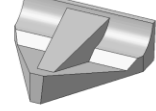
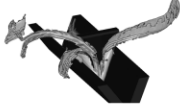

Пластина	Геометрическая модель режущей части пластины	Форма стружки при нарезании резьбы	Образование стружки при нарезании резьбы
1. ГОСТ 22398-82 Код 11150			
2. MITSUBISHI Код MMT 22ERN60			
3. TaeguTec Код 22ERN60			
4. Kennametal Код LT22ERNISOCB			
5. Sandvik Код R 166.0G-22VM01C400			
6. Sandvik Код R 166.0G-22VM01-400			
7. LMT Код B22ER4.0ISO			

Таблица 4 – Сравнение резбовых пластин с точки зрения эффективности стружкообразования

Характеристика	Пластина						
	№1	№2	№3	№4	№5	№6	№7
Обозначение	11150	MMT22E RN60	22ERN60	LT22ERNI SOCB	R166.0G- 22VMO1C 400	R166.0G- 22VMO1- 400	B22ER4.0 ISO
Производитель	ГОСТ 22398-82	МITSUBISHI	TaeguTec	Kennametal	SANDVIK	SANDVIK	LMT
а) Форма стружки в поперечном сечении	плоская/ 0	плоская/ 0	плоская/ 0	выпуклая/ 2	выпуклая/ 2	выпуклая/ 2	выпуклая/ 2
б) Форма в продольном сечении	спираль/ 1	спираль/ 1	короткие элементы /2	лента/ 0	лента/ 0	лента/ 0	лента/ 0
в) Разделение потоков стружки от режущих кромок	Нет/ 0	Нет/ 0	На 3/ 2	На 2/ 1	На 2/ 1	На 3/ 2	На 3/ 2
г) Тангенциальная сила резания, Н	490/ 2	700/ 1	500/ 2	650/ 1	580/ 2	1210/ 0	1050/ 0
Суммарное количество баллов	3	2	6	4	5	4	4

Примечание. После знака «/» указана балльная оценка пластины по соответствующему критерию

Пластина №3 имеет выступ вдоль всего контура режущей кромки и это обеспечивает эффективное стружколомание и формирование частиц стружек относительно небольшого размера, при этом сила резания также близка к минимальной. Пластины №4 и №5 имеют такие выступы на передней поверхности, которые разделяют стружи, образующиеся на режущих кромках на потоки, направленные в разные стороны. Однако за счет этого несколько увеличивается сила резания. Пластины №6 и №7 разделяют стружку на 3 потока: от двух боковых режущих кромок и от кромки, их сопрягающей. Однако сила резания при обработке этими пластинами более, чем в 2 раза больше, силы резания, имеющей место при резании пластинами №1 и №3.

Для комплексного сравнения резбовых пластин с точки зрения эффективности стружкообразования предложена система из четырех критериев (табл. 4), которая отражает необходимые требования к условиям реализации процесса резбонарезания. Оценка для всех критериев (*a-z*) производилась по 3-х бальной шкале. Баллы по критерию *a* предложено назначать, исходя из формы стружки: плоская – 0 баллов, так как такая форма не способствует плотной упаковке стружки; вогнутая –1 балл, так как такая форма способствует упаковке стружки лишь в некоторой степени; выпуклая –2 балла, так как такая форма способствует упаковке стружки в большой степени. Баллы по критерию *б* назначались исходя из степени деформации стружки: чем больше деформирована стружка и меньше ее элементы, тем больше балл. Баллы по критерию *в* назначались исходя из степени разделения потоков: чем сильнее разделены потоки, тем легче происходит стружкообразование и, следовательно, больше балл. Баллы по критерию *г* назначались исходя из величины силы резания: чем меньше сила резания, тем, при прочих равных условиях, легче происходит процесс формирования стружки и, следовательно, больше балл.

Анализ полученных результатов (таб. 4) показывает, что первое и второе места по суммарному количеству баллов заняли пластины №3 и №5 за счет формирования соответственно стружки из мелких элементов и стружки, способной к относительно неплохой упаковке. Дополнительным преимуществом этих пластин является малая сила резания. Следует отметить, что в данном рейтинге пластина №2 (MMT22ERN60) оказалась на последнем месте, оказавшись даже хуже пластины №1 (11150), из-за формирования спиральной стружки при достаточно большой силе резания. Остальные пластины обеспечивают примерно одинаковое качество стружкообразования. Таким образом, для рассмотренных условий нарезания резьбы могут быть рекомендованы пластины №3 (22ERN60) и №5 (R166.0G-22VMOIC400).

Выводы

По результатам проведенных исследований могут быть сделаны следующие выводы.

1. В работе разработаны методом конечных элементов имитационные модели процессов нарезания глубоких канавок и резьбы с применением инструментов со сменными неперетачиваемыми пластинами различных производителей. Для 7 канавочных пластин и 7 резьбовых пластин спрогнозированы форма и размеры стружки и сила резания для случая резания стали 45 с режимами резания, которые рекомендуются производителями инструментов.

2. Для выполнения формального сравнения эффективности исследуемых пластин разработана система критерием и комплексная (бальная) оценочная система, принимающая во внимание форму стружки в различных сечениях и ее постоянство в процессе резания, ширину и толщину стружки, а также силу резания. Заключение об эффективности пластин выполнялось по сумме баллов по каждому критерию. Применяя разработанный подход определены наиболее эффективные канавочная и резьбовая пластины для рассмотренного случая.

Таким образом, представленный подход позволяет методами имитационного моделирования из всех существующих на рынке предложений выбрать для заданных условий наилучшие варианты режущего инструмента без проведения натурных экспериментов, что существенно снижает затраты на подготовку и освоение производства. Дальнейшее совершенствование представленного подхода должно быть связано с разработкой новых, более информативных критериев и систем сравнения режущих инструментов, модернизацией имитационной модели рабочего процесса путем учета податливости технологической системы.

Список использованных источников: 1. *Криворучко Д. В., Сторчак М. Г., Залого В.А.* Моделирование процессов обработки материалов резанием//Оборудование и инструмент для профессионалов. -2009. -№4 (115). – С. 46-48. 2. Токарный инструмент, вращающийся инструмент, инструментальные системы: Общий каталог MITSUBISHI 2006-2007. -2006. 3. Сменные пластины и инструмент: каталог SANDVIK COROMANT 2000. -172 с. 4. ISKAR UP GRADE: Metric Version. -2006. –176 с. 5. KENNAMETAL universal: Katalog 5090 D ZOLL & METRISCH. -2005. 6. Metalworking cutting tools: Shop version Katalog TaeguTec 2008. 7. LMT: Каталог [Электронный ресурс]. -2007. -277 с. -Режим доступа: www.LMT-tools.com, свободный. 8. *Косилова А.Г., Мецержаков Р.К.* Справочник технолога машиностроителя. – М.:Машиностроение, 1985. –Т.2. –496с. 9. ГОСТ 17163-90. Пластины твердосплавные напаиваемые типа 13. Конструкция типоразмеры. Дата введения 01.07.93. 10. *Криворучко Д. В., Залого В.О., Корбач В.Г.* Основы 3D-моделирования процесів механічної обробки методом скінченних елементів: Навчальний посібник. - Суми: СумДУ, 2010. –208 с. 11. *Jaspers S. P.* Metal Cutting Mechanics and Material Behaviour. -Eindhoven: Technische Universiteit Eindhoven, 1999. -173 с. 12. *Колмогоров В. Л.* Напряжение, деформация, разрушение. -Л.: Металлургия, 1970. -229с.

Поступила в редколлегию 01.03.2010

L. Kalmar, Dr., Associate Professor, Miskolc, Hungary

CALCULATION OF THE REAL PERFORMANCE CURVE OF RADIAL FLOW FAN IMPELLER

Головна мета цієї статті полягає в тому, щоб увести числові процедури, обчислити реальну криву роботи циліндричного планкового колеса радіального потоку. Особливості потоку, що належить різним пунктам обов'язку шанувальника також, були визначені числовою процедурою. У цьому обчисленні ефекти леза так само як ефекти рідкого тертя й завихрення були враховані окремо. Ефекти леза були представлені гідродинамічно обмеженою областю сили. Фрикційний ефект рідини й завихрення потоку були відбиті аналогічно між потоком у прямокутному каналі й потоком у планковому місці робочого колеса. Обчислено розподіли відносної швидкості, тиски й втрати енергії. Визначаючи втрату енергії, що належить різним нормам обсягу, приблизна реальна крива роботи робочого колеса може також бути визначена, належачи різній брутальності внутрішніх поверхонь робочого колеса.

Главная цель этой статьи состоит в том, чтобы ввести числовые процедуры, вычислить реальную кривую работы цилиндрического планочного рабочего колеса радиального потока. Особенности потока, принадлежащего различным пунктам обязанности поклонника также, были определены числовой процедурой. В этом вычислении эффекты лезвия так же как эффекты жидкого трения и завихрения были учтены отдельно. Эффекты лезвия были представлены гидродинамически ограниченной областью силы. Фрикционный эффект жидкости и завихрение потока были отражены аналогично между потоком в прямоугольном канале и потоком в планочном месте рабочего колеса. Вычислены распределения относительной скорости, давления и потери энергии. Определяя потерю энергии, принадлежащую различным нормам объема, приближительная реальная кривая работы рабочего колеса может также быть определена, принадлежа различной грубости внутренних поверхностей рабочего колеса.

The main aim of this paper is to introduce numerical procedures to calculate the real performance curve of a cylindrically bladed radial-flow fan-impeller. The characteristics of the flow belonging to different duty points of the fan also were determined by the numerical procedure. In this calculation, the blade effects as well as the effects of the fluid friction and the turbulence were taken into consideration separately. The effects of the blade were represented hydro-dynamically by a constrain force field. The frictional effect of the fluid and the turbulence of the flow were reflected by the analogy between the flow in a rectangular channel and the flow in the bladed space of the impeller. Distributions of the relative velocity, pressure and energy loss are calculated. By determining the energy loss belonging to different volume rates an approximate real performance curve of the impeller can also be determined belonging to different roughness of the inner surfaces of the impeller.[2].

1. Introduction

The first main step of the calculation is to determine the change of the moment of momentum of the absolute non-viscous flow needed to determine the constrain force field. Next to them it is also possible to calculate the volume rate

Q_o at the optimal state of the fan impeller and the theoretical performance curve of the impeller. The second main step of the numerical procedure is to solve the system of the ordinary differential equation system based on the governing equations (equations of continuity, motion and energy) of the viscous relative flow on the main stream surface (F) of the fan impeller (Fig.1.). Applying the calculating results given by this way all the important characteristics of the flow can be determined. By using the calculated specific energy loss arisen in the impeller and theoretical performance curves of the impeller, the approximate real performance curves of the impeller can also be determined by subtracting from each other.

2. Theoretical Investigation

We have prepared only the short summary of the numerical method here. The additional and detailed information about the total numerical procedure can be found in [1, 2]. The applied numerical method is really an extension of the hydrodynamical cascade theory for incompressible and non-viscous fluid flow. The basic equations of the calculation method are formulated in cylindrical co-ordinate system rotated together with the fan-impeller, where the co-ordinates in cyclical order are r, φ, z .

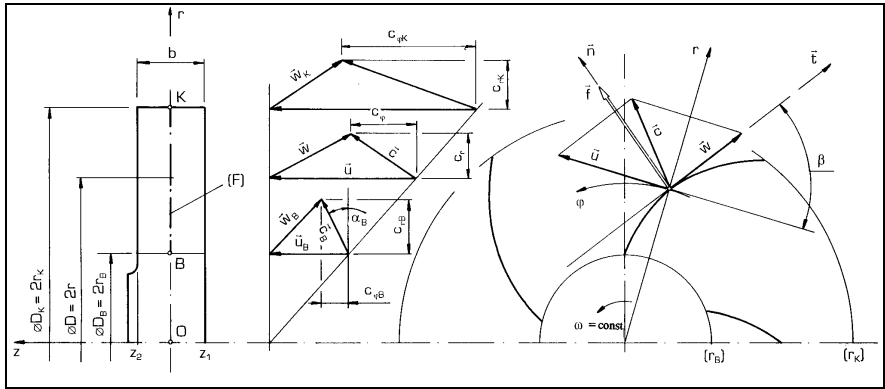


Figure 1 – Drawing and velocity triangles of the radial flow fan-impeller with backward curved blades

The Fig.1. – on left-hand side – shows the meridional cross-section of the fan-impeller, on right-hand side the shape of the blades viewed from the direction of the rotational axis of the impeller the directions of the co-ordinates and the vectors of the absolute velocity \vec{c} , the relative velocity \vec{w} , the peripheral velocity \vec{u} and the specific constrain force \vec{f} at an arbitrary point of the blade surface. In the middle of Fig.1. the velocity triangles can be seen at inlet-, outlet- and any arbitrary

sections of the impeller. The blade angle β which can be measured between the tangents of the co-ordinate line $r = \text{constant}$ and blade surface at the same point is also shown in Fig.1. The blade angle β uniquely determines the normal unit vector \mathbf{n} of the blade surface.

2.1. The field of constrain forces in the bladed space of the impeller

The first step of the numerical procedure is to determine the components of the constrain force \mathbf{f} needed to calculate the main characteristics of the viscous flow in the blade channel of the impeller.

Let us summarise the significant assumptions applied in determining the field of specific constrain force \mathbf{f} :

- The specific constrain force \mathbf{f} - similarly to every mechanical constrain forces - expresses a friction-proof effect, in this way the specific constrain force \mathbf{f} is parallel to the normal unit vector \mathbf{n} of the blade surface.
- The frictional force is parallel to the wall near to it, so the specific constrain force and the friction force are perpendicular to each other.
- Since it is supposed that in the determination of the constrain force the fluid is non-viscous, so the specific constrain force and the relative velocity vectors are perpendicular to each other.
- The mean surface (F) of the meridional channel is a stream surface of the relative flow consequently the component w_z of relative velocity is equal to zero. At the same time, along this stream surface, the stress vector and the relative velocity vector are parallel to each other.

The equation of the motion relating to the absolute non-viscous steady fluid flow is as follows [1,2]:

$$\text{rot } \mathbf{c} \times \mathbf{w} = \mathbf{f} - \nabla \left(\frac{p}{\rho} + \frac{\mathbf{w}^2}{2} - \frac{u^2}{2} \right). \quad (1)$$

Multiplying Equ. (1) by the co-ordinate unit vector \mathbf{e}_φ , we can get the relationship to determine the component f_φ of the constrain force :

$$f_\varphi = w_r \text{ rot } \mathbf{c}_z = \frac{w_r}{r} \frac{\partial}{\partial r} r c_\varphi.$$

The peripheral component f_φ of the constrain force is uniquely determined by the meridional velocity w_r and the change of the moment of momentum $r c_\varphi$ in the absolute frictionless fluid flow which can be also expressed by a specific circulation γ :

$$f_{\varphi} = \frac{w_r}{r} \frac{\gamma}{2\pi}. \quad (2)$$

The meridional velocity component w_r and the specific circulation γ depend on the state of the operation and so consequently the constrain force also depends on the operating conditions of the fan. By using the conditions for the specific constrain forces \mathbf{f} mentioned above we come to the expression between the two components of the specific constrain force as follows :

$$f_r = f_{\varphi} \frac{n_r}{n_{\varphi}} = f_{\varphi} \operatorname{ctg} \beta. \quad (3)$$

It is easy to realize that the radial component f_r of the constrain force can be determined by the geometrical data of the blades from Equ. (3) if the peripheral component f_{φ} of the constrain force is known. The component f_{φ} of the constrain force can be determined very simply way by the solution of inverse problem of hydro-dynamical cascade theory [1,2]. The constrain force field can be determined by the change of the moment of momentum in the absolute non-viscous fluid flow [1, 2]. To do this the determination of the specific vortex distribution γ is necessary to determine by the solution of the inverse task of the hydro-dynamical cascade theory.

2.2. Governing equations of the numerical procedure

For the relative viscous fluid flow in the bladed space of the impeller the equation of continuity is

$$\operatorname{div} \mu \mathbf{w} = 0. \quad (4)$$

The equation of motion in relative system can be written as follows :

$$\mathbf{w} \cdot \nabla \mathbf{w} + 2\omega \times \mathbf{w} = \mathbf{f} - \nabla \left(\frac{p}{\rho} - \frac{u^2}{2} \right) + \frac{1}{\rho} \operatorname{Div} \sigma. \quad (5)$$

The form of the equation of energy for the relative flow is

$$\mathbf{w} \cdot \nabla \left(\frac{p}{\rho} + \frac{w^2}{2} - \frac{u^2}{2} \right) = \frac{\mathbf{w}}{\rho} \cdot \operatorname{Div} \sigma. \quad (6)$$

Let us introduce the following notations for the slope of the relative velocity

$$t = \frac{w_{\varphi}}{w_r}, \quad (7)$$

for the relative pressure potential

$$P = \frac{p}{\rho} - \frac{u^2}{2} \quad (8)$$

and for the specific relative energy

$$E = \frac{p}{\rho} + \frac{w^2}{2} - \frac{u^2}{2} . \quad (9)$$

the slope of the relative velocity. Considering the relations $t = w_\phi / w_r = \tau_{\phi z} / \tau_{rz}$ and $\tau = \sqrt{\tau_{rz}^2 + \tau_{\phi z}^2}$ between the components of the shear stress, the energy equation can be written down as:

$$\frac{\partial E}{\partial r} = \frac{\sqrt{1+t^2}}{\rho} \frac{\partial \tau}{\partial z} .$$

The energy equation is directly available to determine the distribution of the shear stress τ in the relative flow. Similarly to the turbulent flow in the circular pipe we suppose the satisfaction of the next conditions for the turbulent flow in the rectangular channel bounded by the two neighbouring blades, the front plate and the back shroud of the impeller:

- The specific energy loss e'_s caused by the viscosity of the fluid and the turbulence of the flow concerning to length ΔL of the rectangular channel can be calculated by following well-know expression as:

$$\Delta e'_s = \lambda \frac{\Delta L}{D_H} \frac{\tilde{w}^2}{2} = -\Delta E ,$$

where D_H is the hydraulic diameter of the blade channel is expressed in the following form:

$$D_H = 4 \frac{b \left(\frac{2\pi r}{N} - \frac{d}{\sin \beta} \right)}{2 \left(b + \frac{2\pi r}{N} - \frac{d}{\sin \beta} \right)} = 2b \frac{\mu}{\mu + \frac{Nb}{2\pi r}} ,$$

\tilde{w} is the average relative velocity referring to the cross-section of the blade channel.

- In this case the shear velocity w^* can also be interpreted. It is supposed that connection between the shear velocity w^* , the average relative velocity \tilde{w} and the dimensionless friction coefficient λ is similar to that of the circular

pipe: $\lambda = 8 w^* / \tilde{w}^2$. The value of the friction coefficient λ varies along the blade channel.

Applying the conditions mentioned above in the energy equation we get a common differential equation for the shear stress. The shear stress τ can be also expressed by Karman's and Prandtl's formula where we applied an second order function to approximate the distribution of the mixing length [1,2]. By the solution of the given differential equation the distribution of the average relative velocity \tilde{w} can be determined. Similarly to the flow in circular pipe we can develop the expressions for calculation of the dimensionless friction factor λ in the cases when the inner walls of the impeller wetted by the fluid are hydraulically smooth or rough. The value of the friction coefficient λ varies along the blade channel. Knowing the distribution of \tilde{w} - by using the analogy to the flow in a pipe - it is possible to determine an expression for calculation the value of the dimensionless friction factor λ if the inner walls of the impeller wetted by the fluid are hydraulically smooth walls as follows :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 1.199; \sqrt{\frac{b}{D_H}} \left[\ln \operatorname{Re} \sqrt{\lambda} + \ln \left(\frac{b}{D_H} \right) + 6.861 \sqrt{\frac{b}{D_H}} - 5.230 \right]$$

where Re is the Reynolds number relating to the hydraulic diameter D_H of the cross-section of the blade channel which will have the form :

$$\operatorname{Re} = \frac{\tilde{w} D_H}{\nu} .$$

When the inner walls of the impeller wetted by the fluid are considered hydraulically rough walls – similarly to the formula developed by Colebrook – can be used to calculate the value of λ [1,2]. In this cases of course the values of friction factor λ is depend on the roughness k of inner wetted walls of the impeller.

Omitting the details the energy equation is available to determine the derivative of the specific frictional energy loss with respect to radius r :

$$\frac{de'_s}{dr} = \frac{\lambda}{D_H} \frac{\tilde{w}_r^2}{2} \sqrt{1+t^2} \quad (10)$$

By rearranging the two component equations of the motion yields :

$$\frac{dP_F}{dr} = f_\varphi \tan^{-1} \beta + \frac{\tilde{w}^2}{1+t^2} \frac{1}{\mu} \frac{d\mu}{dr} + \frac{\tilde{w}}{r} \left(\tilde{w} + \frac{2ut}{\sqrt{1+t^2}} \right) - \frac{\lambda}{2D_H} \frac{\tilde{w}^2}{\sqrt{1+t^2}} \quad (11)$$

$$\frac{dt}{dr} = \frac{1+t^2}{\tilde{w}^2} f_\varphi + \frac{t}{\mu} \frac{d\mu}{dr} - \frac{2u}{\tilde{w}r} \sqrt{1+t^2} - \frac{\lambda}{D_H} \frac{t}{2} \sqrt{1+t^2} \quad (12)$$

where \tilde{w} is the average relative velocity, u is the peripheral velocity, $f_\varphi = \frac{\gamma}{2\pi r} \frac{\tilde{w}}{\sqrt{1+t^2}}$ is the peripheral component of the constrain force, β is the blade angle and μ is a factor to express the narrowing effect of the peripheral thickness of the blade.

The Eqs. (10)-(12) form a system of ordinary differential equations which can be solved by Runge-Kutta method on the main stream surface of the impeller by knowing the distribution of specific vortex γ before. The solution given by this way serves the slope of the average relative velocity $t r$, the distribution of the pressure $p r$ and the specific energy loss $e'_s r$ with respect to r . Next to them by knowing the distribution of the average relative velocity $\tilde{w}(r)$ and the slope of the average relative velocity $t r$ the radial and peripheral components of \tilde{w} also can be calculated as:

$$w_r = \frac{\tilde{w}}{\sqrt{1+t^2}} \quad \text{and} \quad w_\varphi = t w_r .$$

The average relative velocity \tilde{w} can be obtained by solving the equation of the continuity. The connection between the average relative velocity \tilde{w} and its components can be written as Equ.(7) :

$$\tilde{w} = \sqrt{\tilde{w}_r^2 + \tilde{w}_\varphi^2} = \tilde{w}_r \sqrt{1+t^2} . \quad (13)$$

Equ. (4) of the continuity and Equ. (13) are available to get an expression to calculate the value of \tilde{w} as follows :

$$\tilde{w} = \frac{Q}{2\pi r b \mu} \sqrt{1+t^2} \quad (14)$$

where :

Q is the volume rate of the flow,

$$\mu = 1 - \frac{N d_\varphi}{2\pi r} \quad \text{is the factor considered the effect of the blade thickness,} \quad (15)$$

N is the blade number of the impeller,

d_φ is the blade thickness in the direction of the co-ordinate φ .

The frictional energy loss from the inlet to the outlet of the impeller is $e_{s' r_K} = \frac{\Delta p_{s'}}{\rho}$ determined by solution of Eqs. (10-12). In this way the pressure losses from the inlet to the outlet of the impeller

$$\Delta p_{s' Q, r_K} = \rho e_{s' Q, r_K} \quad (16)$$

can be calculated.

After that it is possible to calculate the volume rate Q_o at the optimal state of the fan impeller and also the theoretical performance, so called “the theoretical total pressure difference — volume rate” curve of the fan impeller can be determined [1,2]. In that cases when the volume rate is not equal to the optimal volume rate Q_o of flow at shockless upstream the additional energy loss should be added to the previous one. The energy loss arises from the unsmooth upstream to the blades can be calculated as [2]:

$$e_{t'} Q = \frac{\Delta p_{t'}}{\rho} Q = 0.192 \left(\frac{\omega r_K}{Q_o} \right)^2 (Q - Q_o)^2 \quad (17)$$

By using the values of the energy losses belonging to different volume rates and pre-wirl the real performance curves of the impeller can be determined [3, 4].

3. Application of the calculation procedure

Computerised solution as a numerical application of the calculation procedure introduced above is illustrated for a radial flow fan impeller which blades formed by straight cylindrical vane with constant thickness (see Fig.2.).

The initial data of the investigated fan impeller were the following :

- the diameters of the fan impeller at inlet was $D_B = 2r_B = 0.14$ m and at outlet was $D_K = 2r_K = 0.3$ m.
- the width of the meridian channel was constant $b = 0.023$ m, the thickness of the blades was also constant $d = 0.003$ m,
- the number of the blades was $N = 17$, the rotation speed of the impeller was $n = 3000$ rpm.
- the density of the air was $\rho = 1.2$ kg/m³, the kinetic viscosity of the air was $\nu = 1.0 \cdot 10^{-6}$ m²/s.

in our numerical applications. Computer code of the numerical procedure was developed by applying FORTRAN programming language to solve the flow problem numerically introduced above. This computer code was used to analyse

and determine several characteristics the turbulent flow in the bladed space of the radial-flow fan impeller given by the initial data introduced above.

The Fig.3. shows the theoretical $\Delta p_{th} Q$ and real $\Delta p Q$ total pressure difference-volume rate curves of the fan impeller FAN-300/140-17. On the right hand side of Fig.3. the data of the operating points of the fan impeller are printed belonging to different states of the flow in the fan impeller: first for non-viscous fluid and later than for viscous fluids with different roughness of the inner walls of the fan impeller. The first column of the table contains the values of optimal volume rates Q_o , in the second column the values of the total pressure difference $\Delta p Q_o$ are printed and in the third column the values of roughness k can be seen.

The operating point number 1 in Fig.3. is belonging to the theoretical case, when it is supposed that the fluid is non-viscous and the characteristic curve is a straight line. The operating point number 2 is belonging to hydraulically smooth surfaces of the impeller. The operating points numbers 2-6 are belonging to hydraulically rough surfaces of the impeller with different roughness k . These characteristic curves for the fan impeller can be determined by subtracting of the theoretical characteristic curve $\Delta p_{th} Q$ and pressure losses $\Delta p_s Q, r_k$ and $\Delta p_T Q$ calculated by Eqs. (16-17).

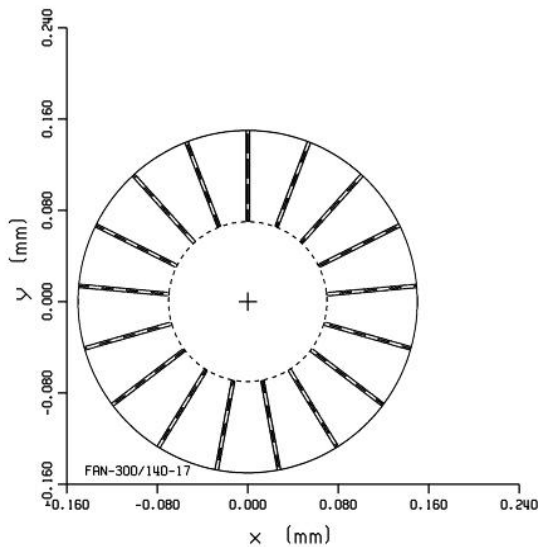


Figure 2 – Drawing of the radial flow fan-impeller with straight cylindrical blades viewing from rotational axes

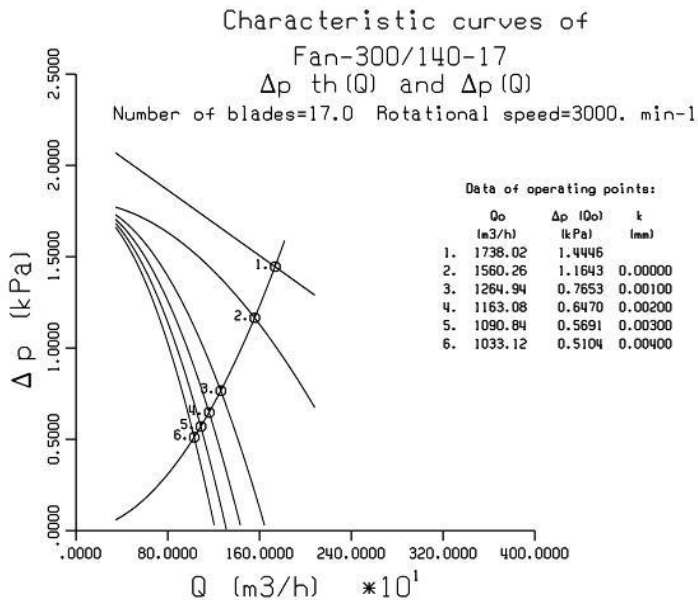


Figure 3 – The real total pressure difference-discharge characteristics of the radial flow fan-impeller

The operating points are connected in Fig.3. by affine parabola. In this way an approximate real performance curves of the fan impeller can be determined to get information about the performance of fan impeller right after the design process and before manufacturing of the fan impeller.

References: 1. *Czibere, T.* Solution of the Two Main Problems of the Hydrodynamic Cascade Theory by the Theory of Potentials (in Hungarian), Thesis for D.Sc., Miskolc, 1965. 2. *Kalmár, L.* Numerical Method for Viscous Flow in Radial-Flow Pumps (in Hungarian), Thesis for Ph.D., Miskolc, 1997. 3. *Kalmár, L.* Numerical Analysis of the Flow in Radial Pump Impeller Acta Mechanica Slovaca 4/2004, pp.109-118., Kosice, 2004. 4. *Kalmár, L.* Numerical Investigaton of the Flow int he Bladed Spaces of Radial-Flow Fan-Impeller RECENT ADVANCES in MATHEMATICAL and COMPUTATITONAL METHODS in SCIENCE and ENGINEERING, Proceedings of the 10th WSEAS International Conference on MATHEMATICAL and ENGINEERING (MACMESE'08), Part II., (ISSN: 1790-2769, ISBN: 978-960-474-019-2), pp. 328-333, Bucharest, Romania, 2008.

Поступила в редколлегию 15.04.2010

З. И. Колупаева, канд. физ.-мат. наук, Р. М. Стрельчук,
М. Д. Узуян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ВЗАИМОСВЯЗИ ОСТАТОЧНЫХ МАКРОНАПРЯЖЕНИЙ И ИЗНОСОСТОЙКОСТИ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ НАНОСТРУКТУРНОГО ТВЕРДОГО СПЛАВА «ВОЛКАР» ПОСЛЕ АЛМАЗНО-ИСКРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ

Представлено результати досліджень взаємозв'язку залишкової макронапруги і працездатності інструментів з наноструктурного твердого сплаву після алмазно-іскрового шліфування. Показано, що більшим значенням напруги стискування відповідає менша сумарна технологічна собівартість обробки.

Представлены результаты исследований взаимосвязи остаточных макронапряжений и работоспособности инструментов из наноструктурного твердого сплава после алмазно-искрового шлифования. Показано, что большим значениям напряжений сжатия соответствует меньшая суммарная технологическая себестоимость обработки.

The results of investigations of correlation between residual macrostress and working capacity of tools from nanostructured hard alloy after a diamond-spark grinding are presented. It is shown that the more value of compressive stress, the less value of total technological cost.

В настоящее время перспективы развития высоких технологий связаны с одним из основных направлений в этой области – нанотехнологиями, которые занимаются созданиями наноструктур. Расширение областей применения этих технологий является важным вкладом в становлении нового технологического уклада, под которым следует понимать совокупность технологий, определяющих общий уровень экономики.

В связи с этим разработка и создание новых инструментальных материалов, а также поиск эффективных методов их использования (наноинженерия) является одним из факторов, способствующих эффективной обработке современных конструкционных материалов.

Именно поэтому во всем мире резко увеличивается производство тонкодисперсных твердых сплавов. В соответствии с современной классификацией в зависимости от величины зерна карбидной фазы, тонкодисперсные твердые сплавы подразделяются на субмикронные с размером зерна 0,5–1,2 мкм, ультрадисперсные – 0,2–0,5 мкм и наноразмерные – менее 0,2 мкм; при этом задача повышения качества твердых сплавов решается в основном путем наноструктурирования.

В настоящее время при разработке новых инструментальных материалов основное внимание уделяется созданию нанокompозитов на основе карбидов с металлами – связками, например WC/Co, которые значительно превосходят по прочности, износостойкости, ударной вязкости и другим физико-

механическим свойствам аналогичные материалы с традиционной структурой. Эти материалы получают механическим перемешиванием соответствующих порошков с последующим холодным прессованием и затем спеканием. Сложностью этой технологии и ее недостатком является механическое перемешивание ультрадисперсных порошков карбида вольфрама и кобальта, что не позволяет получать достаточно надежную степень однородности, а в спеченных твердых сплавах не обеспечивается наноразмер зерен [1]. Кроме того, при обработке с высокими скоростями температура в зоне резания может достигать 800–1000°C; такой уровень температур резания способствует размягчению кобальтовой связки и как следствие, уменьшению твердости инструментального материала и снижению износостойкости инструмента.

Представляет интерес разработанный на основе монокрибида вольфрама новый наноструктурный твердый сплав «ВолКар». Особенностью этого материала является то, что в его составе нет металла–связки; исходным материалом до спекания по специальной технологии (малое время и сравнительно невысокая температура спекания) является порошок WC с размерами зерен 40–70 нм [2]. По классификации наноматериалов по форме и химическому составу твердый сплав марки «ВолКар» можно отнести к следующим группам: по расположению кристаллитов и границ раздела – к четвертой группе, т.е. к равноосным, а по химическому составу – к первой группе, к наноматериалам с одинаковым химическим составом кристаллитов и границ раздела [3].

Рассматриваемый материал перспективен для применения в режущих инструментах при высокоскоростной обработке различных труднообрабатываемых закаленных сталей и сплавов, и в некоторых случаях может заменить дорогостоящий инструмент из кубического нитрида бора; его физико-механические свойства представлены в таблице [4].

Таблица – Основные физико-механические свойства пластин из «ВолКар»

Твердость, <i>HRA</i>	95...97
Твердость <i>HV</i> , ГПа	23...25
Плотность, мг/м	14,5
Прочность при сжатии, МПа	2600...2800
Прочность при изгибе ($T = 20...900^{\circ}\text{C}$), МПа	600...800
Теплопроводность, Вт/мК	
при 22°C	20
при 400°C	30
Трещиностойкость K_{Ic} , МПа· м ^{-1/2}	8,5...12

Формообразование рабочих поверхностей режущих инструментов из сплава «ВолКар» можно реализовать только в процессе шлифования.

Несомненным является тот факт, что существует связь между эксплуатационными характеристиками и физико-механическим состоянием рабочих поверхностей инструмента. Поэтому изучение состояния поверхностного слоя инструмента из твердого сплава марки «ВолКар» и его стойкостных характеристик после алмазно-искрового шлифования представляется весьма актуальным и явилось целью данной работы.

Состояние поверхностного слоя изучалось в пластинах «ВолКар» в исходном состоянии после спекания и полирования, и после алмазно-искрового шлифования при нормальном давлении 0,4 и 1,2 МПа и скорости резания 25 м/с.

Алмазно-искровое шлифование (АИШ) образцов проводилось с обратной полярностью (круг – анод, режущая пластина – катод) на специально модернизированном универсально-заточном станке модели 3Д642Е торцом алмазного круга 12А2-45°АС6100/80М1-01-4; источником питания являлся специальный генератор импульсов; электрические режимы составляли: величина технологического тока $I_{cp} = 5$ А, частота электроимпульсов $f = 22$ кГц, скважность $n_{скв} = 2$.

Модельные образцы подвергались рентгеновскому исследованию на дифрактометре ДРОН 2.0 в фильтрованном излучении железного анода. Дифрактограммы регистрировались поточечно через $0,1^\circ$ с экспозицией в каждой точке $10''$. Размер областей когерентного рассеяния оценивался по уширению линии (001) по формуле Селякова–Шеррера. Анализ напряженного состояния проводился с помощью $\sin^2\psi$ -метода. Для съемок было выбрана линия (112) на угле $2\theta \approx 145^\circ$. Для каждого образца было проведена перпендикулярная съемка и наклонные съемки при $\psi = \pm 30^\circ$ и $\psi = \pm 50^\circ$. Уровень напряжений определяли по формуле:

$$\sigma = \frac{E}{1+\mu} \cdot \frac{d_\psi - d_\perp}{d_\perp} \cdot \frac{1}{\sin^2\psi}, \quad (1)$$

где E – модуль нормальной упругости; μ – коэффициент Пуассона; d_ψ , d_\perp – межплоскостные расстояния, измеренные под углом и по нормали к поверхности образца; ψ – угол между нормалью к поверхности образца и соответствующей нормалью к отражающим плоскостям.

В расчетах приняты макроскопические значения упругих постоянных: $E = 720$ ГПа, $\mu = 0,18$.

Кроме того, для исследования износостойкости при тех же условиях шлифования были изготовлены резцы.

Эксперименты по определению износостойкости резцов, характеризуемой длиной пути резания (L) до принятого критерия затупления по задней поверхности ($h_3=0,4$ мм), проводились на токарно-винторезном станке 16К20; обрабатывалась закаленная сталь ХВГ (HRC_3 55...58) без

охлаждения резцами со следующими геометрическими параметрами: $\gamma = -5^\circ$; $\alpha = 8^\circ$; $\lambda = 0^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 15^\circ$.

Поскольку для каждой пары контактирующих инструментального и обрабатываемого материалов существует оптимальное значение температур и скорости резания, при которой работоспособность режущего инструмента реализуется наиболее полно [5, 6], была установлена оптимальная скорость резания, при которой проводились стойкостные испытания, она составила $V = 110$ м/мин, при этом $S = 0,075$ мм/об, $t = 0,2$ мм.

Для характеристики состояния поверхностного слоя проводился качественный фазовый анализ, оценивался размер областей когерентного рассеивания и уровень (величина и знак) остаточных макронапряжений.

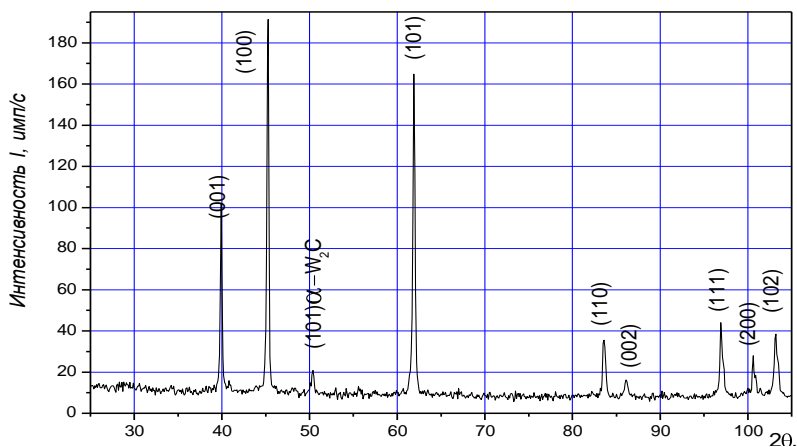


Рисунок 1 – Дифрактограмма исходного образца «ВолКар»

На рис. 1 приведена дифрактограмма исходного образца «ВолКар». Как и ожидалось, основной фазой является WC. Кроме WC, выявляется небольшое количество α -W₂C, о чем сигнализирует появление линии (101) на угле $2\theta \approx 50^\circ$.

По уширению дифракционных линий на малых углах по формуле Селякова–Шеррера можно оценить размеры областей когерентного рассеивания (ОКР):

$$L_{\text{окр}} = \frac{\lambda}{b \cos \theta}, \quad (2)$$

где $\lambda = 1,93728 \text{ \AA}$, $\theta \approx 22,65^\circ$ – линия (100), b – уширение линии (100).

Оказалось, что самые большие размеры областей когерентного рассеивания характерны для исходного образца – 600 \AA , после щадящего режима шлифования ($P = 0,4$ МПа) размеры ОКР существенно меньше –

150 А°, а после более жесткого ($P = 1,2$ МПа) несколько увеличиваются и составляют 200 А°.

На рис. 2 приведены $\sin^2\psi$ – графики исследованных образцов.

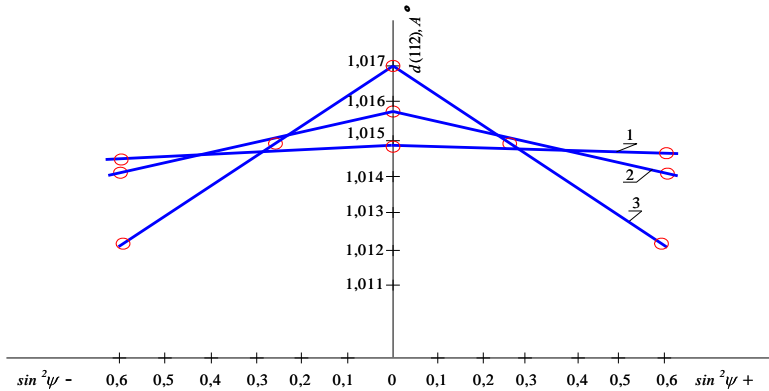


Рисунок 2 – $\sin^2\psi$ – графики образцов «ВолКар»:

1 – исходное состояние; 2 – после АИШ при $P = 1,2$ МПа; 3 – после АИШ при $P = 0,4$ МПа

Представленные графики позволяют оценить уровень деформации, а также знак и величину остаточных макронапряжений. Для исходного образца $\sin^2\psi$ -график представляет собой практически прямую линию параллельную оси $\sin^2\psi$, что свидетельствует об отсутствии макронапряжений в исследованных образцах после спекания. Те небольшие деформации ($\varepsilon = 0,2 \cdot 10^{-3}$) и остаточные сжимающие макронапряжения ($\sigma = -0,22$ ГПа) по-видимому вызваны полированием. После щадящего шлифования ($P = 0,4$ МПа) выявляемые деформации существенно выше ($\varepsilon = 6 \cdot 10^{-3}$), оценка уровня остаточных сжимающих напряжений дает значение $\sigma = -3,8$ ГПа. В образце после жесткого шлифования ($P = 1,2$ МПа) деформация $\varepsilon = 2 \cdot 10^{-3}$, а $\sigma = -1,2$ ГПа. Снижение уровня остаточных макронапряжений при жестких режимах шлифования можно объяснить более высоким уровнем развивающихся в зоне резания температур. Об этом свидетельствует и увеличение размеров ОКР.

Таким образом, в исследованных модельных образцах после шлифования при разных режимах наблюдается измельчение элементов структуры и формирования остаточных сжимающих напряжений, причем при щадящем режиме шлифования их уровень гораздо выше, чем при жестком. Учитывая это обстоятельство, можно предположить, что благоприятные условия взаимодействия рабочей поверхности алмазного круга со сплавом «ВолКар» могут быть обеспечены при более щадящих режимах шлифования

(меньшие значения нормального давления или поперечной подачи), т.е. при меньшей производительности; при этом удельная себестоимость шлифования ($C_{ш}$) будет больше. Однако следует отметить что удельная себестоимость шлифования и заточки не отражает качественное состояние изделий и инструмента в реальных условиях эксплуатации. Поэтому более важным представляется обеспечение условиями шлифования высокой износостойкости инструментов, что будет способствовать меньшей суммарной технологической себестоимости, и это является главной характеристикой надежности для потребителя; т.е. появляется возможность стоимостной оценки качества.

Изучение износостойкости резцов показало, что резцы, изготовленные АИШ при щадящем режиме имеют износостойкость на 25 % больше ($L = 1350$ м), чем при жестком режиме ($L = 1000$ м).

Следовательно, проблему оценки качественного результата шлифования следует рассматривать не только при изготовлении изделий и инструментов, но и в процессе их реальной эксплуатации [7], что важно с позиций привлекательности для потребителя.

Несмотря на то, что удельная себестоимость собственно шлифования при щадящих режимах обработки больше (меньше производительность), интегральным показателям качества следует признать суммарную технологическую себестоимость (C_T , коп/мин), которая включает не только удельную себестоимость шлифования, но и себестоимость механической обработки. Она учитывает стойкость инструмента, характеризующуюся длиной пути резания в метрах (L) до принятого критерия износа по его задней поверхности. Таким образом, фактически оценивается надежность инструмента в стоимостном выражении.

Технологическая себестоимость рассчитывалась по известной методике [8] и составляет:

$$C_T = 37,2 + \frac{466,05 + 0,16C_{ш} V}{4L}, \quad (3)$$

где $C_{ш}$ – удельная себестоимость шлифования (заточки), коп/см³; L – длина пути резания, м; которая рассчитывалась по формуле:

$$L = \frac{\pi dl}{1000S}, \quad (4)$$

где d – диаметр заготовки, мм; l – длина заготовки, мм; S – подача, мм/об.

На рис. 3 приведена сравнительная диаграмма значений остаточных макронапряжений, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости.

Анализ представленных результатов показывает, что работоспособность шлифованных инструментов зависит от возникающих в поверхностном слое остаточных макронапряжений. Большим значениям макронапряжений сжатия

(σ) соответствуют более высокие значения длины пути резания (L) и меньшая суммарная технологическая себестоимость обработки (C_T).

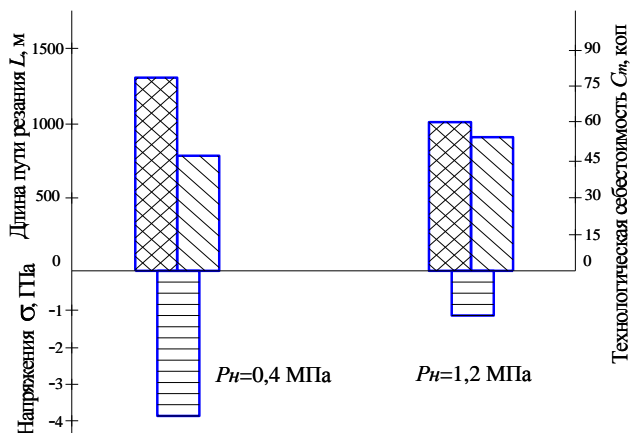


Рисунок 3 – Сравнительная диаграмма значений остаточных макронапряжений, длины пути резания и суммарной технологической себестоимости:

□ – σ , ▨ – L , ▩ – C_T ,

круг 12A2-45°AC6100/80 M1-01-4; $V = 25$ м/с; обрабатываемый материал «ВолКар»

Таким образом, можно считать установленной взаимосвязь остаточных макронапряжений сжатия в рассматриваемом наноструктурном твердом сплаве и работоспособности изготовленных из него инструментов.

Список использованных источников: 1. Боровский Г.В. Инструментальное производство в России / Г.В. Боровский. – М.: «ВНИИинструмент», 2008. – 160 с. 2. Геворкян Э.С. Горячее прессование нанопорошков монокарбида вольфрама при нагревании электрическим током / Э.С. Геворкян, Л.А. Тимофеева, В.А. Чижикала, П.С. Кислый // Наноструктурное материаловедение. – Киев, 2007. – №1. – с. 103–108. 3. Лякишев Н. П. Нанокристаллические структуры – новое направление развития конструкционных материалов / Н. П. Лякишев // Вестник Российской Академии наук. – 2003. – Т. 73. – №5. 4. Геворкян Э. С. Плотные и пористые конструкционные материалы из нано и субмикронных порошков WC, Al₂O₃ и SiC полифункционального назначения. Дисс. докт. техн. наук / Э. С. Геворкян – Харьков, 2007 – 276 с. 5. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания / А. Д. Макаров – М.: Машиностроение, 1976. – 178 с. 6. Зубарь В. П. Особенности применения лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов / В. П. Зубарь // Современные технологии в машиностроении, 2006. – Т 1. – С. 99–116. 7. Харрингтон Дж. Х. Управление качеством в американских корпорациях / Дж. Х. Харрингтон – М.: Экономика, 1990. – 271 с. 8. Крючков В. Я. Технологическая себестоимость обработки инструментами из безвольфрамовых твердых сплавов / В. Я. Крючков, М. Д. Узунян // Сб. докл. всесоюз. науч.-техн. конф.: Перспективы развития резания конструкционных материалов. – М., 1980. – С. 226–232.

Поступила в редколлегию 21.04.2010

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Днепропетровск, Украина

РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КОНТАКТНОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ НА РЕЖУЩЕМ КЛИНЕ

Приведен аналитический расчет температурного поля на полуплоскости клина при равномерном распределении плотности полосового источника теплоты, получена формула среднего значения температуры.

The analytical calculation of the temperature field is conducted on the semiplane of wedge at the even distributing of density of strip source of warmth, the formula of average value of temperature is got.

Введение

Среди основных факторов влияния на интенсивность изнашивания и период стойкости режущих инструментов контактная температура при резании занимает первостепенное значение. Выход напрямую на контактную температуру, оказывающую непосредственное воздействие на процессы трибологии, является приоритетным. Из-за сложностей аналитического и экспериментального исследования контактных температур проблема совершенствования методов расчета температуры резания остается актуальной.

При конкретных условиях процесса резания (формы лезвия и режимов резания) температура трения-скольжения на передней или задней поверхностях лезвия прежде всего зависит от плотности теплового потока $q = \varepsilon^* \cdot F \cdot v / f$ (F – касательная сила трения, v – скорость схода стружки или резания, f – контактная площадь зоны трения, ε^* – коэффициент распределения тепловых потоков между рабочими телами) и теплофизических свойств обрабатываемого и инструментального материалов.

В свою очередь температура резания связана с системой теплообменов в зоне резания между заготовкой, лезвием и стружкой.

Для точного расчета контактных температур необходимы исходные данные по температурным полям контактных поверхностей лезвия (контртела в виде клина) и движущихся источников теплоты (со стороны стружки и заготовки) и по распределению тепловых потоков из зоны резания.

Цель работы заключается в расчете температурного поля на поверхности трения режущего клина и его среднего значения.

Вывод формулы среднего значения температурного поля режущего клина для численного определения плотности тепловых стоков через

переднюю и заднюю поверхности способствует сокращению алгоритма расчета контактных температур.

Постановка задачи

Методом решения выбран метод источников теплоты – системы точечных мгновенных (ТМ) /1, 2/ и отраженных (фиктивных) /1, 3/ источников.

Основой для расчетов служила полученная с использованием выражения теплопроводности Кельвина для ТМ источника в неограниченном теле и правила отражения источников (полуограниченное тело мысленно превращается в неограниченное) известная формула /1, 2, 3/ для температуры (удвоенной) линейного мгновенного (ЛМ) источника на поверхности полуограниченного тела ($z = z_1 = 0, -\infty < y < +\infty$)

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

где $Q_{\text{лн}}$ (Дж/м) – удельная энергия теплового импульса; λ и a – коэффициенты тепло- и температуропроводности; τ – время наблюдения температуры после импульса теплоты; x_1 – абсцисса ЛМ источника по оси x .

Расчетная схема представлена на рис. 1. Рассматриваемое тело ограничено двумя полуплоскостями xy и yz и представляет собой бесконечный вдоль оси y прямой клин.

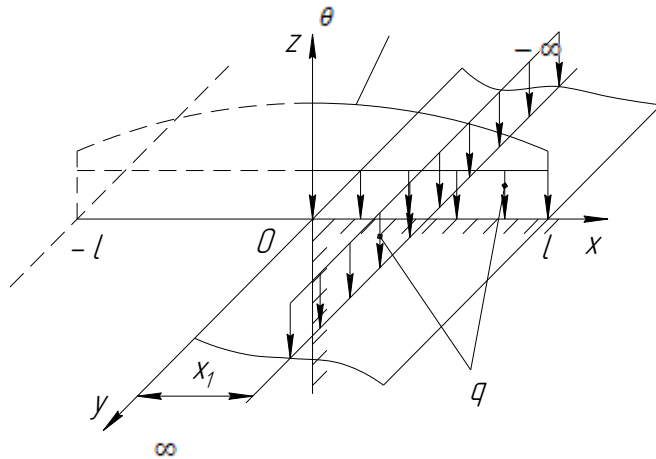


Рисунок 1 – Расположение источника теплоты плотностью q и распределение температуры θ на поверхности трения xy клина.

На полосе $0 < x_1 < l$ шириной l действует равномерно распределенный непрерывный источник теплоты, полуплоскость $y > z$ - адиабатическая. Симметрично действующему источнику введен отраженный на полосе $-l < -x_1 < 0$ для преобразования формы клина в полуограниченное тело.

Принято, что отбор теплоты за счет конвективного теплообмена с окружающей средой (охлаждения) не происходит.

Данная схема расчета моделирует процесс свободного резания. Зависимость температуры от угла заострения (раствора) клина β учитывается коэффициентом формы клина $1/3/\kappa_\beta$. По отношению к прямому клину $\kappa_\beta = 90^\circ/\beta$ (например, $\kappa_\beta = 1,5$ при $\beta = 60^\circ$).

Основная часть

Решение задачи имеет два направления расчета путем интегральных переходов от ЛМ источника к полосовому непрерывно (ПоН) действующему.

1. Переход от полосового мгновенного (ПоМ) источника.

Вначале интегрированием выражения $Q_{\text{лм}}$ (1) по x_1 рассчитывается температура от действующего и отраженного ПоМ источников с удельной теплотой $Q_{\text{пом}}$ (Дж/м²) /1, 3/

$$\theta_{\text{пом}} = \int_{-x}^x \theta_{\text{лм}} \cdot dx_1 = \frac{Q_{\text{пом}}}{2\pi\lambda\tau} \int_{-l}^l \exp\left[-\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}\right] dx_1. \quad (2)$$

При помощи подстановки $\frac{x-x_1}{\sqrt{4a\tau}} = p$, $dx_1 = -\sqrt{4a\tau} \cdot dp$ и

пределов $p_1 = \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}$ при $x_1 = -l$ и $p_2 = \frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}$ при $x_1 = l$ получаем

$$I = -\sqrt{4a\tau} \cdot \left(\int_{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}}^0 e^{-p^2} \cdot dp + \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp \right). \text{ Тогда}$$

$$\theta_{\text{пом}} = \frac{Q_{\text{пом}} \cdot \sqrt{a}}{\pi \cdot \lambda \cdot \sqrt{\tau}} \cdot \left(\int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp - \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp \right). \quad (3)$$

Затем выполняется интегрирование $\theta_{\text{пом}}$ (3) по τ_i

$$\theta_{\text{пом}} = \int_0^\tau \theta_{\text{пом}} \cdot d\tau_i =$$

$$= \frac{q_{\text{ПОН}} \cdot \sqrt{a}}{\pi \cdot \lambda} \int_0^{\tau} \left(\int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a(\tau-\tau_i)}}} e^{-p^2} dp - \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a(\tau-\tau_i)}}} e^{-p^2} dp \right) \cdot \frac{d\tau_i}{\sqrt{\tau - \tau_i}}. \quad (4)$$

Здесь $q_{\text{ПОН}}$ (Вт/м²) – плотность ПоН источника; τ_i – момент времени импульса теплоты; τ – момент времени наблюдения (фиксации) температуры; $\tau - \tau_i$ – время распространения теплоты от i -го импульса.

Для вычисления I_1 в (4) воспользуемся подстановкой

$$\frac{x+l}{\sqrt{4a(\tau-\tau_i)}} = \delta, \quad \text{откуда } \tau_i = \tau - \frac{(x+l)^2}{4a \cdot \delta^2}, \quad \left(\frac{1}{\delta^2}\right) = -\frac{2}{\delta^3},$$

$$d\tau_i = \frac{(x+l)^2}{2 \cdot a} \cdot \frac{d\delta}{\delta^3}, \quad \sqrt{\tau - \tau_i} = \frac{x+l}{\sqrt{4a \cdot \delta}}, \quad \delta_1 = \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}} \text{ при } \tau_i = 0 \text{ и}$$

$$\delta_2 = \infty \text{ при } \tau_i = \tau. \text{ В результате}$$

$$I_1 = \int_{\delta_1}^{\delta_2} \left(\int_0^{\delta} e^{-p^2} \cdot dp \right) \cdot \frac{(x+l)^2}{2a} \cdot \frac{d\delta}{\delta^3} \cdot \frac{\sqrt{4a \cdot \delta}}{x+l} =$$

$$= \frac{x+l}{\sqrt{a}} \cdot \int_{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \left(\int_0^{\delta} e^{-p^2} \cdot dp \right) \cdot \frac{d\delta}{\delta^2}.$$

Аналогично при подстановке $\frac{x-l}{\sqrt{4a(\tau-\tau_i)}} = \lambda$ имеем

$$I_2 = \frac{x-l}{\sqrt{a}} \cdot \int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \left(\int_0^{\lambda} e^{-p^2} \cdot dp \right) \cdot \frac{d\lambda}{\lambda^2}.$$

Интегрирование I_1 и I_2 выполним по частям с $U = \int_0^{\kappa} e^{-p^2} dp$ и

$$dV = \frac{d\kappa}{\kappa^2}. \quad \text{Находим интегрированием } V = \int \kappa^{-2} \cdot d\kappa = -\frac{1}{\kappa} \quad \text{а}$$

дифференцированием $dU = d\left(\int e^{-p^2} \cdot dp\right) = e^{-p^2} \cdot dp$. Запишем

$$I_x = I_1 - I_2 = \frac{x+l}{\sqrt{a}} \cdot \int_0^{\delta} e^{-p^2} \cdot dp \cdot \left(-\frac{1}{\delta}\right) \left| \frac{\infty}{\sqrt{4a\tau}} - \frac{x+l}{\sqrt{a}} \int_{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \left(-\frac{1}{\delta}\right) \cdot e^{-p^2} \cdot dp - \right.$$

$$\left. - \frac{x-l}{\sqrt{a}} \cdot \int_0^{\lambda} e^{-p^2} \cdot dp \left(-\frac{1}{\lambda}\right) \left| \frac{\infty}{\sqrt{4a\tau}} + \frac{x-l}{\sqrt{a}} \cdot \int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \left(-\frac{1}{\lambda}\right) \cdot e^{-p^2} \cdot dp \right.$$

Интегралы $\int_{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \frac{1}{\delta} \cdot e^{-p^2} \cdot dp$ и $\int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\infty} \frac{1}{\lambda} \cdot e^{-p^2} \cdot dp$ имеют одинаковый

вид. Для них применим подстановку $s = p^2$ с $ds = 2p dp$, $\frac{ds}{s} = \frac{2dp}{p}$, $\frac{dp}{p} = \frac{ds}{2s}$ и выполним замену нижних пределов интегрирования $\delta_1 = \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}$ и $\lambda_1 = \frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}$ соответственно на $\frac{(x+l)^2}{4a\tau}$ и $\frac{(x-l)^2}{4a\tau}$. После преобразований находим

$$I_x = -\frac{x+l}{\sqrt{a}} \cdot \left(\frac{1}{\infty}\right) \int_0^{\infty} e^{-p^2} \cdot dp + \frac{x+l}{\sqrt{a}} \cdot \frac{\sqrt{4a\tau}}{x+l} \int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp +$$

$$+ \frac{x+l}{2 \cdot \sqrt{a}} \int_{\frac{(x+l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} +$$

$$+ \frac{x-l}{\sqrt{a}} \cdot \left(\frac{1}{\infty}\right) \int_0^{\infty} e^{-p^2} \cdot dp - \frac{x-l}{\sqrt{a}} \cdot \frac{\sqrt{4a\tau}}{x-l} \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp - \frac{x-l}{2 \cdot \sqrt{a}} \int_{\frac{(x-l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} =$$

$$= \frac{1}{2 \cdot \sqrt{a}} \left[(x+l) \int_{\frac{(x+l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} - (x-l) \int_{\frac{(x-l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} + \right.$$

$$\left. + 4\sqrt{a\tau} \left(\int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} dp - \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} dp \right) \right]. \quad (5)$$

2. Переход от линейного непрерывного (ЛН) источника.
Температура ЛН источника с плотностью $q_{\text{ЛН}}$ (Вт/м) равна /2, 3/

$$\theta_{\text{ЛН}} = \int_0^{\tau} \theta_{\text{ЛН}} \cdot d\tau_i = \frac{q_{\text{ЛН}}}{2\pi\lambda} \int_0^{\tau} \exp \left[-\frac{(x-x_1)^2}{4a(\tau-\tau_i)} \right] \cdot \frac{d\tau_i}{\tau-\tau_i}. \quad (6)$$

Обозначим $\frac{(x-x_1)^2}{4a(\tau-\tau_i)} = s$. В свою очередь $\tau_i = \tau - \frac{(x-x_1)^2}{4as}$,
 $\left(\frac{1}{s}\right)' = -\frac{1}{s^2}$, $d\tau_i = \frac{(x-x_1)^2 \cdot dx}{4as^2}$, $\tau - \tau_i = \frac{(x-x_1)^2}{4as}$, $s_1 = \frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}$
 с $\tau_i = 0$ и $s_2 = \infty$ с $\tau_i = \tau$. В итоге

$$\theta_{\text{ЛН}} = \frac{q_{\text{ЛН}}}{2\pi\lambda} \int_{\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s}. \quad (7)$$

Вторым этапом расчета является определение температуры ПоН источника в области $-x < x_1 < x$

$$\theta_{\text{ПоН}} = \int_{-x}^x \theta_{\text{ЛН}} \cdot dx_1 = \frac{q_{\text{ПоН}}}{2\pi\lambda} \int_{-l}^l \left(\int_{\frac{(x-x_1)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} \right) \cdot dx_1. \quad (8)$$

Вводим замену $\frac{x-x_1}{\sqrt{4a\tau}} = p$, находим $dx_1 = -\sqrt{4a\tau} \cdot dp$, $p_1 = \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}$
 при $x_1 = -l$ и $p_2 = \frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}$ при $x_1 = l$. Тогда

$$\theta_{\text{ПоН}} = \frac{q_{\text{ПоН}} \cdot \sqrt{4a\tau}}{2\pi\lambda} \int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} \left(\int_{p^2}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} \right) \cdot dp.$$

Интегрирование проводим по частям с $U = \int_{p^2}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s}$, $dV = dp$,

$dU = -2 \cdot e^{-p^2} \cdot \frac{dp}{p}$ ($s = p^2, ds = 2pdp$) и $V = p$. В результате находим

$$\begin{aligned}
I &= \left[\left(\int_{p^2}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} \right) \cdot p \right] \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}} - \int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} p \left(-2 \cdot e^{-p^2} \cdot \frac{dp}{p} \right) = \\
&= \frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}} \int_{\frac{(x+l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} - \frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}} \int_{\frac{(x-l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} + \\
&+ 2 \left(\int_{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}}^0 e^{-p^2} \cdot dp + \int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} \cdot dp \right) = \\
&= \frac{1}{\sqrt{4a\tau}} \left[(x+l) \int_{\frac{(x+l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \cdot \frac{ds}{s} - (x-l) \int_{\frac{(x-l)^2}{4a\tau}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} + \right. \\
&\quad \left. + 4\sqrt{a\tau} \left(\int_0^{\frac{x+l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} dp - \int_0^{\frac{x-l}{\sqrt{4a\tau}}} e^{-p^2} dp \right) \right]. \quad (9)
\end{aligned}$$

Выражения в скобках (5) и (9) для $\theta_{\text{пон}}$ (4) и (8) дают одинаковый результат двух решений.

После введения безразмерного параметра $\psi = x/l$ и критерия Фурье $F_o = a\tau/l^2$ имеем

$$\begin{aligned}
\theta_{\text{пон}} &= \frac{q_{\text{пон}} \cdot l}{2\pi\lambda} \left[(1+\psi) \int_{\frac{(1+\psi)^2}{2\sqrt{F_o}}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} + (\psi-1) \int_{\frac{(\psi-1)^2}{2\sqrt{F_o}}}^{\infty} e^{-s} \frac{ds}{s} + \right. \\
&\quad \left. + 4\sqrt{F_o} \left(\int_0^{\frac{1+\psi}{2\sqrt{F_o}}} e^{-p^2} \frac{dp}{p} - \int_0^{\frac{\psi-1}{2\sqrt{F_o}}} e^{-p^2} \frac{dp}{p} \right) \right]. \quad (10)
\end{aligned}$$

Результаты расчета

Завершающей стадией расчета являются формулы для вычисления температурного поля и его средней температуры.

Входящие в (10) определённые интегралы представляются в виде числовых рядов /4, 5/ интегральной показательной функции для малых значений t

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

с постоянной Эйлера $c = 0,5772$ и функции интеграла вероятности

$$\frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \operatorname{erf} u = \int_0^u e^{-p^2} dp = \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot \frac{u^{2n+1}}{(2n+1) \cdot n!}.$$

При $n = 1$ ввиду малости значений $t = 1/F_0$ и $u = 1/\sqrt{F_0}$

$$\begin{aligned} I_{\theta} &= (1 + \psi) \cdot \left[-c - \ln \left(\frac{1 + \psi}{2\sqrt{F_0}} \right)^2 + \left(\frac{1 + \psi}{2\sqrt{F_0}} \right)^2 \right] + \\ &+ (1 - \psi) \cdot \left[-c - \ln \left(\frac{\psi - 1}{2\sqrt{F_0}} \right)^2 + \left(\frac{\psi - 1}{2\sqrt{F_0}} \right)^2 \right] + \\ &+ 4\sqrt{F_0} \cdot \left[\frac{1 + \psi}{2\sqrt{F_0}} - \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{1 + \psi}{2\sqrt{F_0}} \right)^3 - \frac{\psi - 1}{2\sqrt{F_0}} + \frac{1}{3} \cdot \left(\frac{\psi - 1}{2\sqrt{F_0}} \right)^3 \right] = \\ &= 2 \left[2 - c + \ln 4 + \ln F_0 - (1 + \psi) \ln(1 + \psi) - \right. \\ &\quad \left. - (1 - \psi) \ln(1 - \psi) + \frac{1 + 3\psi^2}{12F_0} \right]. \end{aligned} \quad (11)$$

После подстановки (11) в (10) искомая формула распределения температуры на полуплоскости клина от ПоН источника принимает окончательный вид.

$$\begin{aligned} \theta_{\text{ПОН}} &= \frac{q_{\text{ПОН}} \cdot l}{\pi \lambda} \left[2,809 + \ln F_0 - (1 + \psi) \ln(1 + \psi) - \right. \\ &\quad \left. - (1 - \psi) \ln(1 - \psi) + \frac{1 + 3\psi^2}{12F_0} \right]. \end{aligned} \quad (12)$$

Функция распределения температурного поля $U(\psi)$ в (12) максимальное значение имеет при $\psi = 0$, минимальное – при $\psi = 1$. Средняя температура поля определяется по формуле

$$\theta_{\text{ср}} = \frac{1}{\psi_{\text{max}}} \int_0^{\psi_{\text{max}}} \theta_{\text{ПОН}} \cdot d\psi = \frac{q_{\text{ПОН}} \cdot l}{\pi \lambda} \int_0^1 U(\psi) \cdot d\psi.$$

После отдельного интегрирования и суммирования составляющих функции распределения $U(\psi)$

$$I_1 = \int_0^1 \ln(1 + \psi) d\psi = 2 \ln 2 - 1; \quad I_2 = \int_0^1 \psi \ln(1 + \psi) d\psi = 0.25;$$

$$I_3 = \int_0^1 \ln(1 - \psi) d\psi = -1; \quad I_4 = \int_0^1 \psi \ln(1 - \psi) d\psi = -0.75;$$

$$I_5 = \int_0^1 \ln(1 + 3\psi^2) d\psi = 2$$

получаем расчетную формулу

$$\theta_{\text{ср}} = \frac{q_{\text{поян}} \cdot l}{\pi \lambda} \left(2,423 + \ln F_0 + \frac{1}{6 \cdot F_0} \right). \quad (13)$$

Дальнейшее развитие формулы (13) направлено на расчет температурного поля лезвия с двумя адиабатическими задними поверхностями.

Заключение

1. Рассмотрено два направления расчета распределения контактной температуры на полуплоскости трения бесконечного клина на основе метода источников теплоты. Получена компактная формула среднего значения температурного поля.

2. Найдено, что интегральные переходы от полосового мгновенного и от линейного непрерывного источника к полосовому непрерывному приводят к интегральной показательной функции и функции интеграла вероятности с разложением их в числовой ряд.

3. Переход от линейного непрерывного источника является более простым. Одинаковое выражение функции распределения температуры двух различных направлений подтверждает правильность расчета.

Список литературы: 1. Рыкалин Н.Н. Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296с. 2. Карслоу Г.С., Егер Д.К. Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 487с. 3. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов. – М.: Машиностроение, 1981. – 279с. 4. Справочник по математике для научных работников и инженеров /Г.Корн, Т.Корн. – Изд. четвертое. – М.: Наука, 1977. – 832с. 5. Справочник по специальным функциям /Под ред. М. Абрамовица и И. Стиган. – М.: Наука, 1979. – 830с.

УДК 621.91

ЕФЕКТИВНА ТЕХНОЛОГІЯ ПРЕЦИЗІЙНОЇ ОБРОБКИ ОПТИЧНИХ ПОЛІМЕРНИХ ВИРОБІВ

Дана розробка представляє собою наукоємне технологічне рішення, що дозволяє виробляти високоякісні оптичні вироби з полімерних матеріалів. Переваги полімерної оптики полягають у тому, що основні фізичні властивості оптичних полімерів дозволяють зменшити габаритні розміри і вагу (в деяких випадках більш, ніж на 4 рази) готових оптичних виробів-як то окулярів, об'єктивів, призматичних пристроїв і т. п. в порівнянні з аналогічними виробами з неорганічного оптичного скла.

Данная разработка представляет собой наукоёмкое технологическое решение, которое позволяет производить высококачественные оптические изделия из полимерных материалов. Преимуществом полимерной оптики является то, что основные физические свойства оптических полимеров разрешают уменьшить габаритные размеры и вес (в некоторых случаях более чем в 4 раза) готовых оптических изделий, таких как окуляры, объективы, призматические устройства и т.п. по сравнению с аналогичными изделиями из неорганического оптического стекла.

The given development represents the high technology decision which allows to make high-quality optical products from polymeric materials. Advantage of polymeric optics is that the basic physical properties of optical polymers allow to reduce overall dimensions and weight (in some cases more, than in 4 times) of make-ready optical products, such as oculars, objectives, prismatic devices, etc. in comparison with similar products from inorganic optical glasses.

Областями застосування полімерної оптики є як широкий асортимент звичайних оптичних виробів, так і спеціальні фотонно-оптичні вироби у вигляді скінтіляційних детекторів для реєстрації інтенсивності іонізуючого випромінювання, а також вироби біоінженерного призначення, наприклад, контактні лінзи та офтальмологічні імплантати у вигляді інтרוокулярних лінз.

Представлені технологічні розробки значно підвищують якість сформованого в процесі прецизійної лезової алмазної обробки функціонального поверхневого шару полімерної оптики, що значно підвищує її оптичні характеристики та показники довговічності, тобто забезпечує здатність зберігати високий рівень експлуатаційних показників на протязі гарантованого тривалого терміну ефективної експлуатації [1-3].

Застосування спеціального ультрапрецизійного лезового інструменту, який оснащено природним монокристалів алмазу, що відібраний за спеціальною методикою [4], дозволяє здійснювати процес різання, тобто контрольоване спрямоване руйнування шару матеріалу, що зрізується, з

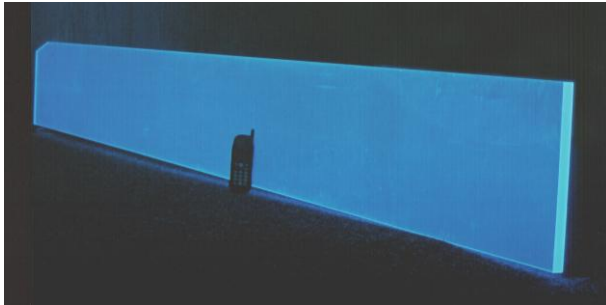
внесенням мінімального рівня дефектів у поверхневий шар обробленого полімеру. Це й забезпечує високі функціональні характеристики та довговічність готових виробів.

Спеціально розроблений і захищений патентом ДПУ UA 71351 [5] різцетримач дозволяє використовувати радіусний алмазний інструмент найбільш ефективно без додаткових перезаточок за рахунок можливості повороту ріжучого леза навколо центру радіусу при вершині без зміни статистичних і динамічних геометричних характеристик і кутів різання. При цьому в процесі різання залучаються незначні ділянки головної ріжучої кромки, що забезпечує високу якість обробленої поверхні.

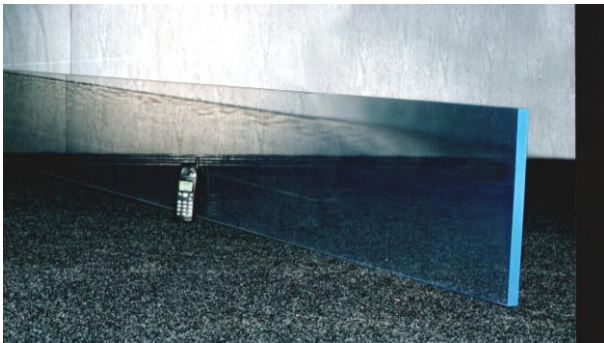
Незважаючи на очевидні переваги полімерної оптики, її широке застосування обмежено через технологічні складності виробництва великогабаритних виробів, тобто виробів, лінійні розміри яких перевищують 10 мм, що виключає застосування методу екструзії і штампування. Запропонована технологія забезпечує можливість високоефективного виробництва полімерної оптики, в тому числі і великогабаритної (наприклад, блоків сцинтиляційних детекторів) один з лінійних розмірів яких може перевищувати 3 метра (див. рисунок).

Як видно з рисунка, завдяки високому ступеню внутрішнього відбиття функціональних поверхонь детектора, обробленого по запропонованій технології, чутливість його до іонізуючого випромінювання багаторазово зростає, що дозволяє окрім жорсткого рентгенівського та альфа-, бета-, гамма-випромінювання реєструвати навіть випромінювання низького рівня, що генерується телефоном стільникового мобільного зв'язку, який працює у форматі GSM 900, навіть у режимі очікування (рис. а).

Впровадження результатів досліджень здійснено на підприємствах України, зокрема на заводі Хімреактив Інституту монокристалів, на виробничій базі відділу пластмасових сцинтиляторів Інституту сцинтиляційних матеріалів НАН України, дослідному виробництві Фізико-технічного інституту НАН України, державному підприємстві ХМЗ "ФЕД", Ізюмському оптико-механічному заводі. Отримано міжнародний сертифікат про ефективність представлених технологічних розробок. Ряд наукових розробок впроваджено у навчальний процес Національного технічного університету "ХПІ" та використовується в лекційних курсах та лабораторних практикумах.



а)



б)

Рисунок – Сцинтиляційний оптичний полімерний детектор, який виготовлено за допомогою представлених технологічних розробок:

- а) реєстрація випромінювання низького рівня, що генерується телефоном стільникового мобільного зв'язку у режимі очікування;
- б) реєстрація випромінювання, що генерується телефоном стільникового мобільного зв'язку у режимі прийому

Теоретичні та практичні розробки, що становлять основу запропонованого технологічного процесу, використовувалися при виробництві пластмасових сцинтиляторів типу "tiles" для міжнародної колаборації CMS, що створила унікальний детектор для експериментів у галузі фізики елементарних частинок на побудованому в CERN (Женева, Швейцарія) прискорювачі з рекордною енергією і, зокрема, для одного з найвідповідальніших блоків детектора елементарних часток – адронного калориметра. Дана робота проводилася спільно з Національним науковим центром "Харківський фізико-технічний інститут".

Наукові та практичні положення, сформульовані в даній роботі, дозволяють моделювати процеси прецизійної і ультрапрецизійної алмазної лезової механічної обробки різних полімерних матеріалів (при цьому враховується їх хімічний склад, фізичні властивості й морфологію і т.п.) і на

підставі створених моделей ефективно управляти якістю виробництва високо функціональних полімерних виробів зі стабільно високими показниками довговічності при оптимальних економічних витрат.

Положення та принципи, що сформульовані в даній роботі, можуть бути застосовані не тільки у процесах виробництва фотонів-оптичних і біоінженерних виробів, але і у виробництві інших видів прецизійних і ультрапрецизійних виробів з аморфних термопластичних матеріалів. Крім того, результати даної роботи можуть служити основою для моделювання і подальшої розробки нових технологічних процесів прецизійної і ультрапрецизійної механічної лезової обробки різних неметалічних матеріалів, які мають специфічні фізико-хімічними властивості.

Висновок. На підставі результатів виконаних комплексних теоретичних і експериментальних досліджень розроблено наукомісткий високоєфективний продукт – технологічний процес виробництва з полімерних матеріалів ультрапрецизійних фотонів-оптичних і біоінженерних виробів, що мають задані експлуатаційні характеристики і стабільно високі показники довговічності. Визначено взаємозв'язок основних фізико-хімічних характеристик оброблюваного матеріалу, сформованих на етапі хімічного виробництва і вихідних якісних характеристик оброблених полімерних виробів. Визначено та сформульовано у вигляді конкретних технологічних вимог основні управляючі дії на технологічні процеси механічної обробки при виробництві високоякісних полімерних виробів фотонів-оптичного і біоінженерних призначення, що включають в себе вибір основного і допоміжного обладнання, ріжучого і вимірювального інструменту, режимів різання, а також регламентують весь хід виробничих операцій і контроль якості виробленої продукції.

Список використаних джерел: 1. *Лавриненко С.Н.* Обеспечение низкого уровня дефектности поверхностей прецизионных и ультрапрецизионных изделий из аморфных полимерных материалов // Резание и инструмент в технологических системах, № 60, 2001, с. 117-120. 2. *Grabchenko A.I., Mamalis A.G., and Lavrynenko S.N.* Microwear of Cutting Tool in Ultraprecision Single-Point Diamond Machining of Polymers for Optical and Bioengineering Application // Int. J. of Nanomanufacturing, Vol. 1, No. 2, 2006, pp. 181-188. (Автор провів експериментальні дослідження, учавствовав в аналізі їх результатів, пропонував критерії износа алмазного інструмента при резанні полімерів). 3. *Lavrynenko S.N., and Mamalis A.G.* On the Precision Single-point Diamond Machining of Polymeric Materials // J. of Materials Processing Technol., V. 181/1-3, 2007, pp. 203-205. 4. *Лавриненко С.Н.* Исследование и моделирование режущей кромки прецизионных алмазных инструментов в наношкале // Резание и инструмент в технологических системах, № 56, 2000, с. 117-120. 5. ДПУ UA 71351 А. Регульованій різцетримач / *Лавриненко С.М., Титаренко О.В.* // Бул. № 11, 2004.

Поступила в редколлегию 15.05.2010

А.С. Манохин, канд. техн. наук, С.А. Клименко, д-р. техн. наук,
Ю.А. Мельничук, канд. техн. наук, Киев, Украина

ПАРАМЕТРЫ СЕЧЕНИЯ СРЕЗА ПРИ ТОЧЕНИИ ИНСТРУМЕНТОМ С ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТЬЮ

Выполнено аналитическое определение толщины среза вдоль режущей кромки инструмента с цилиндрической передней поверхностью, оснащенного круглой режущей пластиной. Определены величины углов в плане и наклона режущей кромки таких инструментов.

Виконано аналітичне визначення товщини зрізу вдовж різальної кромки інструменту з циліндричною передньою поверхнею, оснащеного круглою різальною пластиною. Визначено величини кутів у плані та нахилу різальної кромки таких інструментів.

Analytical methods are used to determine thickness of cut in the every point of cutting edge of round tipped cylindrical-front surface tool. Cutting edge angles and inclination of this tool are evaluated.

Известно, что, из-за пластических явлений в зоне резания, высота неровностей не соответствует рассчитанной исходя из кинематико-геометрических представлений о процессе обработки и превышает ее на величину $H_{пл}$, зависящую от глубины резания, геометрических параметров режущего инструмента и механических свойств обрабатываемого материала [1]. Это явление обусловлено пластическим сдвигом в объеме удаляемого металла в зоне резания и образованием перед сходящей стружкой волны деформации за счет наличия у инструмента главной и вспомогательной режущих кромок. В точке над передней поверхностью инструмента, соответствующей максимальным касательным напряжениям, происходит разделение материала на срезаемую и выдавливаемую части с последующим перемещением последней в сторону вершины формируемой неровности. Таким образом, неравномерность пластической деформации вдоль режущих кромок резца, характерная для несвободного резания, способствует приращению высоты неровностей, образующихся в процессе обработки.

Уменьшить составляющую $H_{пл}$ можно применяя режущий инструмент с цилиндрической передней поверхностью, ось которой направлена в сторону схода стружки [2, 3]. В этом случае условия для пластической деформации в зоне сдвига более благоприятны, что проявляется в минимизации причин, обуславливающих выдавливание металла в формируемую неровность. Кроме того, у инструментов с цилиндрической передней поверхностью проекция режущей кромки на основную плоскость имеет больший радиус кривизны, чем у обычных резцов, что также способствует снижению высоты микронеровностей. Шероховатость поверхности, обработанной резцами

данного типа, до двух раз ниже, чем обработанной обычными резцами при условии равенства подач.

Таким образом, совершенствование конструкции токарных резцов позволяет существенно повысить производительность обработки, обеспечив при этом более высокое качество обработанной поверхности.

Изменение формы передней поверхности инструмента приводит к изменению его геометрических параметров и формы сечения среза, что затрудняет определение размеров срезаемого слоя – толщины среза и длины активной части режущей кромки. Расчет этих величин и оценка их влияния на параметры контактного взаимодействия в зоне резания расширяет возможности по управлению процессом обработки и оптимизации режимов резания.

В настоящей работе представлены аналитические зависимости, определяющие геометрические параметры инструмента и параметры сечения среза при точении резцом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенным негативно установленной круглой режущей пластиной без фаски.

В соответствии с ГОСТ 35762-83, толщина среза – «длина нормали к поверхности резания, проведенной через рассматриваемую точку режущей кромки, ограниченная сечением срезаемого слоя». В соответствии с этим, для расчета ограниченной сечением срезаемого слоя длины нормали a_i к поверхности резания, проведенной через рассматриваемую точку режущей кромки, используется выражение [4], оценка по которому не зависит от формы инструмента, его геометрических параметров и траектории движения:

$$a_i = \frac{\vec{S} \cdot \vec{N}}{|\vec{N}|} = \frac{\vec{S} \left[\vec{P} \times \vec{v}_e \right]}{\left[\vec{P} \times \vec{v}_e \right]},$$

где \vec{S} – вектор подачи; \vec{N} – вектор нормали к поверхности резания в рассматриваемой точке; \vec{v}_e – вектор скорости результирующего движения резания; \vec{P} – вектор касательной к режущей кромке в точке.

Нужно отметить, что при расчете по этому выражению, в точке выхода лезвия из контакта с материалом толщина среза достигает своего максимального значения, а не стремиться к нулю как это имеет дело в действительности. Поэтому в настоящей работе толщину среза будем находить, как длину нормали к поверхности резания, проведенную через рассматриваемую точку режущей кромки и ограниченную поверхностью, образованной при предыдущем проходе инструмента или еще не обработанной поверхностью детали.

Для решения поставленной задачи зададимся системой координат (рис. 1): $OXYZ$ – неподвижная система, ось OZ которой направлена вдоль оси детали; $(OXYZ)_0$ – система, которая вращается вокруг оси OZ и перемещается вдоль нее; $(OXYZ)_1$ – система, образованная параллельным переносом системы $(OXYZ)_0$ вдоль оси X_0 на расстояние $(R - t)$. Система $(OXYZ)_2$ образована

поворотом системы $(OXYZ)_1$ против часовой стрелки на угол λ вокруг оси OX_1 ; система $(OXYZ)_3$ образована поворотом системы $(OXYZ)_2$ вокруг оси OZ_2 на угол γ (плоскость $(OYZ)_3$ этой системы совпадает с передней поверхностью инструмента).

Задавая движение линии контакта поверхности детали и режущей кромки инструмента (вращательное вокруг продольной оси детали и прямолинейное вдоль нее) определим форму обработанной поверхности и направляющую вектора нормали к поверхности резания в рассматриваемой точке режущей кромки.

Вектор нормали к поверхности резания в рассматриваемой точке $M_0(x_0; y_0; z_0)$ режущей кромки:

$$\vec{N} = [\vec{P} \times \vec{v}_e].$$

Определив вектор нормали \vec{N} , и, соответственно, параметрические уравнения линии, перпендикулярной к поверхности резания, найдем координаты точки $M_1(x_1; y_1; z_1)$ пересечения этой линии с обработанной на предыдущем витке поверхностью либо с обрабатываемой поверхностью, решив систему уравнений:

$$\begin{cases} X(\varphi, \theta) - (x_0 + a \cdot t) = 0 \\ Y(\varphi, \theta) - (y_0 + b \cdot t) = 0 \\ Z(\varphi, \theta) - (z_0 + c \cdot t) = 0 \end{cases},$$

где R – радиус обрабатываемой детали; $X(\varphi, \theta)$; $Y(\varphi, \theta)$; $Z(\varphi, \theta)$ – выражения, определяющие в параметрическом виде обработанную поверхность; θ, φ, t – параметры уравнений, определяющих обработанную поверхность и прямую, нормальную к поверхности резания.

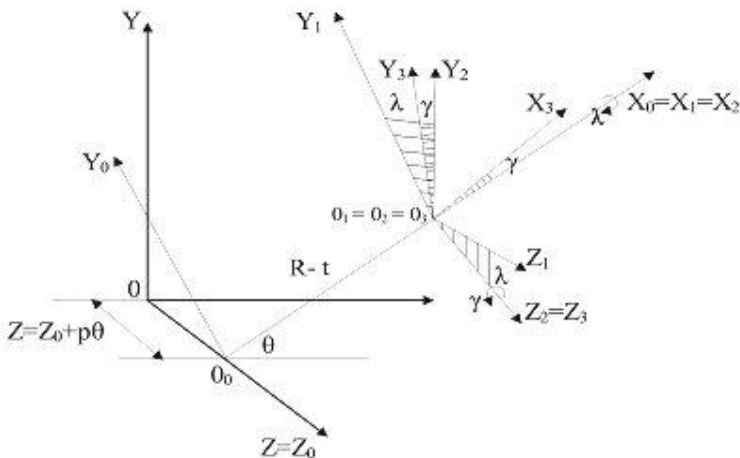


Рисунок 1 – Рассматриваемые системы координат

Приведенная система учитывает, что при $\sqrt{x_1^2 + y_1^2} \leq R^2$ нормаль пересекает обработанную поверхность, образованную при предыдущем проходе инструмента; при $\sqrt{(x_0 + a \cdot t)^2 + (y_0 + b \cdot t)^2} = R^2$ точка M_1 лежит на еще не обработанной поверхности.

Зная координаты точек M_0 и M_1 , легко рассчитать толщину среза a как расстояние между ними.

Форму режущей кромки при $\varphi \in \varphi_0 \dots \varphi_1$ определим в системе $(OXYZ)_3$ зависимостями:

$$\begin{cases} X_3 = 0 \\ Y_3 = r \cdot \cos \varphi - 1 \\ Z_3 = r \cdot \sin \varphi \end{cases} \text{ или в матричной форме: } \mathbf{M}(\varphi) = \begin{pmatrix} 0 \\ r \cdot (\cos \varphi - 1) \\ r \cdot \sin \varphi \\ 1 \end{pmatrix}.$$

Матрицы преобразований координат для перехода от системы, связанной с режущей кромкой, к неподвижной системе координат, связанной с заготовкой, запишем в виде:

$$\mathbf{M}r = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & R-t \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{M}\gamma = \begin{pmatrix} \cos \gamma & \sin \gamma & 0 & 0 \\ -\sin \gamma & \cos \gamma & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix};$$

$$\mathbf{M}\lambda = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \cos \lambda & -\sin \lambda & 0 \\ 0 & \sin \lambda & \cos \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}; \quad \mathbf{M}\theta = \begin{pmatrix} \cos \theta & -\sin \theta & 0 & 0 \\ \sin \theta & \cos \theta & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & p \cdot \theta \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix}.$$

Перемножая матрицы преобразований систем координат, запишем переход от системы координат $(OXYZ)_3$, связанной с инструментом, к неподвижной системе $OXYZ$ в виде $\mathbf{M}(\theta) = \mathbf{M}\theta \cdot \mathbf{M}r \cdot \mathbf{M}\lambda \cdot \mathbf{M}\gamma$.

Откуда получаем параметрические уравнения траекторий движения точек режущей кромки инструмента в неподвижной системе XYZ , и, при известных θ и φ , координаты точки в этой системе координат точки $M_0(x_0; y_0; z_0)$, в которой определяется толщина. Аналогично в неподвижной системе координат найдем и направляющий вектор нормали к поверхности резания в рассматриваемой точке режущей кромки:

$$\begin{vmatrix} X(\varphi, \theta) \\ Y(\varphi, \theta) \\ Z(\varphi, \theta) \\ 1 \end{vmatrix} = \mathbf{M}(\theta) \cdot \mathbf{M}(\varphi) \quad \text{и} \quad \begin{vmatrix} a(\varphi, \theta) \\ b(\varphi, \theta) \\ c(\varphi, \theta) \\ 1 \end{vmatrix} = \mathbf{M}(\theta) \cdot \mathbf{N}(\varphi)$$

Результаты расчета по приведенным зависимостям толщины среза вдоль режущей кромки инструмента позволяют проанализировать влияние на нее подачи, переднего угла и формы передней поверхности инструмента (рис. 2).

Как видно, для инструмента с цилиндрической передней поверхностью сечение среза имеет более вытянутую форму за счет большей длины контакта, а максимальная толщина среза у таких резцов в диапазоне подач 0,1–0,5 мм/об меньше, чем у стандартных инструментов. Указанное обуславливает увеличение доли участка контакта резца с обрабатываемым материалом на участке округления режущей кромки инструмента с цилиндрической передней поверхностью в сравнении с резцом с плоской передней поверхностью, что сопровождается сменой резания упруго-пластическим смятием материала и, способствует, возникновению выглаживающего эффекта на этих участках.

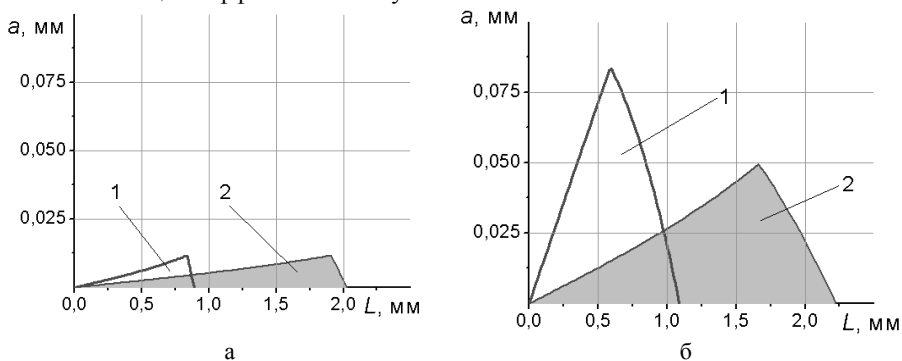


Рисунок 2 – Изменение толщины среза вдоль режущей кромки резца
 $(t = 0,1 \text{ мм}; \varnothing = 50 \text{ мм}; \gamma = -10^\circ; \text{ режущая пластина диаметром } d = 7 \text{ мм})$
 $a - S = 0,1 \text{ мм/об}; \text{ б} - S = 0,5 \text{ мм/об}; 1 - \text{ резец с плоской передней поверхностью};$
 $2 - \text{ резец с цилиндрической передней поверхностью}$

Максимальная толщина среза для инструмента с цилиндрической передней поверхностью с ростом подачи возрастает меньше, чем это имеет место для инструмента с плоской передней поверхностью. Это же относится и к увеличению ширины сечения среза, но в меньшей степени.

Максимальная толщина среза, кроме подачи, определяется также размером применяемой режущей пластины и передним углом инструмента (рис. 3, а). В связи с меньшими величинами максимальной толщины среза, инструмент с цилиндрической передней поверхностью, в сравнении с резцом с плоской передней поверхностью, может производить обработку с более высокими подачами при обеспечении прочности инструмента.

Длина активной части режущей кромки в диапазоне рассматриваемых условий обработки находится в пределах 1,5–3,0 мм (рис. 3, б). Как показывают расчетные данные, подача и диаметр обрабатываемой детали

вливают на длину активной части режущей кромки незначительно, и, следовательно, в отличие, например, от однокромочного косоугольного инструмента при обработке крупногабаритных изделий, в данном случае нет необходимости применять режущие пластины больших размеров. Толщина среза практически не зависит от диаметра заготовки и определяется подачей, передним углом, а так же размером режущей пластины.

Для инструмента с цилиндрической передней поверхностью характерным является изменение вдоль режущей кромки в статической системе координат угла наклона режущей кромки и углов в плане, что обуславливает неравномерность пластической деформации удаляемого материала вдоль режущей кромки и оказывает влияние на качество обработанной поверхности.

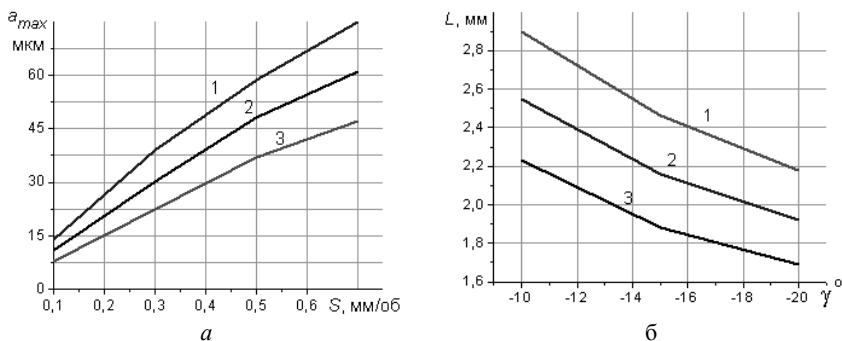


Рисунок 3 – Зависимости максимальной толщины среза от подачи (*a*) ($l - d = 7$ мм; $\gamma = -10^\circ$; $2 - d = 12,7$ мм; $\gamma = -10^\circ$; $3 - d = 7$ мм; $\gamma = -20^\circ$) и длины режущей кромки от статического переднего угла для резцов с режущими пластинами разного диаметра (*б*) ($l - 12,7$ мм; $2 - 9,52$ мм; $3 - 7$ мм). ($S = 0,5$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $\varnothing = 100$ мм)

Кинематический угол наклона кромки λ_k (угол в кинематической плоскости резания между режущей кромкой и кинематической основной плоскостью) и угол в плане [5] определяются выражениями векторной алгебры:

$$\lambda_k = \frac{\pi}{2} - \frac{\vec{P} \cdot \vec{v}_e}{|\vec{P}| \cdot |\vec{v}_e|}, \quad \cos(\varphi_k) = \arccos \frac{\vec{N}_{Pn} \cdot \vec{N}_S}{|\vec{N}_{Pn}| \cdot |\vec{N}_S|},$$

где \vec{N}_{Pn} и \vec{N}_S – вектора нормалей к кинематической плоскости резания и рабочей плоскости.

Влияние диаметра режущей пластины на значения кинематического угла наклона вдоль режущей кромки показано на графиках (рис. 4). Изменение величины статического переднего угла инструмента с цилиндрической передней поверхностью (табл. 1) оказывает влияние на длину режущей

кромки и на значение угла ее наклона в точке выхода инструмента из контакта с обрабатываемой заготовкой, где эта величина имеет максимальное значение.

Таблица 1 – Влияние переднего угла инструмента на длину режущей кромки резца и кинематический угол наклона режущей кромки

Передний угол γ , град.	-5	-10	-15	-20	-25
Длина режущей кромки L , мм	2,88	2,23	1,88	1,68	1,54
Кинематический угол наклона режущей кромки λ_k , град.	-37,7	-27,8	-22,6	-19,2	-16,64

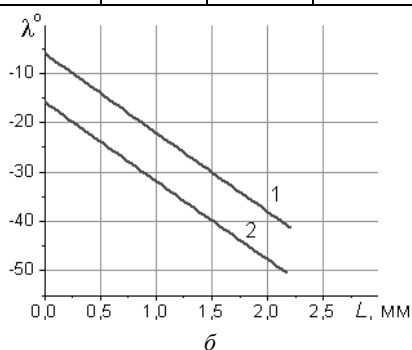
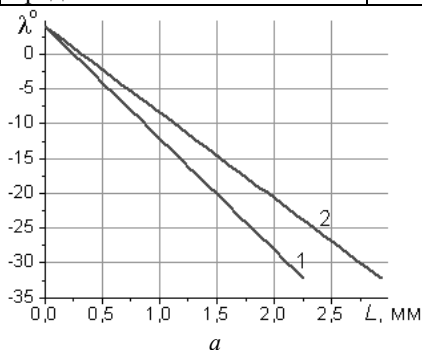


Рисунок 4 – Величина кинематического угла наклона по длине режущей кромки резца с цилиндрической передней поверхностью: а – без дополнительного поворота режущей пластины ($1 - d = 7$ мм; $2 - d = 12,7$ мм); б – при дополнительном повороте режущей пластины ($1 - \lambda_0 = -10^\circ$; $2 - \lambda_0 = -20^\circ$) ($S = 0,5$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $\varnothing = 100$ мм; $\gamma = -10^\circ$)

Угол наклона режущей кромки можно изменить за счет обеспечения дополнительного поворота режущей пластины на угол λ_0 (рис. 1). Это способствует более интенсивному росту и реализации больших значений кинематического угла наклона режущей кромки λ_k (рис. 4, б).

Величина кинематического угла в плане инструмента с цилиндрической передней поверхностью меньше, чем у обычного резца с режущей пластиной такого же радиуса (рис. 5). Это является одним из факторов, позволяющих обеспечивать высокое качество обработки при использовании инструментов с цилиндрической передней поверхностью. Уменьшение у инструмента переднего угла или наличие дополнительного угла λ_0 способствует росту значений угла в плане вдоль кромки резца.

Наличие перегиба на зависимостях, представленных на рис. 5, связано с тем, что в процессе резания участвуют главная и вспомогательная режущие кромки инструмента.

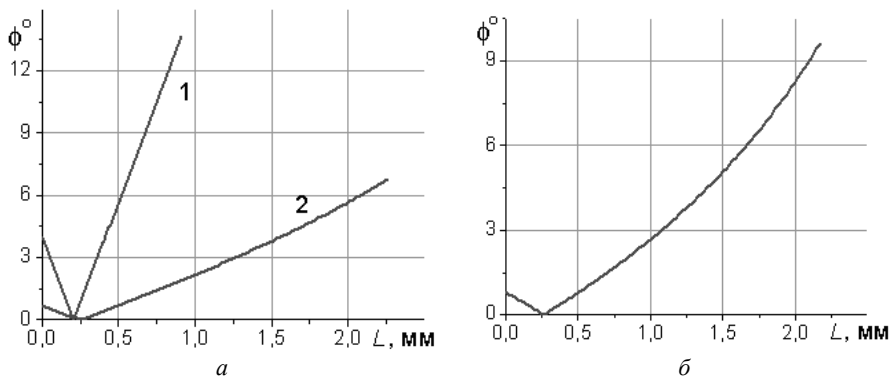


Рисунок 5 – Изменение величины угла в плане по длине режущей кромки: *a* – без дополнительного поворота режущей пластины (1 – обычный резец; 2 – резец с цилиндрической передней поверхностью); *б* – для резца с цилиндрической передней поверхностью при дополнительном повороте режущей пластины на угол $\lambda_0 = -20^\circ$ ($t = 0,1$ мм; $\varnothing = 50$ мм; $\gamma = -10^\circ$)

Кинематические значения заднего угла вдоль режущей кромки изменяются незначительно, увеличиваясь на величину до двух градусов в направлении точек, ограничивающих контакт инструмента с обрабатываемой заготовкой.

Выводы. Представлены аналитические зависимости для определения параметров сечения среза при точении резцом с цилиндрической передней поверхностью, оснащенный негативно установленной круглой режущей пластиной без фаски.

Рассмотрено изменение величин углов наклона режущей кромки и в плане резца вдоль режущей кромки инструмента, учитывая наличие главной и вспомогательной режущих кромок.

Показано, что величина кинематического угла в плане инструмента с цилиндрической передней поверхностью меньше, чем у обычного резца с режущей пластиной такого же радиуса. Кроме того, величину угла наклона режущей кромки резца можно увеличить за счет обеспечения дополнительного поворота режущей пластины на угол λ_0 .

Список использованных источников: 1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Т.5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАН Украины, 2006. – 316 с. 2. Киппер Э.Е., Клименко С.А. Чистовое точение износостойких наплавленных покрытий // Технологические методы повышения эксплуатационных свойств деталей машин: Тез. докл. Укр. науч.-практ. конф., май 1992, Севастополь. – Харьков: з-д ФЭД, 1992. – С. 26. 3. Точение износостойких защитных покрытий / С.А. Клименко, Ю.А. Муковоз, Л.Г. Полонский, П.П. Мельничук. – К.: Техніка, 1997. – 144 с. 4. Родин П.Р. Основы проектирования режущих инструментов. – К.: Вища шк., 1990. – 484 с. 5. Равська Н.С., Ковальова Л.І., Родін Р.П. Про визначення товщини зрізу вздовж різальної кромки інструменту // Вісник національного технічного університету України «Київський політехнічний інститут». Серія Машинобудування. – 2009. – № 56. – С. 113–119.

Поступила в редколлегию 15.02.2010

В.А. Марунич, канд. техн. наук, Днепропетровск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

Підвищення ефективності лезвійної обробки матеріалів ґрунтується на розробленому новому процесі, який названий ковзним різанням. Процес забезпечує зменшення силової напруженості процесу в зоні різання, його енергосмності та роботи на подолання деформацій. Сформульована гіпотеза про механізм ковзного різання металів та дано кінематичне визначення процесу ковзного різання матеріалів.

Повышение эффективности лезвийной обработки материалов основывается на разработанном новом процессе, названном скользящим резанием. Процесс обеспечивает уменьшение силовой напряженности процесса в зоне резания, его энергоемкости и работы на преодоление деформаций. Сформулирована гипотеза о механизме скользящего резания металлов и дано кинематическое определение процессу скользящего резания материалов.

The increase of effectiveness edge cutting machining of materials based on the new process. This process has name a sliding cutting. It has ensured the decrease of forces strength of this process in the cutting area, its duty and work for overcoming of deformations. Preconceived hypothesis about mechanics of sliding metalcutting and the kinematic definition of process of sliding cutting of materials is given.

При резании материалов возникают значительные силы и температура, которые приводят к снижению качества поверхностного слоя, производительности и точности обработки. Процессы точения и фрезерования пластичных и упругих материалов сопровождаются значительной работой на преодоление деформаций. В общей работе резания на долю деформации приходится 55%, трения по передней поверхности – 35% и трения по задней поверхности – 10% [1,2].

Установлено, что при резании металлов более 99,5% работы переходит в теплоту [1-4]. Поэтому уменьшение силовой напряженности процесса резания, его энергоемкости и работы на преодоление деформаций, как результат преобразования энергии деформации непосредственно в работу разрыва межатомных или межмолекулярных связей обрабатываемого материала на более ранней стадии является важной научной проблемой. Дело в том, что решение этой проблемы позволит получить более высокое качество поверхностного слоя после точения и фрезерования материалов и исключить дальнейшие доводочные операции, а это является решением важной народно-хозяйственной задачи.

Одним из путей уменьшения работы деформации связывают с высокоскоростным резанием. Идея высокоскоростного резания базируется на теоретическом положении физики твердого тела, согласно которому при увеличении скорости пластической деформации металла область последней

уменьшается и металл становится более хрупким. Вследствие этого уменьшается относительная работа пластической деформации, а, следовательно, количество выделившейся теплоты и более низкая температура в зоне резания [2].

Анализ работ [2,5-11] показывает, что внедрение высокоскоростного резания в производство до настоящего времени носит ограниченный характер и требуется решать множество технических и экономических проблем. Основные из них:

1. Оборудование для высокоскоростного резания должно иметь скорость вращения шпинделя более 30000 об/мин. (новые конструкции шпинделей), повышенную жесткость и температурную компенсацию основных узлов, быстродействие системы ЧПУ. Поэтому станки для высокоскоростного резания являются дорогостоящими [5].

2. При высокоскоростной обработке должна быть обеспечена соответствующая безопасность работ [2,5].

3. Отсутствие нароста, застойной зоны и упрочнение металла в зоне пластического контакта повышают интенсивность адгезионных и диффузионных процессов, что способствует значительному износу режущей части инструмента. Кроме того, существенно влияют на износ инструмента биение и вибрации [11].

4. При сверхскоростной обработке силы инерции достигают до 50% от главной составляющей силы резания [2].

Из вышеизложенного следует, что высокоскоростное резание не решает в полной мере проблему, и, в этой связи, не получило широкого применения в промышленности.

Уменьшение силовой напряженности процесса резания без снижения при этом производительности обработки является важной задачей [12-14]. Авторами этих работ проводились теоретические и экспериментальные исследования энергоемкости процессов лезвийной и абразивной обработки с целью определения условий ее уменьшения и показали, что добиться наиболее существенного снижения энергоемкости при лезвийной обработке можно. Для этого необходимо увеличить коэффициент резания $K_{рез} = P_z/P_y$, где P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания. Однако, как показывает практика, добиться значительного увеличения коэффициента резания $K_{рез}$ при резании традиционными лезвийными инструментами не удается [14].

Для того чтобы добиться снижения работы резания предлагается создать условия, при которых будет проявляться известный эффект Баушингера. Однако обеспечить такие условия при традиционном резании можно только при реверсе вращения заготовки и переустановке резца, что приведет к значительному снижению производительности [15].

На бытовом уровне люди с давних времен используют эффект скользящего резания, который заключается в том, что при внедрении лезвия в материал осуществляется его скольжение по обрабатываемой поверхности. Примером может служить форма сабли наших предков, запорожских казаков, и умение казаков рубить «наотмашь». Косари на сенокосе выполняют косой подсекающие движения для эффективного скоса травостоя. Все мы с вами при нарезании хлеба, не задумываясь, совершаем возвратно-поступательные движения ножом, чтобы уменьшить деформацию хлеба перед его разделением на части.

Для повышения эффективности лезвийной обработки материалов путем уменьшения силовой напряженности процесса резания, его энергоемкости и работы на преодоление деформаций обрабатываемого материала разработан новый процесс, названный скользящим резанием.

Под скользящим резанием понимается процесс обработки, при котором скольжение режущей кромки, во время рабочего цикла, по поверхности резания в направлении главного движения превалирует над ее перемещением в направлении движения подачи.

Положительное влияние эффекта скользящего резания с целью достижения высокого качества обработанной поверхности приведены в работах [16-25].

Необходимым условием проявления эффекта скользящего резания для управления интенсивностью физических процессов, происходящих в зоне резания, является установление угла наклона кромки λ в пределах: $70^\circ \leq \lambda \leq 90^\circ$.

Такое положение режущей кромки лезвия инструмента в принципиальной кинематической схеме резания существенным образом меняет соотношение угловых и линейных скоростей элементарных абсолютных движений, сообщаемых точкам режущей кромки и заготовке.

Анализ и теоретическое исследование возможных принципиальных кинематических схем резания и движения их составляющих с эффектом скольжения кромки по поверхности резания, открывают широкие возможности для создания новых, в настоящее время еще неизвестных, методов обработки и конструкций режущих инструментов.

Гипотеза о механизме скользящего резания металлов заключается в следующем.

Механизм: при контакте инструмента с заготовкой, режущая кромка которого, во время рабочего цикла, скользит по поверхности резания в направлении главного движения и перемещается в направлении движения подачи, происходит их силовое взаимодействие. При этом первоначальный контакт рабочей части инструмента с заготовкой произойдет между вершиной выступа субшероховатости режущей кромки, который находится ближе к обрабатываемой поверхности, и обрабатываемым металлом. В результате силового воздействия выступа на обрабатываемый металл

возникают растягивающие напряжения в направлении скорости резания и сжимающие напряжения в направлении скорости подачи. Таким образом, происходит локализация напряжений разного характера (растяжения и сжатия) в поверхностном слое обрабатываемого металла и создаются условия стеснения подвижности его атомов. При достижении силы межатомных связей происходит разрыв этих связей и образуется микротрещина, которая развивается в направлении движения подачи. Скользящее движение кромки по обрабатываемой поверхности включает новые последующие контактные силовые взаимодействия выступов субшероховатости и шероховатости с обрабатываемым материалом, следствием которого является образование множества микротрещин. Образовавшиеся микротрещины объединяются в макротрещину, которая начинает распространяться перед режущей кромкой при ее перемещении, разрушая металл на более ранней стадии пластической деформации в направлении движения подачи. Макротрещина перемещается одновременно с режущей кромкой в плоскости резания. В результате происходит срезание слоя обрабатываемого металла и формируется сливная стружка, которая представляет собой сплошную ленту без разрывов и трещин.

При скользящем резании обеспечивается гораздо лучшее проникновение лезвия в металл и за счет «кинематического заострения».

Дело в том, что в результате новой кинематики, осуществляемой, например, при скользящем точении, существенно изменяются угловые кинематические параметры, которые в значительной степени отличаются от кинематических параметров при традиционном точении.

Сущность новой кинематики заключается в следующем (рис.1).

Первоначальный контакт режущей кромки 1 с обрабатываемой заготовкой 2 произойдет в точке m . Точка m , занимая свое пространственное положение в принципиальной кинематической схеме, в результирующем движении, перемещаясь по обрабатываемой поверхности 3 , во время рабочего цикла, займет положение m' , а последней точкой режущей кромки, которая войдет в контакт с заготовкой в конце рабочего цикла будет точка k в положении k' . Все точки режущей кромки за первый рабочий цикл будут постепенно врезаться в обрабатываемый материал со смещением (скольжением) по поверхности, образуемой кромкой в результирующем движении в направлении скорости резания V от m до k . При этом перемещение каждой точки режущей кромки, во время рабочего цикла, по обрабатываемой поверхности в направлении движения подачи D_S будет различным, и изменяться от перемещения точкой m , равное подаче S , до нуля в точке k' . При следующем рабочем цикле точка m переместится по обрабатываемой поверхности в направлении движения подачи D_S на расстояние $2S$, а точка k на расстояние S .

Рабочая длина режущей кромки K_p определяется из соотношения:

На рисунке 3 показано врезание произвольной точки N режущей кромки лезвия токарного проходного резца в обрабатываемый металл. Известно, что стружка сходит по передней поверхности в направлении $90^\circ-\lambda_k$, то есть в направлении NK . Предположив, что задняя поверхность лезвия лежит в рабочей плоскости Ps (задний угол $\alpha=0$), рассмотрим кинематический угол заострения β_k и кинематический передний угол γ_k . Так как инструментальные углы измеряются в нормальной секущей плоскости Pn , а кинематические – в кинематической главной секущей плоскости $P\tau k$, то между этими углами существует геометрическая связь, которая проявляется в следующем:

$$a \cdot \operatorname{tg} \beta_u = b \cdot \operatorname{tg} \beta_k = h, \quad (2)$$

где h – общая высота лезвия проходного резца; a, b – соответствующие размеры по рис. 3

Так как между размерами существует зависимость:

$$\frac{a}{b} = \cos \lambda_k, \quad (3)$$

то, подставив выражение (1) и (3) в (2), получим следующую формулу:

$$\operatorname{tg} \beta_k = \operatorname{tg} \beta_u \cdot \cos \lambda_k = \operatorname{tg} \beta_u \cdot \cos \lambda_u - \eta. \quad (4)$$

Из формулы (4) определим зависимость для кинематического угла заострения β_k лезвия проходного резца для скользящего точения от угла заострения β_u и инструментального угла наклона кромки λ_u :

$$\beta_k = \operatorname{arctg} \left[\operatorname{tg} \beta_u \cdot \cos \lambda_u - \eta \right]. \quad (5)$$

При этом на зависимость (5) накладывает отпечаток скорость подачи V_s , так как $\eta = f \cdot V_s$.

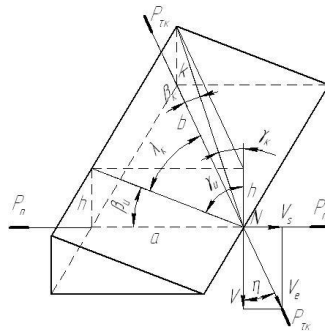


Рисунок 3 – Схема определения кинематических угловых параметров лезвия при скользящем точении

Кинематический передний угол γ_k измеряется в направлении схода стружки по передней поверхности и определяется аналогично углу β_k из геометрической зависимости:

$$\frac{a}{\operatorname{tg} \gamma_u} = \frac{b}{\operatorname{tg} \gamma_k} = h, \quad \operatorname{tg} \gamma_k = \frac{\operatorname{tg} \gamma_u}{\cos \lambda_k}. \quad (6)$$

Подставив соответствующие значения в выражение (6) получим:

$$\gamma_k = \operatorname{arctg} \frac{\operatorname{tg} \gamma_u}{\cos \lambda_u - \lambda}. \quad (7)$$

Значение кинематического заднего угла α_k определяется по формуле [30]:

$$\alpha_k = \operatorname{arctg} \left[\operatorname{tg} \alpha_u \cdot \cos \lambda_u - \lambda \right].$$

При скользящем резании угол наклона кромки λ устанавливается в пределах $70^\circ \leq \lambda \leq 90^\circ$, подставив это значение угла в формулы (5) и (7) получим, что передний кинематический угол γ_k увеличивается в 4 и более раза, а угол заострения уменьшается в 4 и более раза.

Таким образом, происходит существенное «кинематическое заострение».

Условие стеснения подвижности атомов или молекул в зоне скользящего резания и разрыв связей на более ранней стадии деформации можно объяснить на примере деформированного состояния малого объема тела. Различают три основных вида деформированного состояния малого объема тела [1].

1. Растяжение (рис. 4,а), при котором вдоль одной из трех главных осей деформации наблюдается удлинение, а вдоль двух остальных главных осей – укорочение.

2. Сжатие (рис. 4,б), при котором вдоль одной из трех главных осей деформации наблюдается укорочение, а вдоль двух остальных главных осей – удлинение.

3. Сдвиг (рис. 4,в), при котором деформация вдоль одной из трех главных осей отсутствует, вдоль второй главной оси наблюдается укорочение, а вдоль третьей главной оси – равное ему удлинение.

При скользящем резании (рис. 4,г) напряжения растяжения действуют в направлении главного движения (ось y), а напряжения сжатия в направлении движения подачи (ось x). Таким образом, вдоль оси y должно происходить усиленное удлинение, вдоль оси x – усиленное укорочение, а вдоль оси z – одновременное удлинение и укорочение.

Экспериментальное подтверждение снижения энергоемкости процесса скользящего резания материалов (пенопластов) приведено в работе [26].

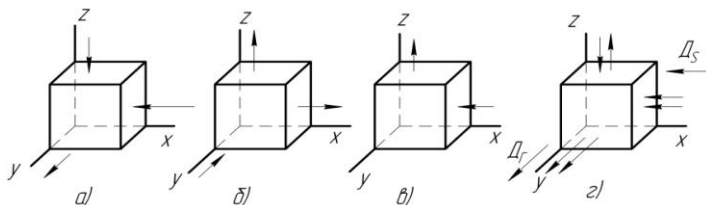


Рисунок 4 – Виды деформированного состояния малого объема тела

Количество теплоты при резании металлов можно определить выражением[31,32]:

$$Q = Q_o + Q_{mn} + Q_{mz} ,$$

где Q_o – теплота деформации, образующаяся на условной плоскости сдвига; Q_{mn} – теплота трения, образующаяся на передней поверхности режущего инструмента в пределах длины контакта между стружкой и инструментом; Q_{mz} – теплота трения на задней поверхности режущего инструмента в пределах площадки контакта между задней поверхностью и поверхностью резания.

При скользящем резании металла теплота деформации Q_o незначительна в связи с действием нового механизма. Энергия деформации преобразовывается в работу разрыва межатомных связей на более ранней стадии.

Теплота трения Q_{mn} , образующаяся на передней поверхности режущего инструмента между стружкой и контактной поверхностью, возрастает в результате увеличения длины контакта (см. рис.3) и трения, как следствия скольжения по обрабатываемой поверхности лезвия инструмента.

Теплота трения Q_{mz} на задней поверхности также возрастает по вышеупомянутым причинам.

Не смотря на повышение температуры в результате увеличения внешнего трения по передней и задней поверхностям лезвия инструмента, при определенных параметрах режима скользящего точения, заготовка и инструмент нагреваются слабо. Процесс отделения стружки от заготовки происходит практически при «холодном точении» металла. В этой связи отпадает необходимость применения СОТС, что позволяет решить важную народнохозяйственную задачу по улучшению экологии в механических цехах.

Результаты проведенных опытов полностью подтвердили предположение о «холодном точении» металлов при скользящем резании и достижении высокого качества обработанной поверхности.

Шероховатость обработанной поверхности измеряли на информационно-вычислительном комплексе мод. 170623.1, который предназначен для подключения датчика и мотопривода профилометра модели 107622 к персональному настольному компьютеру типа IBM/PC и управления их работой в процессе измерения и обработки сигнала измерительной информации – трассирования, снятия профиля, его визуализации. Комплекс проводил измерения геометрических размеров особенностей профиля, вычисления параметров шероховатости, а также запись результатов измерений на компьютер и распечатку их на принтере.

Профилограмма и результаты измерений приведены на рис.5.

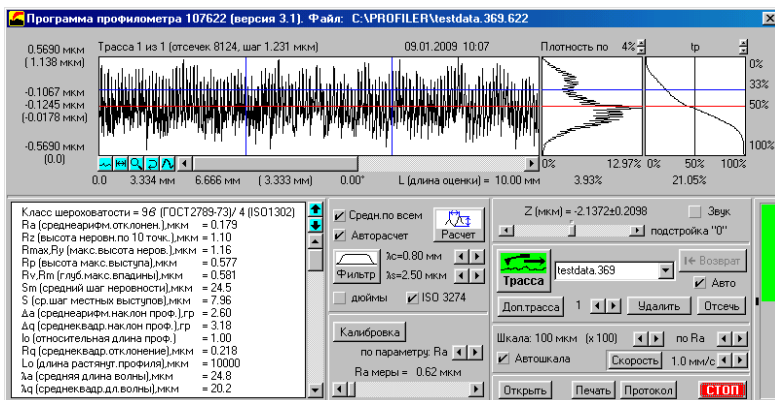


Рисунок 5 – Профилограмма обработанной поверхности стали 45 скользящим точением

Выводы: 1. Разработан новый процесс скользящего резания материалов, основанный на новой кинематике движения точек режущей кромки, в результате которой в контактной зоне лезвия и заготовки действуют напряжения разного характера: растяжения и сжатия. Это создает условие стеснения подвижности молекул или атомов обрабатываемого материала непосредственно перед режущей кромкой и наступает хрупкое разрушение, представляющее собой разрыв с низкой энергией. Скользящее резание материалов позволяет обеспечить высокое качество обработанной поверхности при точении металлов: $Ra=0,18$ мкм. 2. Сформулирована гипотеза о механизме скользящего резания металлов и дано кинематическое определение процессу скользящего резания материалов. Показано, что основой обеспечения эффекта скользящего резания является установление угла наклона режущей кромки λ в пределах $70^\circ \leq \lambda \leq 90^\circ$. 3. Характерным для скользящего точения металлов является низкая температура в зоне резания из-за преобразования энергии деформации в работу разрыва межатомных связей обрабатываемого материала при отделении части материала (стружки) и формирования новых поверхностных слоев деталей на более ранней стадии деформации. 4. Выведены формулы для определения числовых значений кинематического угла заострения β_k и переднего угла γ_k для скользящего продольного точения материалов. При этом установлено, что при скользящем резании имеет место существенное «кинематическое заострение». Кинематический угол заострения β_k уменьшается более чем в 4 раза по сравнению с инструментальным углом заострения β_n , а кинематический передний угол γ_k увеличивается более чем в 4 раза по сравнению с передним инструментальным углом γ_n . 5. Показана причина разрыва межатомных связей на более ранней стадии деформации обрабатываемого материала на примере деформированного состояния малого объема тела.

Список использованных источников: 1. *Бобров В.Ф.* Основы теории резания металлов. М.: Машиностроение, 1975. – 344с. 2. *Яцерицын П.И., Фельдштейн Е.Э., Корниевич М.А.* Теория резания. – Минск – Москва: Новое знание, 2007. – 512с. 3. *Зворыкин К.А.* Работа и усилие, необходимые для отделения металлической стружки. Сб. «Технический сборник и вестник промышленности», С-Петербург, 1883. 4. *Брикс А.А.* Резание металлов. С-Петербург. 1896. 5. *Внуков Ю.Н., Павлюченко И.Н.и др.* Проблемы эффективного внедрения процессов высокоскоростного резания // Сучасні технології у машинобудуванні: Збірник наукових статей / За заг. ред. А.І. Грабченка. – Том 1. – Харків: НТУ «ХПІ», 2006. – С.43-56. 6. *Gente A.* Chip Formation in Machining Ti6Al14V at Extremely High Cutting Speeds / A. Gente, H.-W. Hoffmeister // Annals of CIRP. 2001. V. 50. № 1. P. 49-52. 7. *Потапов А.А.* Высокоскоростная обработка / А.А. Потапов, Г.И. Айзеншток. М.: ВНИИТЭМР, 1986. 8. *Toenshoff H.K.* Chip Formation at High Cutting Speeds / H.K. Toenshoff, H. Winkler, M. Patzke // ASME PED. 1984. V. 12. P. 95-104. 9. *Ippolito R.* High Speed Machining: Tool Performance and Surface Finish in Steel Turning / R. Ippolito, R. Tornincasa, R. Levi // Annals of CIRP. 1988. V. 37. №1. P. 105-108. 10. *Flom D.G.* High-speed machining / D.G. Flom, R. Komanduri // Metal Handbook. V.16. Machining ASM International, 1989. S. 597-606. 11. *Scherer J.* Zerspanenvon Aluminium bei hohen Schnittgeschwindigkeiten / J. Scherer // Wersstatt und Betrieb. 1984. Bd. 117. №7 S. 355-358. 12. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. Пособие / *Якимов А.В., Новицов Ф.В.и др.* – Одесса: ОГПУ, 1999. 450с. 13. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. *Ф.В. Новоикова и А.В. Якимова.* В десяти томах. – Т.1 «Механика резания материалов» – Одесса: ОНПУ, 2002. –580с. 14. *Новицов Т.В., Кленов О.С.* Исследование энергоёмкости процессов лезвийной и абразивной обработки материалов // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ» 2008.– Вып.75. – С. 282-288. 15. *Федотьева Л.П., Надсін В.С., Федотьев А.М.* Визначення меж раціонального використання керованого процесу ротаційного різання // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ» 2008.– Вып.75. – С. 420-427. 16. Режущий инструмент А.с. 1117149. СССР. / *В.А. Марунич, Ю.А. Барковскийи др.* – Оpubл. 1984, Бюл. №37. 17. Режущий инструмент А.с. 1136381. СССР. / *В.А. Марунич, В.Д. Дручков и др.* – 1984. 18. Режущий инструмент А.с. 1152723. СССР. / *В.А. Марунич, В.Д. Дручков, Н.Я. Горбатко.* – Оpubл. 1985, Бюл. №16. 19. Инструмент для механической обработки материалов А.с. 1219387. СССР. В29С37/00 / *В.Д. Дручков, В.А. Маруничи др.* – № 3649606/23-05; Заявл. 10.10.83; Оpubл. 23.03.86, Бюл. №11. – 2с.: ил. 20. Режущий инструмент для обработки пенопластов А.с. 1240609. СССР. В29С37/00 / *В.А. Марунич, А.Т. Коновалов и др.* – № 3853609/23-05; Заявл. 11.02.85; Оpubл. 30.06.86, Бюл. №24. – 2с.: ил. 21. Резец для обработки полимерных материалов А.с. 1351803. СССР. В29С37/00 / *В.А. Марунич, Л.И. Таран и др.* – № 3924590/23-05; Заявл.08.07.85; Оpubл. 15.11.87, Бюл. №42 – 3с.: ил. 22. Патент России 2031790. Способ обработки материалов резанием / *В.А. Марунич.* Бюл. №9. – 1995. 23. Патент України 19905. Спосіб обробки матеріалів різанням / *В.О. Марунич.* Бюл. №1. – 2007. 24. Патент України 88094. Спосіб обробки матеріалів різанням / *В.О. Марунич.* Бюл. №17. – 2009. 25. *Марунич В.А.* Новый процесс скользящего резания материалов. / Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Междунар. сб. науч. трудов. – Донецк, 2009. – Вып.38. – С.133-138. 26. *Марунич В.А., Ярыз А.Ю.* Новые подходы к обработке полимеров резанием. / Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – Вып.75. – С.234-242. 27. ГОСТ 25762-83. Обработка резанием. Термины, определения и обозначения общих понятий. 28. ГОСТ 25751-83 Инструменты режущие. Термины и определения общих понятий. 29. ГОСТ 25761-83. Виды обработки резанием. Термины и определения общих понятий. 30. *Марунич В.А.* Исследование кинематики обработки резанием теплоизоляционных пенополиуретановых покрытий сферических изделий. Теория и практика металлургии, 2007, С.53-58. 31. *Резников А.Н.* Теплообмен при резании и охлаждение инструментов. – М.: Машгиз, 1963 – 200с. 32. *Солоненко В.Т., Рыжский А.А.* Резание металлов и режущие инструменты. М.: Высшая школа, 2007. 414с.

Поступила в редколлегию 25.01.2010

П.Г. Матюха, д-р техн. наук, В.В. Полтавец, канд. техн. наук,
В.В. Габитов, Донецк, Україна

РОЗРАХУНОК РЕЖИМІВ ШЛІФУВАННЯ З ВИКОРИСТАННЯМ МИТТЄВОЇ ПОТОЧНОЇ РІЗАЛЬНОЇ ЗДАТНОСТІ КРУГА

У статті розглядається методика знаходження оптимальних режимів шліфування за пружною схемою з використанням миттєвої поточної лімітованої ріжучої здатності шліфувального кола, а також адаптація знайдених режимів для твердої схеми обробки.

В статье рассматривается методика нахождения оптимальных режимов шлифования по упругой схеме с использованием мгновенной текущей лимитированной режущей способности шлифовального круга, а также адаптация найденных режимов для жёсткой схемы обработки.

In the paper the technique of determination of optimum conditions of grinding by elastic setup with use of the instant current limited cutting capacity of grinding wheel, and also adaptation of the found conditions for machining by rigid setup.

Підвищення продуктивності обробки при високій якості виготовлення продукції є одним із пріоритетних завдань машинобудування. Вирішення цього питання в значній мірі відбувається за рахунок пошуку оптимальних режимів оброблення. Існують експериментально-теоретичний, табличний та графічний методи пошуку режимів. Кожен із цих методів має свої недоліки та переваги. Так, табличний та графічний методи мають досить вузьку область використання [1], експериментально-теоретичний – значні витрати часу на пошук необхідних залежностей [2, 3].

Метою роботи є удосконалення експериментально-теоретичного методу оптимізації режимів шліфування на основі нового поняття – поточна лімітована різальна здатність круга, яка забезпечує зменшення трудомісткості пошуку режимів та повне використання різальної здатності круга.

Для розкриття сутності методу оптимізації, що пропонується, розглянемо детальніше основні етапи класичного експериментально-теоретичного способу призначення режимів шліфування.

Вхідними даними для визначення режимів різання є:

- а) інформація про оброблюваний матеріал і розміри поверхні, що шліфується;
- б) припуск на обробку;
- в) вимоги до точності, шорсткості оброблених поверхонь та інших показників якості;
- г) інформація про верстат;
- д) жорсткість технологічної системи;
- е) характеристика круга, яким проводять обробку на даній операції.

Визначення оптимального режиму шліфування класичним способом виконується в три етапи [4]:

- складання системи рівнянь, що описують технічні обмеження, які накладаються на режим різання вимогами до деталі, верстатом, інструментом і вимогами виробництва;
- математичний опис цільової функції, тобто функції, що виражає ціль оптимізації;
- спільний розгляд технічних вимог і цільової функції і визначення на цій основі оптимального режиму шліфування.

Технічні обмеження, які накладаються на режим різання вимогами до виробу, наступні: а) гранично допустима висота шорсткості Ra^* на обробленій поверхні (ТО 1); б) потрібна точність деталі після шліфування (допуск δ^*) (ТО 2); в) температура поверхні Θ^* , що шліфується, гранично допустима з точки зору припалів, залишкових напружень, або інших показників якості поверхневого шару деталі (ТО 3).

Технічні обмеження, що накладаються на режими різання верстатом, наступні: а) потужність приводу шліфувального круга N^* (ТВ 1); б) найбільші і найменші частоти обертання шпинделя та значення подач, що передбачені кінематикою і конструкцією відповідних механізмів верстата (n_{\max}^* , n_{\min}^* (ТВ 2), $v_{1\max}^*$, $v_{1\min}^*$ (ТВ 3) тощо).

Технічні обмеження, що накладаються на режим різання шліфувальним кругом, наступні: а) потрібна стійкість інструмента T (ТК 1); б) гранична температура на різальних зернах Θ_s^* (ТК 2); міцність круга (ТК 3).

Конкретні значення складових систем рівнянь, які описують обмеження ТО1 - ТО3, знаходяться за формулами, які наведені в технічній і довідковій літературі, а при їх відсутності – з експериментів; вирази, які описують обмеження ТВ1 - ТВ3, визначаються за паспортними даними верстата або отримуються на основі теоретико-експериментальних даних; вирази, які описують обмеження ТК 1 - ТК 3, знаходяться з довідкової літератури або з результатів експериментальних досліджень.

Комплекс наведених технічних обмежень описує область можливих режимів шліфування.

Цільові функції являють собою математичний опис мети, з якої оптимізують режим шліфування. В залежності від конкретних умов виробництва при оптимізації буває необхідно забезпечити або найменшу питому собівартість обробки на даній операції, або досягнення найбільшої продуктивності процесу оброблення.

В умовах ринкових відносин при визначені оптимальних режимів різання метою оптимізації повинно бути отримання мінімальної питомої собівартості обробки, тобто

$$C_{num} = \min. \quad (1)$$

Дослідженнями в роботі [5] показано, що, як правило, варіант режимів різання, який забезпечує найменший штучний час, тобто найбільшу продуктивність, разом з тим є також і найбільш економічним варіантом.

Після приведення виразів технічних обмежень разом із цільовою функцією (1) до лінійного вигляду рішення отриманої системи рівнянь відносно елементів режиму, що нас цікавлять, виконують засобами лінійного програмування за допомогою електронно-обчислювальної техніки.

При знаходженні оптимальних режимів класичними методом за умов шліфування нових матеріалів або обробки кругами з новими характеристиками, потрібні значні витрати часу для знаходження залежностей, які описують технічні обмеження. Крім того, класичний метод дає результати, які неможливо використовувати у випадку, коли режими або час оброблення виходить за межі, в яких були знайдені рівняння технічних обмежень. Але основним недоліком класичного методу є те, що він не враховує зміну в часі різальної здатності круга. Як наслідок, рівняння технічних обмежень знаходяться для умов, коли параметри робочої поверхні круга (РПК) стабілізуються, що призводить до заниження режимів порівняно з шліфуванням робочою поверхнею круга, сформованою безпосередньо після правки.

Для усунення цього недоліку проаналізуємо зміну вихідних показників оброблення при шліфуванні за широко розповсюдженою в промисловості жорсткою схемою, яка характеризується нестабільністю вихідних технологічних показників оброблення, обумовленою погіршенням різальної здатності круга під час шліфування, та при шліфуванні за пружною схемою.

При шліфуванні за жорсткою схемою погіршення різальної здатності РПК практично не впливає на кількість видаленого шліфуванням матеріалу, яка задається режимами оброблення, але призводить до зміни фазово-структурного стану поверхневого шару обробленої поверхні, появи шліфувальних припалів та мікротріщин, збільшує енерговитрати, а також погіршує точність обробки. Поряд з цим, з погіршенням різальної здатності РПК при обробленні деяких конструкційних матеріалів зменшуються висотні параметри шорсткості обробленої поверхні.

При шліфуванні за пружною схемою з постійною силою підтискування зразка до поверхні круга погіршення різальної здатності РПК призводить до зменшення об'єму матеріалу, який видаляється шліфуванням, зменшення параметрів шорсткості, забезпечуючи при цьому стабільними такі технологічні показники якості обробленої поверхні, як її фазово-структурний стан, та енергетичні витрати на процес обробки. Це відбувається за рахунок того, що пружна схема забезпечує в будь-який момент оброблення зрівнювання кількості матеріалу, який може видалити робоча поверхня круга за рахунок її різальної здатності, і кількості матеріалу, який підводиться для видалення за рахунок робочих рухів. Враховуючи зазначену особливість пружної схеми шліфування для оцінки різальної здатності РПК нами

запропонований новий параметр – *миттєва поточна лімітована різальна здатність круга* [6] – яка представляє собою об'єм матеріалу, який видаляється в одиницю часу, в будь-яку мить оброблення; при цьому виконуються технічні обмеження, що накладаються на режим обробки якістю обробленої поверхні (температурою порогу фазово-структурних перетворень у поверхневому шарі деталі) або інструментом (температурою окислення алмаза, міцністю надтвердого матеріалу і т. ін.).

При пружному врізному шліфуванні нерухомої деталі продуктивність шліфування визначається за формулою

$$P = W \cdot B_{\delta} \cdot L_{\delta}, \text{ мм}^3/\text{хв}, \quad (2)$$

де W – швидкість переміщення РПК в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні деталі, мм/хв;

B_{δ} – ширина оброблюваної поверхні деталі, мм;

L_{δ} – довжина оброблюваної поверхні деталі, мм.

При плоскому врізному шліфуванні із глибиною шліфування t_{ϕ} і швидкістю столу V_{cm} продуктивність обробки буде

$$P = 1000 \cdot V_{cm} \cdot B_{\delta} \cdot t_{\phi}, \text{ мм}^3/\text{хв}, \quad (3)$$

Виразимо швидкість столу через довжину деталі і частоту ходів столу

$$V_{cm} = \frac{L_{\delta} \cdot n_{cm}}{1000}, \text{ м/хв}, \quad (4)$$

де n_{cm} – частота ходів столу, 1/хв.

Після підстановки (4) в (3) будемо мати

$$P = n_{cm} \cdot t_{\phi} \cdot B_{\delta} \cdot L_{\delta}, \quad (5)$$

де $B_{\delta} \cdot L_{\delta}$ – площа оброблюваної ділянки поверхні деталі, мм²;

$n_{cm} \cdot t_{\phi}$ – швидкість переміщення РПК в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні деталі, яке на противагу пружній схемі шліфування здійснюється не безперервно, а уривчисто, мм/хв.

Аналогічно можна показати, що формула (2) є справедливою для визначення продуктивності при будь-яких технологічних різновидах шліфування. Так, при круглому врізному шліфуванні

$$P = n_{\delta} \cdot t_{\phi} \cdot B_{\delta} \cdot \pi D_{\delta}, \quad (6)$$

де D_{δ} – діаметр оброблюваної поверхні деталі, мм;

n_{δ} – частота обертання деталі, об/хв.

У формулі (6) $B_{\delta} \cdot \pi D_{\delta}$ – площа оброблюваної поверхні деталі, а $n_{\delta} \cdot t_{\phi}$ – швидкість переміщення РПК в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні деталі.

При плоскому шліфуванні з поперечною подачею продуктивність обробки визначається за формулою

$$P = kB_k \cdot 1000 \cdot V_{cm} \cdot t_{\phi}, \quad (7)$$

де B_k – висота шліфувального круга, мм;

k – частина висоти круга, на яку здійснюється поперечна подача за хід столу ($k = 0,6-0,8$).

Виразимо продуктивність обробки через кількість проходів за одну хвилину:

$$i = 1/t_{\text{прох.}}$$

Час одного проходу $t_{\text{прох}}$ визначимо по ширині деталі B_{δ} , величині поперечної подачі і частоті ходів столу

$$t_{\text{прох}} = \frac{B_{\delta}}{n_{cm} \cdot kB_k},$$

тоді кількість проходів за одну хвилину буде дорівнювати

$$i = \frac{n_{cm} \cdot kB_k}{B_{\delta}},$$

або, з урахуванням швидкості поздовжнього ходу столу,

$$i = \frac{1000V_{cm} \cdot kB_k}{L_{\delta} \cdot B_{\delta}}. \quad (8)$$

Підставимо значення $1000V_{cm} \cdot kB_k$ із формули (8) в формулу (7) і отримаємо

$$P = B_{\delta} \cdot L_{\delta} \cdot i \cdot t_{\phi}. \quad (9)$$

Таким же чином була отримана формула для круглого шліфування з поздовжньою подачею

$$P = \pi D_{\delta} \cdot L_{\delta} \cdot i \cdot t_{\phi}. \quad (10)$$

де i – кількість проходів за хв.

У формулах (9) и (10), $i \cdot t_{\phi}$ – швидкість переміщення РПК в напрямку нормалі до оброблюваної поверхні деталі, мм/хв, а $B_{\delta} \cdot L_{\delta}$ і $\pi D_{\delta} \cdot L_{\delta}$ – площа частки поверхні заготовки, яка підлягає обробці, мм².

З формул (5), (6), (9) і (10) видно, що найбільш зручним параметром режиму шліфування, за допомогою якого можна зрівняти продуктивність обробки і різальну здатність круга, є миттєва фактична глибина шліфування. З цих же формул випливає, що зміну фактичної глибини шліфування необхідно здійснювати дискретно через час, рівний часу одного ходу столу

при плоскому врізному шліфуванні або часу одного обороту деталі – при круглому, або через кратний їм час. При шліфуванні з подачею фактичну глибину шліфування необхідно змінювати через час, який витрачається на один прохід, або час, кратний декільком проходом.

Фактична глибина шліфування, яка враховує режими оброблення, геометричні параметри РПК та фізико-механічні властивості оброблюваного матеріалу, визначає навантаження на одичне зерно, складові сили різання, теплонапруженість процесу і залежить при пружній схемі шліфування від сили підтискування заготовки до РПК.

Враховуючи це, знаходження оптимальних режимів шліфування за пружною схемою з використанням миттєвої поточної лімітованої різальної здатності круга включає:

1) визначення відношення швидкості круга до швидкості деталі з умов забезпечення потрібних параметрів шорсткості обробленої поверхні параметрами РПК, які були сформовані під час правки, і з урахуванням паспортних даних верстата;

2) розрахунок за параметрами РПК, що були сформовані під час правки, граничних значень температур, які забезпечать відсутність фазово-структурних перетворень на обробленій поверхні деталі, окислення алмазів на поверхні круга, неперевихнення граничних сил, обмежених міцністю зерен НТМ і т. п.;

3) розрахунок сил пружного підтискування заготовки до РПК з використанням граничних значень обмежень, обчислених за пунктом 2, та визначення лімітованої сили підтискування, яка задовольняє всім технологічним обмеженням;

4) проведення експериментального дослідження зміни миттєвої поточної лімітованої різальної здатності круга та математичний опис результату експерименту у вигляді залежності фактичної глибини різання від часу обробки $t_{\phi} = f(\tau)$;

5) визначення режимів безперервних електро-фізико-хімічних дій на РПК одночасно з обробленням заготовки або часу між періодичними діями на РПК, які забезпечують мінімальну питому собівартість оброблення.

Таким чином, особливість оптимізації процесу шліфування з використанням поточної лімітованої різальної здатності шліфувального круга полягає в тому, що замість рівнянь технічних обмежень, як це має місце при класичному способі, розраховуються їх граничні значення з використанням параметрів РПК, що сформовані під час правки. Отже, в розрахунки закладені максимальні можливості РПК по продуктивності процесу. Мінімальна питома собівартість оброблення досягається за рахунок визначення режимів безперервних електро-фізико-хімічних дій на РПК, що відбуваються одночасно з обробленням заготовки, або часу між періодичними діями на РПК.

Оптимізація процесу шліфування з використанням поточної лімітованої різальної здатності шліфувального круга є менш трудомісткою, тому що розрахунки граничних величин технічних обмежень потребують менших витрат часу в порівнянні з проведенням серії експериментів з метою знаходження рівнянь технічних обмежень та визначення оптимального режиму шліфування на основі спільного розгляду технічних вимог і цільової функції.

При використанні жорсткої схеми шліфування необхідно здійснити перехід від режимів, знайдених для пружної схеми, до режимів для жорсткої; при цьому необхідною умовою є ідентичність кінематики пружної та жорсткої схем оброблення. Для цього визначається час одного ходу при врізному шліфуванні (одного проходу при шліфуванні з подачею), а потім, за залежністю $t_{\phi} = f(\tau)$, розраховується фактична глибина шліфування для кожного i -го ходу (проходу) протягом усього періоду стійкості шліфувального круга [7].

Час робочого ходу τ_{px} при врізному шліфуванні або проході при шліфуванні з подачею розраховується за відомими математичними залежностями з використанням розміру оброблюваної деталі, а також в залежності від виду шліфування, наприклад:

— плоске врізне шліфування –
$$\tau_{px} = \frac{L + y + \Delta}{1000V_{cm}} ;$$

— плоске шліфування із поперечною подачею –

$$\tau_{px} = \frac{(L + y + \Delta) \cdot B_{\phi}}{1000V_{cm} \cdot kB_{\kappa}} ;$$

— кругле зовнішнє і внутрішнє шліфування із поздовжньою подачею –

$$\tau_{px} = \frac{\pi D_{\phi} \cdot L_{\phi}}{1000V_{\phi} \cdot kB_{\kappa}} .$$

В наведених формулах y – величина шляху врізання, мм; Δ – величина шляху перебігу, мм.

Знайдені за отриманою після проведення експериментальних досліджень регресійною залежністю значення глибини шліфування t_{ϕ} є величиною подачі на врізання, яка заноситься в керуючу програму шліфувального верстата з ЧПК для виконання обробки, а інші елементи режиму (V_{κ} , V_{cm}) та режими електро-фізико-хімічних дій на РПК переносяться із пружної схеми на жорстку без змін.

Висновки

1. Основним недоліком класичного методу пошуку оптимальних режимів шліфування є те, що він не враховує зміну в часі різальної здатності шліфувального круга. Як наслідок, рівняння технічних обмежень знаходяться для умов, коли параметри РПК стабілізуються, що призводить до заниження режимів порівняно із тим, коли шліфування виконується робочою поверхнею круга, сформованою безпосередньо після правки.

2. Принципова особливість знаходження оптимальних режимів шліфування за пружною схемою з використанням миттєвої поточної лімітованої різальної здатності круга полягає в тому, що граничні значення технічних обмежень, які накладаються на режим оброблення вимогами до якості обробленої поверхні та кругом, розраховуються за параметрами РПК, сформованими під час правки, що забезпечує максимальне використання різальної здатності круга протягом всього часу його роботи.

3. Використання миттєвої поточної лімітованої різальної здатності круга для пошуку оптимальних режимів забезпечує зменшення трудомісткості пошуку на 25-35 % у порівнянні з класичним методом за рахунок того, що граничні значення технічних обмежень розраховуються, а не описуються в вигляді нерівностей, як це має місце в класичному способі визначення режимів.

4. Оптимальні режими шліфування, які знайдені для пружної схеми оброблення, можуть бути адаптовані для жорсткої схеми за умови ідентичності кінематики обох схем.

Список використаних джерел: 1. Попов С.А., Малевский Н.В., Терещенко Л.М. Алмазно-абразивная обработка металлов и твёрдых сплавов. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с. 2. Узунян М.Д., Краснощек Ю.С. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твёрдых сплавов. – М.: Машиностроение, 1988. – 80 с. 3. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твёрдых сплавов. Харків: НТУ «ХПІ», 2003. – 259 с. 4. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник/ Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с. 5. Грановский Э.Г. Исследование износостойкости алмазных инструментов для выглаживания/ Алмазы. – 1969, №1. – С. 28-32. 6. Матюха П.Г., Полтавец В.В. Режущая способность рабочей поверхности круга как ограничивающий параметр производительности шлифования./ Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. – Краматорск: ДГМА, 2003. – Вып. 13. – С. 159-164. 7. Матюха П.Г., Стрелков В.Б., Полтавец В.В. Определение режимов плоского шлифования твердых сплавов с использованием нового критерия о текущей лимитированной режущей способности круга/ Сверхтвердые материалы. Научно-теоретич. журнал. – Киев: 2004. – № 3. – С. 67-73.

Поступила в редколлегию 15.03.2010

В.А. Настасенко, канд. техн. наук; М.В. Бабий, И.В. Блах, Херсон, Украина,
В.В. Вирич, Николаев, Украина

ВЫСОКОТЕХНОЛОГИЧНЫЕ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫЕ РЕЖУЩИЕ ИНСТРУМЕНТЫ С МНОГОГРАННЫМИ НЕПЕРЕТАЧИВАЕМЫМИ ПЛАСТИНАМИ

Робота відноситься до області машинобудування і металообробки, зокрема - до збірних відрізним і канавочним різцям, дисковим відрізним і торцевим фрезам з механічним кріпленням багатограних непереточуваних пластин, а також до різучих пластин для їх оснащення. Запропоновані нові пластини виключають перехідні ділянки на вершинах за рахунок заточування лисок або викруглянь на бічних гранях, що забезпечує можливість їх застосування для відрізки заготовок і для чистової обробки поверхонь.

Работа относится к области машиностроения и металлообработки, в частности – к сборным отрезным и канавочным резцам, дисковым, отрезным и торцовым фрезам с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин, а также к режущим пластинам для их оснащения. Предложенные новые пластины исключают переходные участки на вершинах за счет заточки лысок или выкружек на боковых гранях, что обеспечивает возможность их применения для отрезки заготовок и для чистовой обработки поверхностей.

The paper concerns the field of mechanical engineering and machining, in particular: the assembled severed and grooved cutters, disk, severed and face milling cutters, with mechanical fastening of multifaceted no reface cutting plates for their equipment. The new plates offered exclude transitive sites at the tops at the expense of sharpening flats or covers on lateral sides, that provides the opportunity of their application for cutting work pieces and finish-machining flat surfaces.

Работа относится к области машиностроения и металлообработки, в частности – к сборным отрезным и канавочным резцам, дисковым, отрезным и торцовым фрезам с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин, а также к режущим пластинам для их оснащения.

Актуальность, научная новизна и практическая значимость работы. Отрезные и канавочные резцы, дисковые и торцовые фрезы используются практически во всех сферах машиностроения. Наиболее широкое применение они нашли в индивидуальном, мелкосерийном, серийном и крупносерийном производстве. Без отрезных резцов не эксплуатируется ни один токарный станок, а в крупносерийном и массовом производстве их широко применяют на прутковых автоматах для производства крепежных изделий. Дисковые и отрезные фрезы с твердосплавными режущими пластинами также являются одними из наиболее производительных инструментов, при этом они







незаменимы для работ в карьерах для добычи камня, а от ширины их реза зависит производительность обработки, стойкость фрез, энергетические затраты на резание и расход заготовок. Торцовые фрезы, из-за их высокой жесткости и прочности, также относят к наиболее производительным.

В настоящее время наиболее прогрессивными считают инструменты, оснащенные режущими многогранными неперетачиваемыми пластинами (МНП), имеющими механическое крепление к корпусу, что обеспечивают возможность их поворота и быстрой смены без снятия инструмента со станка. Их доля в общем объеме инструментов постоянно растет, и в США она достигла 80%, что показывает важность выполнения работ по их созданию и внедрению. Наиболее широко МНП применяют в автоматических линиях и станках с ЧПУ, поскольку они резко снижают время замены затупившихся режущих кромок и наладки инструмента на нужный размер для обработки детали. Другим важным их преимуществом является исключение потребности выполнения переточек, что исключает потребность в заточном участке с соответствующими рабочими площадями, заточными станками и оснасткой, квалифицированным основным и обслуживающим персоналом, расходом заточных кругов, инструментов для их правки, контроля и других расходных материалов, затратами силовой и осветительной электроэнергии и т.л. Поэтому сборным режущим инструментам с механическим креплением быстросменных МНП во всем мире уделяется все большее внимание, что подтверждает актуальность и важность выполняемой работы.

Целью данной работы и ее научной новизной является создание новых высокотехнологичных высокопроизводительных металлорежущих инструментов с механическим креплением многогранных неперетачиваемых режущих пластин.

Анализ состояния проблемы. Для отрезных резцов применение МНП затруднено, что объясняется сложностью их механического крепления. При этом применяют пластины лишь специальной формы (таблица 1), а пластины простой формы – трехгранной, ромбической, четырехгранной и др., после их дополнительной заточки, применяют лишь при боковом креплении к державке (рисунок 1), что ограничивает их возможности в основном обработкой канавок и отрезкой труб с толщиной стенок до 10 мм, или отрезкой прутков диаметром до 20 мм. Кроме специальной формы, другим недостатком данных пластин является ограничение количества режущих кромок (от 1 до 5), что ведет к нерациональному использованию дорогостоящих инструментальных материалов составляющим основную стоимость прессуемых пластин [1].

Таблица 1 – Неперетачиваемые пластины концерн Sandvik Coromant для отрезки и обработки канавок

Вид	CoroCut 1-2				CoroCut 3		T-Max Q-Cut		
Отрезка, обработка канавок									
Тип	123-CF	123-CM	123-CR	123-CS	123-CM	123-CS	151.2-4E	151.2-5E	151.2-7E
Ширина, мм	2,50 - 4,00	1,50 - 5,00	2,50 - 8,00	1,50 - 3,00	1,00 - 2,00	1,00 - 2,00	2,50 - 8,00	2,00 - 6,00	2,50 - 4,00
Вид	CoroCut XS				T-Max Q-Cut		CoroCut 1-2		
Отрезка, обработка канавок									
Тип	MCRL-N	MACRL-R	MACRL-L	MACRL-T	151.2-9E	151.2-5E	123-GF	123-GM	123-GE
Ширина, мм	0,70 - 2,00	0,70 - 2,00	2,00	2,00 - 2,50	2,50 - 9,00	2,00 - 5,00	1,50 - 8,00	2,00 - 8,00	3,00 - 8,00

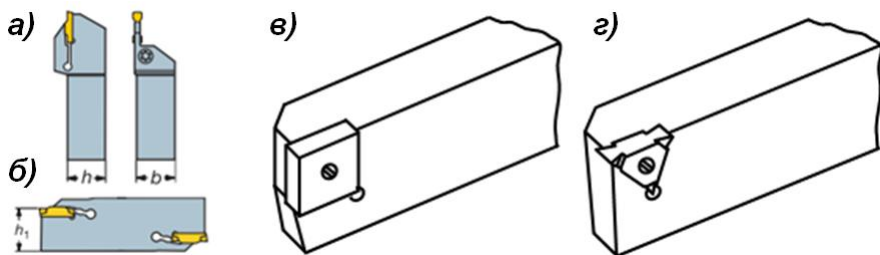


Рисунок 1 – Основные виды крепления неперетачиваемых пластин в отрезных (а, б) и канавочных (в, г) резцах

Подобные МНП и резцы предлагают и другие ведущие производители режущих инструментов, а концерн ISCAR (рисунок 2) разработал пластины PENTACUT с наибольшим количеством рабочих режущих кромок $n = 5$, которые сложны в производстве, требуют сложного гнезда для крепления и ограничены по возможностям и диаметру обработки, а также нерационально используют материал, что резко увеличивает их размеры и стоимость.

Аналогичные конструкции и возможности для обработки имеют отрезные и канавочные резцы всех известных мировых производителей режущего инструмента: SANDVIK COROMANT, ISCAR, TAEGU CLAMP, HORN, WIDIA, BOTHLERIN и др.

Разработка новых конструкций отрезных резцов и пластин к ним. Наиболее простым вариантом является установка МНП на боковую сторону при устранении радиусного участка сопряжения боковых режущих кромок у вершин за счет выкружек и лысок по патенту РФ № 2318634 [2], а на их базе – отрезных и канавочных резцов по патенту № 2366542 [3] (рисунок.3):



Рисунок 2 – Отрезные резцы и пластины к ним сложной формы

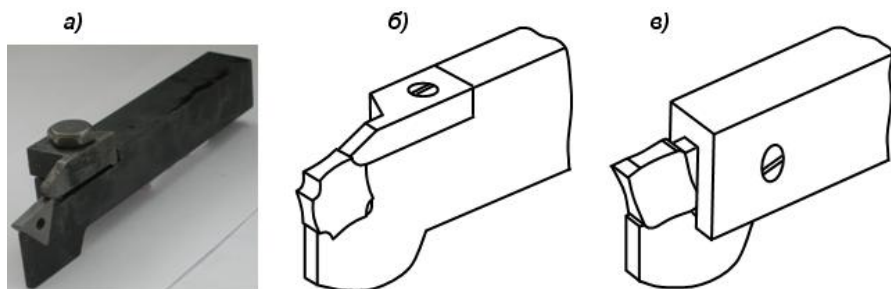


Рисунок 3 – Предлагаемые отрезные и канавочные резцы и пластины к ним: а) трехгранные с лысками, б) квадратные с выкружками, в) ромбические с лысками, устраняющими переходные кривые на вершинах между гранями.

Предлагаемые отрезные резцы и режущие пластины к ним устраняют перечисленные недостатки базовых, они более просты и экономичны, как при производстве, так и при эксплуатации, а выполнение выкружек удваивает количество режущих кромок (8 и более, вместо максимально возможных 5 у фирмы ISCAR). В настоящее время поданы новые заявки на изобретения, допускающие международное патентование данных резцов и пластин.

Среди сборных торцовых фрез с МНП основную часть составляют фрезы с радиальной установкой режущих ножей и пластин, что объясняется удобством их крепления. Однако, по аналогии с токарными резцами, имеются также торцовые фрезы с тангенциальной схемой резания, пример которых приведен на рисунке 4. Их достоинство – возможность увеличения сечения среза, т.к. направлению сил резания противодействует существенно большая, чем при радиальной схеме резания, толщина пластин, а недостаток – большая величина радиуса округления вершин режущих кромок $r = 0,2 \dots 2,4$ мм, что ведет к увеличению сил резания у корня срезаемой стружки и исключает возможность их применения для чистовой обработки. Другим недостатком роста сил резания является увеличения деформаций в зоне обработки, что снижает качество поверхностного слоя, резко снижает стойкость пластин, увеличивает нагрузку на станок и его детали, а также затраты потребляемой силовой электроэнергии.



Рисунок 4 – Базовая черновая торцовая фреза с боковым креплением МНП, имеющих радиус при вершине $r \geq 0,2$ мм и новая фреза для чистовой обработки, с дополнительной заточкой вершин пластин с $r \leq 0,01$ мм.

Новое решение поставленных задач возможно различными путями:

1. переходом к боковой схеме резания за счет дополнительной заточки лысок и выкружек, устраняющих переходные радиусы на вершинах;
2. увеличением прочности самих пластин за счет боковой схемы резания, что увеличивает их размеры и прочность в направлении действия нагрузки, а также уменьшения поломок от действия случайных перегрузок;
3. увеличением количества режущих кромок за счет применения МНП с большим количеством граней и выполнения выкружек, что адекватно уменьшит удельную стоимость пластин в расчете на 1 режущую кромку;
4. уменьшением размеров пластин за счет повышения их прочности и снижения сил резания, что ведет к уменьшению количества входящего в них инструментального материала, составляющего главную долю в общей стоимости всех адекватно прессуемых МНП.

Эти пути успешно реализованы в конструкциях торцовых фрез и пластин, защищенных патентом Российской Федерации № 2318634 [2] и показанных на рисунках 4 и 5. При этом все основные конструктивные и геометрические параметры пластин: - форма, количество режущих граней,

диаметр вписанной окружности d , диаметр отверстия d_1 , длина режущего лезвия l , толщина s , угол профиля при вершине ξ , составляющий 60° у трехгранных пластин, 80° у трехгранных пластин с выступами в средней части, 90° у квадратных пластин, 108° у пятигранных, 120° у шестигранных и 135° у восьмигранных – адекватны стандартным.

Отличиями является лишь выполнение на боковых сторонах у вершин многогранных пластин (а...е), или по периметру у круглых пластин (ж... к), на всей их толщине s , режущих канавок с радиусом r_k профиля в поперечном сечении. Радиус r_k может иметь любые значения, в диапазоне от стандартных размеров r : - $r_{min} = 0,2...2,4$ мм, до $r_{max} \approx s$, а его сопряжение с режущими кромками целесообразно под углом $\approx 90^\circ$, что исключает появление на кромках усилий растяжения, возникающих в процессе резания и наиболее опасных для твердосплавных пластин. Кроме этого, для облегчения процесса резания, стружечные канавки могут быть разнонаправленными. Применение таких фрез возможно для высокопроизводительной чистовой обработки.

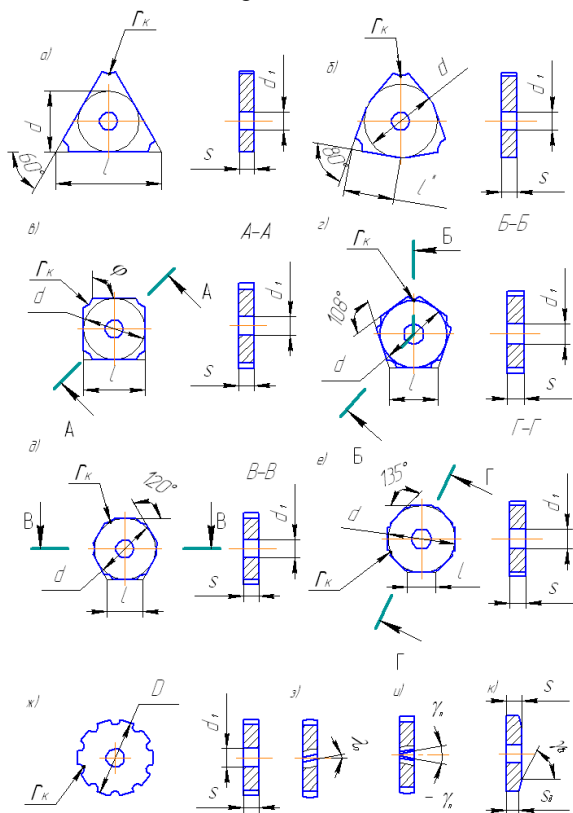


Рисунок 5 – Предлагаемые МНП с выкружками – стружечными канавками

Для дисковых и отрезных фрез задача оснащения их МНП не решена в полной мере, поскольку известные сборные трехсторонние дисковые фрезы, оснащенные твердым сплавом, чаще всего имеют разнонаправленные вставные ножи или сегменты с напайными пластинами специальной формы, что требует выполнения переточек по мере их износа, со всеми вытекающими из этого недостатками, в т.ч. – потребностью в заточных участках, станках, инструментах, оборудовании, основном и обслуживающем персонале и т.д.

Известны также дисковые фрезы с механическим креплением МНП трехгранной, квадратной и ромбической формы в пазах корпуса в радиальном направлении [1], что увеличивает ширину прорези при отрезке ими заготовок до длины пластины (их минимальная длина 12 мм), а ограниченная толщина пластин уменьшает воспринимаемые ими силы резания, что ведет к снижению технологических режимов фрезерования, либо требует увеличения толщины и соответственно – длины пластин. Другими недостатками таких фрез являются: использование лишь пластин трехгранной, квадратной и ромбической форм, что ограничивает количество их переустановок после износа режущих кромок.

Более целесообразной является боковая установка МНП, однако она невозможна из-за большого радиуса сопряжения их боковых поверхностей у вершин. Устранение указанного недостатка предложено в патенте [2], однако для дисковых фрез проблема боковой установки пластин не решена.

Разработка новых конструкций дисковых и отрезных фрез и пластин к ним. Для устранения указанных недостатков предложены сборные дисковые фрезы с боковым механическим креплением установленных в пазах корпуса МНП, от трехгранной до круглой формы [4], у которых по аналогии с патентом [2], переходные радиусные участки сопряжения боковых граней у вершин режущих кромок устранены за счет заточки лысок или выкружек-стружечных канавок.

Одна из конструкций предложенных дисковых фрез показана на рисунке 6.

Крепление пластин в пазах может быть выполнено по их основанию, боковым сторонам и центральному отверстию, например, с помощью введенного в их отверстие винта с конической головкой, или поворотного эксцентрикового штифта, или при разных комбинациях эксцентриковых и неподвижных штифтов, вводимых в отверстие, или установленных снаружи пластин, с упором в их боковую сторону, или в лыску, или в выемку на вершине. Для повышения надежности крепления пластин, в т.ч. не имеющих отверстия, крепежные элементы могут быть выполнены в виде клиньев, введенных в углубление клиновидной формы на стружечной канавке при контакте клина с боковой поверхностью пластины и закрепления его винтом, введенным в резьбовое отверстие, выполненное в корпусе во впадине стружечных канавок. При этом клинья могут иметь клиновидную форму в плане, или канавки могут быть выполнены в шахматном порядке под наклоном,

обеспечивающим прижим пластины к основанию и боковой стороне паза, и к неподвижному штифту, введенному в ее центральное отверстие пластины, или контактирующему с ее боковой стороной, или с лыской, или с выемкой на вершине. Клинья могут быть установлены со стороны стружечной канавки или со стороны спинки зуба.

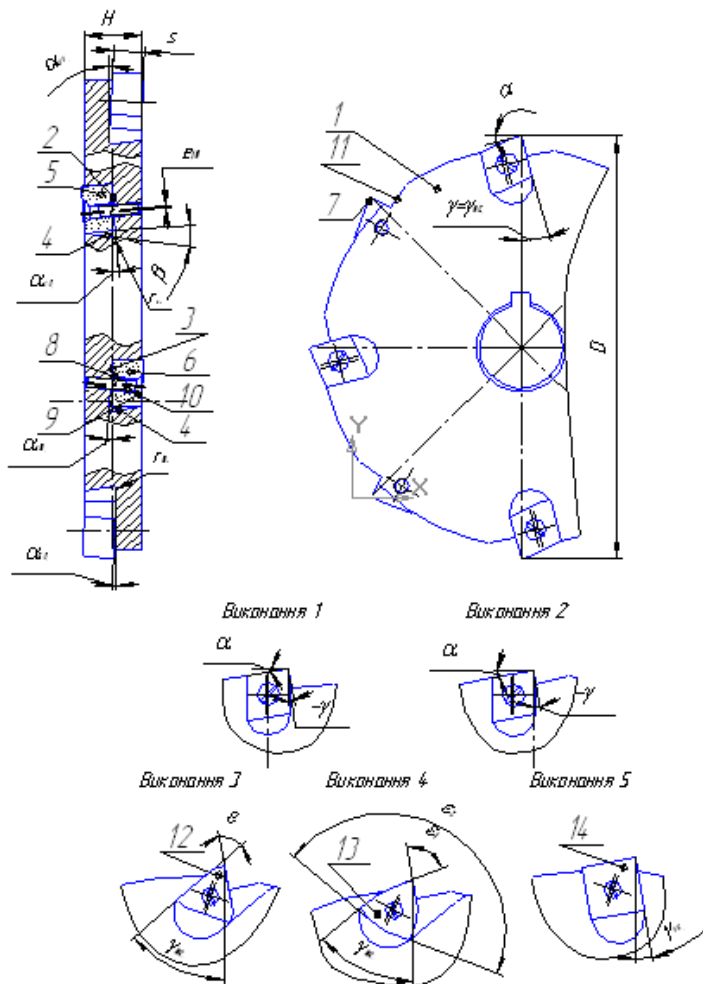


Рисунок 6 – Предлагаемая конструкция сборной дисковой отрезной фрезы и варианты оснащения ее МНП боковой установки

В заявке на патент Украины № 200603692 [4] предложены также другие варианты конструкций фрез и пластин, в общем количестве – 84 исполнения.

Работа предлагаемыми фрезами на фрезерных станках не отличается от работы базовых фрез, как по установке, так и по движениям резания. Отличия возникают автоматически лишь при срезании стружки, отделяемой от обрабатываемой поверхности дополнительно заточенными режущими кромками с новыми переходными радиусами $<0,01$, созданными лысками или выемками на боковой стороне у вершин пластин, затем она автоматически отводится от режущих кромок пластин в стружечные канавки корпуса. Другим отличием предлагаемых фрез является конструктивное увеличение толщины пластины в направлении действия сил резания за счет их боковой установки, что позволяет повысить технологические режимы фрезерования.

Изготовление и применение таких фрез возможно в существующих условиях и дает значительные преимущества по сравнению с базовыми фрезами, как по режимам обработки, так и по ширине реза, который уменьшается с 13 мм до 6 мм, что в 2 раза снижает работу резания, адекватно повышая стойкость и производительность фрез, сокращает затраты силовой электроэнергии, снижает износ оборудования, а также существенно экономит материал разрезаемых заготовок. Наиболее просты в изготовлении, в условиях мелкосерийного и серийного основного производства изделий – отрезные фрезы, оснащенные ромбическими или трехгранными пластинами с лысками на вершинах, а в условиях крупносерийного и массового производства – фрезы, оснащенные квадратными пластинами с выкружками на вершинах.

Все предлагаемые инструменты могут быть изготовлены в реальных условиях современного производства. Они имеют более высокие технико-экономические показатели по сравнению с известными отечественными и зарубежными аналогами. Их защита патентами на изобретения подтверждает мировой уровень новизны и практической значимости выполненной работы.

В настоящее время ряд разработанных конструкций отрезных резцов, отрезных и торцовых фрез изготовлен и успешно прошел испытания на НПО «Заря-Машпроект».

Совокупность приведенных факторов позволяет рекомендовать все перечисленные инструменты и многогранные непереключаемые режущие пластины для их оснащения к широкому внедрению.

Список использованных источников: 1. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них /Ланов В.С., Чувилін В.М. –М.: "МИСИС", 2001. 428 с. 2. Патент Российской Федерации на изобретение № 2318634 Торцовая режущо-деформирующая фреза, способ обработки ими, рабочие пластины к ним и способ их изготовления. Авт. изобр. *Настасенко В.А., Урсал К.Г.* Заявка № 2005110805/02 от 13.04.05. Бюл. № 7 от 10.03.08. 3. Патент Российской Федерации на изобретение № 2366542 Сборный отрезной резец и режущие пластины к нему. Авт. изобр. *Настасенко В.А., Бабий М.В.* Заявка № 2007111687 от 29.03.2007. Бюл. Открытия, Изобретения, № 25 от 10.09.2009. 4. Заявка на патент України на винахід № 200603692 від 12.04.06. Збірна дискова фреза, ріжучі пластини до неї та їх варіанти. Рішення про видачу патенту від 28.04.10. Авт. винаходу *В.О.Настасенко, М.В.Яремчук.*

Поступила в редколлегию 15.04.2010

Ю.А. Сизый, д-р техн. наук, Э.Г. Чайка, канд. техн. наук,
А.Н. Ушаков, канд. техн. наук,
Д.В. Сталинский, д-р техн. наук, Харьков, Украина

ТЕМПЕРАТУРА ПОВЕРХНОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ШЛИФОВАНИЕМ КАК РЕЗУЛЬТАТ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОГО РЕЗАНИЯ ЕДИНИЧНЫМИ АБРАЗИВНЫМИ ЗЕРНАМИ

У статті представлено кінцево-різницьку модель нагрівання поверхні оброблюваної шліфуванням як результат послідовного різання одиничними абразивними зернами. Показано великий вплив розмірів площадки зношування зерен на температуру поверхні.

В статье представлена конечно-разностная модель нагрева поверхности обрабатываемой шлифованием как результат последовательного резания единичными абразивными зернами. Показано большое влияние размеров площадки износа зерен на температуру поверхности.

In this article the model of heating surface of process of grinding as a result of cutting by single grains are considered. A big influence the size of frank wear in grains on the temperature of surface after grinding are showed.

Введение. В статье [1] рассмотрена конечно-разностная модель теплофизики резания единичными абразивными зернами. В этой модели реализуется схема резания единичным зерном, когда срезаемый слой металла представляется набором тонких адиабатических стержней.

Каждый стержень, проходя через зону контакта с шлифовальным кругом подвергается многократному резанию последовательно режущими след в след абразивными зернами. В [1] рассматривается пример моделирования температурного поля в детали из стали X18H10T при шлифовании на станке 3М161 кругом диаметром 750 мм заготовки диаметром 100 мм со скоростью резания 50 м/с, скоростью подачи 0.833 м/с и глубиной резания 0.02 мм.

Геометрический образ модели очень простой - это стержень, разбитый на элементы, которые определяются размером вдоль стержня, т.е. по оси X, и местом его на стержне, т.е. либо номером с отсчетом от начала стержня, либо координатой по оси X. При входе стержня состоящего из обрабатываемого материала на плоскость сдвига он "автоматически" продлевается в стружку и абразивное зерно. Поскольку теплофизические константы электрокорунда близки к стали, то стержень принимается однородным и адиабатическим, что обосновывается в [3].

Принималось, что каждое режущее в след предыдущему зерну режет с постоянной толщиной среза и тепловой поток от работы деформации сосредоточенный на плоскости сдвига прилагается периодически через время

t_{mp} между резами в постоянном месте на стержне и с постоянной толщиной среза a_z .

Однако в статье [4] показано, что при перемещении стержня через зону контакта он подвергается резанию с различной, уменьшающейся от реза к резу, толщиной среза и продолжительностью реза. Результаты расчета количества резов n при максимальной толщине $a_{zmax}=0.005$ мм каждого реза, времени перерезания стержня τ_{i1} , толщины среза на стержне a_{zi} , скорости V_i перемещения плоскости сдвига по стержню и оставшейся высоты стержня X_i при каждом i -ом резе получены в [4] и представлены в настоящей статье в табл.1. Таким образом следует существенно скорректировать разработанную в [1] конечно-разностную модель, что и представлено в настоящей статье.

Таблица 1 – Параметры резания каждым i -ым зерном

i – номер реза	X_i , мм	a_{zi} , мм	τ_{i1} , сек
0	0.02	0.005	$2.6432 \cdot 10^{-7}$
1	0.014998	0.0042818	$2.667 \cdot 10^{-7}$
2	0.010715	0.0035637	$1.88968 \cdot 10^{-7}$
3	0.00715	0.0028456	$1.511194 \cdot 10^{-7}$
4	0.004305	0.002127	$1.131551 \cdot 10^{-7}$
5	0.0021776	0.00140939	$0.75075 \cdot 10^{-7}$
6	0.0007681	0.000691314	$0.3688 \cdot 10^{-7}$

Кроме этого в настоящей статье учтены и результаты исследования [5] баланса тепла от работы деформации на плоскости сдвига и работы трения на задней поверхности зерна. В этой работе показано, что тепло от движущегося с большой скоростью источника тепла (плоскости сдвига) вдоль стержня вглубь обрабатываемого материала ведет к преимущественному накоплению тепла в стружке и зерне, но через мгновение, измеряемое $(1...2) \cdot 10^{-10}$ с. тепло, накопившееся в стружке и зерне, перетекает в обрабатываемый материал, распределяясь поровну между ним и стружкой с зерном. Такая обнаруженная особенность резания единичным зерном с площадкой износа позволяет принять распределение тепла от работы деформации в равных долях между зерном со стружкой и обрабатываемой поверхностью. При этом в [5] показано, что движущийся с большой скоростью источник тепла вдоль стержня можно с большой точностью заменить на непрерывно-действующий источник тепла в течении времени τ_{i1} . Также важно отметить, что симметричное распределение тепла между обрабатываемой поверхностью и зерном со стружкой после прекращения действия работы деформации позволяет автоматически учитывать охлаждение обрабатываемого материала только за счет его теплопроводности. Торец стержня после удаления с него срезанного слоя становится при симметричном распределении тепла на нем адиабатическим, не отдающим тепло в окружающую среду кроме как в

обрабатываемую поверхность за счет ее теплопроводности. Таким образом не учитывается теплоотдача от обрабатываемой поверхности конвективным теплообменом с окружающей средой.

В представленной в настоящей статье модели тепло от работы трения на задней поверхности зерна распределяется равномерно между зерном и обрабатываемой поверхностью. Такое распределение противоречит взглядам на данный факт других исследователей и в частности [2]. Распределение это обычно [6,7] определяют из условия равенства средних температур на движущемся и неподвижном элементах пары трения. Эта методика расчета баланса тепла применялась и нами в работе [8]. Такое решение задачи баланса тепла от работы трения справедливо, если "бегущий" элемент пары трения движется по "холодной" поверхности, т.е. по поверхности нагреваемой только за счет трения. Однако в случае трения задней поверхности зерна надо учесть, что она движется по поверхности уже нагретой работой деформации на плоскости сдвига. Поэтому как зерно, так и поверхность, по которой оно скользит, нагреты примерно равномерно и тепло, выделяемое от трения также будет распределяться равномерно, что применяется нами в [9].

Постановка задачи моделирования

Итак, ставится задача разработать конечно-разностную модель теплофизики резания абразивными зёрнами адиабатического стержня, представленному в модели набором элементов с какими-то размерами Δh_i вдоль стержня (по оси X). При этом место приложения источника тепла от работы деформации и трения с каждым резом должно дискретно смещаться по оси X, т.е. прикладываться к стержню на каком-то расстоянии X_i от поверхности готовой детали. Время действия источника тепла от работы деформации τ_{ii} с каждым i -ым резом уменьшается, как и при этом толщина среза a_{zi} . Источник тепла от работы деформации (плоскость сдвига) можно принять неподвижным и непрерывно действующим в течение времени τ_{ii} (о чем выше уже говорилось) и в обрабатываемую поверхность направлять только половину тепла от деформации. Такую задачу можно решить, создав "барьер" перетеканию тепла деформации в зерно путем назначения коэффициентов теплопроводности элемента стержня, контактирующего с обрабатываемой поверхностью близким к нулю. Такой барьер создается только в том месте стержня, где действуют источники тепла от работы деформации и трения. Этим самым как бы отсекается от стержня участок, моделирующий стружку и зерно. Они уносят с собой накопившееся в них тепло.

Конечно-разностная модель

Математическую постановку решаемой задачи можно представить одномерным уравнением теплопроводности и граничными условиями применительно к параметрам резания согласно табл. 1:

$$\frac{\partial T(x,t)}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial X} \left(a(T(x)) \frac{\partial T(x,t)}{\partial x} \right), \quad (1)$$

$$q(x,t) = \lambda T \frac{\partial T}{\partial x} = \begin{cases} q_p(X_i) \text{ нпу } t_i < t \leq t_i + \tau_{li}; \\ q_p(X_6) = 0; \\ q_{tp}(X_i) \text{ нпу } t_i + \tau_{li} < t < t_i + \tau_{li} + \tau_{tp}; \\ q_{tp}(X_6) \text{ нпу } t_6 + \tau_{l6} < t < t_6 + \tau_{tp}; \end{cases}$$

$$T \pm \infty, t = 20^\circ C;$$

где $i = 0, 1, \dots, 6$ номер реза; $q_p(X_i)$ - тепловой поток от работы деформации на плоскости сдвига; $q_{tp}(X_i)$ - тепловой поток от работы трения на задней поверхности зерна; $q_{tp(X6)} = \frac{q_{tp(Xi)}}{2}$; $t_i = t_{mp} \cdot i$; t_i - время начало i^{20} реза; t_{mp} - время между резами; τ_{li} - время работы пластической деформации при i^{20} резе;

$$X_i = h - \sum_{i=0}^i a_{zi},$$

где X_i - координата места реза на оси X ; h - глубина резания ($h=0.02$ мм); a_{zi} - толщина среза на стержне при i^{20} резе; a - коэффициент температуропроводности; λ - коэффициент теплопроводности.

Из граничных условий видно, что на последнем шестом резе тепловой поток от работы деформации равен нулю. Это означает, что зерно при шестом резе не срезает стружку, т.к. глубина резания a_{z6} меньше микрометра (см. табл.1) и зерно только скользит по обрабатываемой поверхности. При этом действует только тепловой поток от работы трения. Поскольку нам не известно нормальное контактное напряжение на задней поверхности, когда зерно только скользит не снимая стружки, то принимаем, что оно изменяется от нуля, при касании зерна обрабатываемой поверхности, до значения равного нормальному напряжению на плоскости сдвига, когда зерно режет. Поэтому среднее контактное напряжение на задней поверхности при отсутствии резания будет в два раза меньше контактного напряжения при резании. Таким образом, для последнего зерна (шестого) тепловой поток от трения $q_{tr(X6)}$ будет в два раза меньше $q_{tr(Xi)}$.

Отработка геометрического образа модели показала, что размер h_i элемента стержня в местах, где действуют источники тепла должен быть не более 0.25 мкм. Поэтому весь участок стержня длиной равной глубине шлифования 0.02 мм разбиваем на $0.02/0.00025=80$ элементов. Участок стержня идущий вглубь готовой детали разбиваем на участки с бо́льшими

значениями h_i и общую длину стержня принимаем из условия, что конец стержня не нагревается теплом от резания, т.е. имеет неизменно температуру окружающей среды $+20^\circ \text{C}$. Этим самым как бы стержень моделируется бесконечным. Таким образом, общий размер стержня определен при отработке модели.

На рис.1. приведена геометрическая модель стержня. На этом рисунке стержень выделен жирными вертикальными линиями и также жирными горизонтальными линиями между поверхностями заготовки и детали выделены участки стержня, куда последовательно для каждого номера реза подводится тепловой поток от работы деформации q_p и трения $q_{тр}$. Весь стержень между поверхностями заготовки и детали разбит на элементы толщиной $h_1=0.25 \text{ мкм}$.

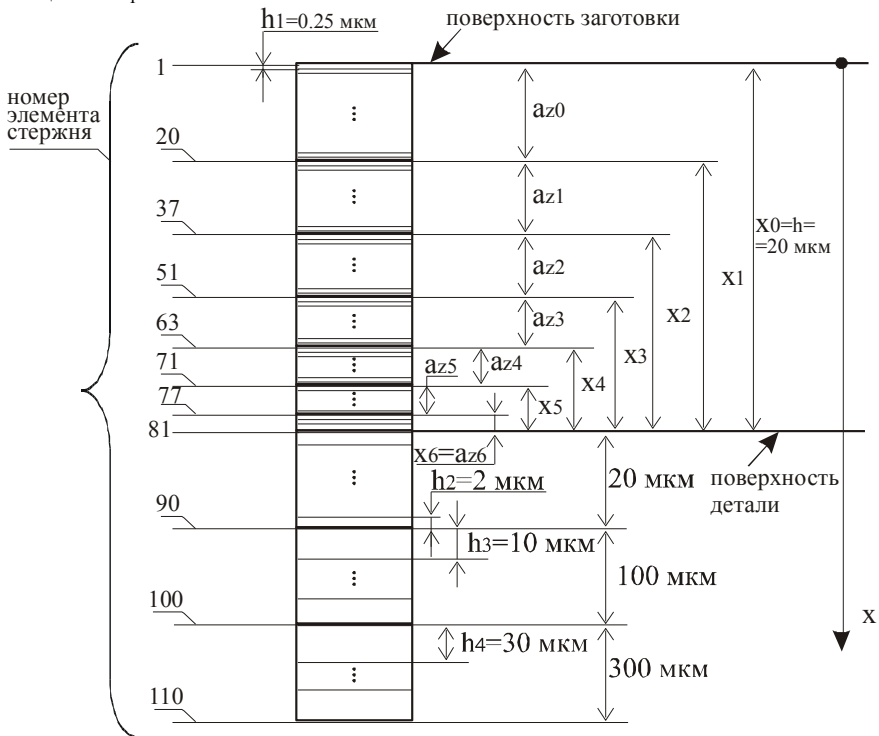


Рисунок 1 – Геометрическая модель стержня

Величина слоя, срезаемого i^{blm} зерном со стержня равна a_{zi} и номер элемента стержня куда подводится q_{pi} и q_{tri} рассчитывается:

$$i = \frac{X_i}{h_1} = \frac{h - \sum_{i=1}^i a_{zi}}{h_1} \quad (2)$$

Значения X_i и a_{zi} приведены в табл. 1. Полученные из (2) номера элементов, куда вводится тепловой поток обозначены слева от стержня. Размеры элементов, расположенных ниже поверхности детали выбираем значительно бо́льшими, чем h_1 постепенно увеличивая их: $h_2=2$ мкм, $h_3=10$ мкм, $h_4=30$ мкм и число их таково, чтобы на последнем элементе стержня $i=110$ температура его практически не изменялась от температуры окружающей среды, равной 20°C . В дальнейшем это будет подтверждено результатами моделирования.

Заменив, в (1) производные по координате X центральными конечными разностями получаем конечно-разностную модель i -го элемента стержня:

$$\frac{\partial T_i}{\partial t} = \frac{a(T_i)}{h^2} (T_{i+1} - T_{i-1} - 2T_i) \quad (3)$$

Если обозначить $\frac{a(T_i)}{h^2} = K_i$, то блок-схема моделирования уравнения (1)

в пакете "VisSim" [10] будет такой, как показано на рис. 2.

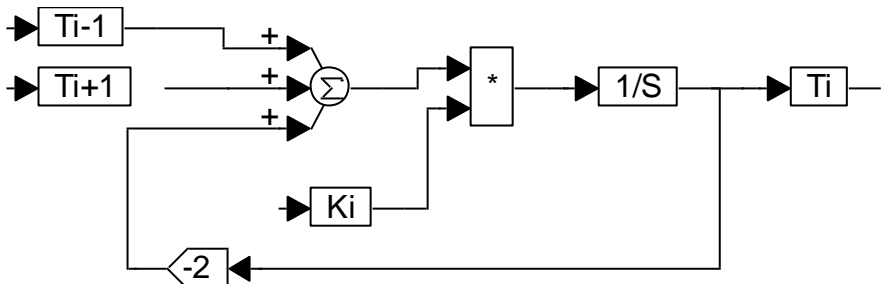


Рисунок 2 – Блок-схема моделирования уравнения

В коэффициент K_i входит значение коэффициента температуропроводности $a(T_i)$ как функция температуры. Используя данные из [2] для стали X18H10T получена в [1] зависимость:

$$a(T) = 0.028 + 4.213 \cdot 10^5 T - 2.098 \cdot 10^{-8} \cdot T^2, \quad (4)$$

которая моделируется в пакете "VisSim".

В месте, где контактируют элементы, например $81^{\text{-ым}}$ с $82^{\text{-ым}}$ с различными размерами h_1 и h_2 , уравнение (1) для $82^{\text{-го}}$ элемента в конечных разностях будет следующим:

$$\frac{\partial T_{82}}{\partial t} = \frac{(h_1 \cdot T_{83} - T_{82} \cdot h_1 + h_2 \cdot T_{81}) \cdot a \cdot T_{82} \cdot 2}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_1 + h_2} = K_{82} \cdot h_1 T_{83} + h_2 T_{81} - T_{82} \cdot h_1 + h_2 \quad (5)$$

где $K_{82} = \frac{a \cdot T_{82} \cdot 2}{h_1 \cdot h_2 \cdot h_1 + h_2}$

$a(T_{82})$ - коэффициент температуропроводности для 82-го элемента как функция его температуры согласно (4).

В пакете " VisSim " модель уравнения (5) показана на рис.3.

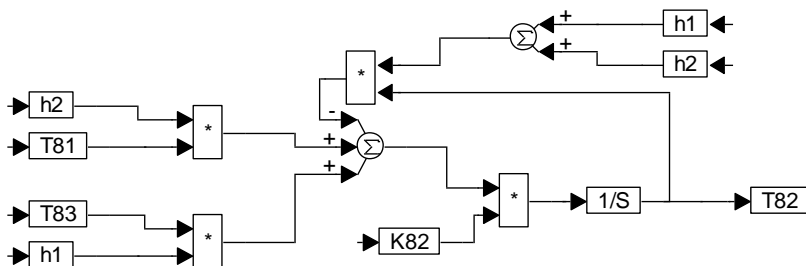


Рисунок 3 – Блок схема уравнения (5)

Подобным образом, как показано на рис.2 и рис.3 смоделированы все 110 элементов модели стержня. Для обзорности и удобства пользования моделью группы элементов собраны в "compound blocks", которым присвоены названия температур диапазона элементов. Например, "compound blocks" $T_1 T_{37}$

Для дискретного смещения источников тепла вдоль стержня сначала присваиваем каждому резу номер, что достигается схемой показанной на рис.4. На этой схеме блок "Pulse - train" генерирует импульсы единичной амплитуды с шагом равным времени между резами. На этом рисунке шаг между резами $t_{mp} = 0.0002137$ с и он подается на нижний вход блока "Pulse - train".

Блок задержки "unit - delay" задерживает сигнал с "Pulse - train" и добавляет к амплитуде через обратную связь единицу.

Таким образом и формируется на выходе схемы ступенчатый сигнал с величинами ступенек от 0 до 6 и шагом t_{mp} . Шаг $t_{mp} = 0.0002137$ рассчитан в [4] для рассматриваемого примера.

Для каждого номера реза затем при помощи блока "скаляр - вектор" формируем векторы данных для i^{20} реза. Это векторы, состоящие из двух строк: первая - это номер реза, а вторая это время действия работы

деформации (время перемещения плоскости сдвига по стержню) τ_{1i} согласно табл.1.

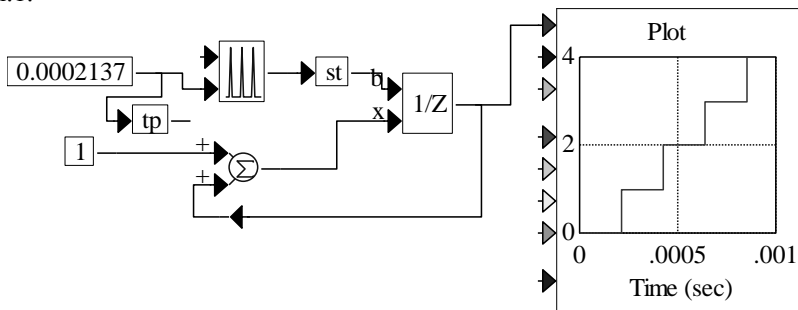


Рисунок 4 – Блок-схема дискретного смещения источников тепла

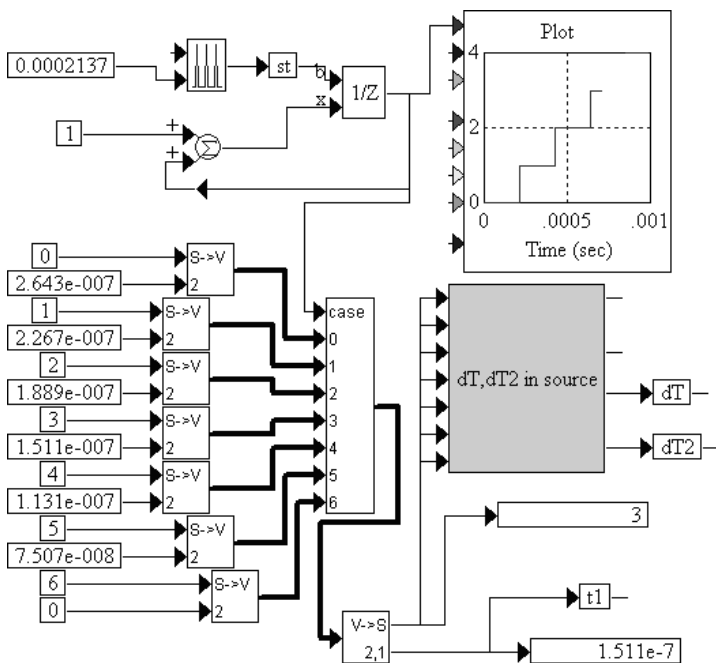


Рисунок 5 – Блок-схема входа-выхода сигналов

На рис. 5. показан набор векторов с двумя входами, первый с номером реза от 0 до 6, а второй с временем τ_{1i} . Все эти векторы подаются на входы блока "case", который их собирает и в зависимости от номера реза, который приходит от схемы, показанной на рис.4 и также повторенный на рис.5, выдает на выход. Таким образом, выход блока "case" – это вектор с двумя

стрелками, который блоком "вектор – скаляр" выдает две скалярные величины: номер реза и время τ_{i1} . На рис.5 видно на блоке "plot", что в настоящий момент моделирования, это время после 3^{го} реза, при котором время работы пластической деформации $\tau_{13}=1.511 \cdot 10^{-7}$ с.

Расчет тепловых потоков q_p и q_{cp} производится согласно ортогональной схемы резания [11] и исследований Корчака С. Н. [2], установившего зависимость между нормальным σ_s и касательным τ_s напряжениями на плоскости сдвига:

$$\sigma_s = 1.5 \cdot \tau_s ,$$

а также зависимость τ_s от σ_i - интенсивности напряжений на плоскости сдвига при скорости и степени деформации соответствующей шлифованию: $\tau_s = \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}}$.

На основе ортогональной схемы резания и приведенных зависимостей между τ_s , σ_s , и σ_i в [1] получены следующие формулы для q_p и q_{cp} для скорости резания $V=50$ м/с, переднем угле зерна $\gamma= -45^\circ$, угле сдвига $\beta= 22^\circ$, и коэффициенте трения $\mu=0.3$:

$$q_p = 52 \cdot \sigma_i \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}; \quad (5)$$

$$q_{cp} = 4.33 \cdot \sigma_i \text{ Дж/см}^2 \cdot \text{сек}. \quad (6)$$

Принимая во внимание результаты статьи (5) в обрабатываемую поверхность направляем половину от значений согласно формул (5) и (6).

Интенсивность напряжений σ_i зависит от температуры. Поэтому, пользуясь такой зависимостью $\sigma_i(T)$, полученной Корчаком С.Н. и аппроксимированной нами в [1] вычисляем $\sigma_i(T)$ в "compound bloks" под названием "dT, dT2 in source", на которой подается номер реза из блока "вектор – скаляр "

V- >S

2.1

Блок "dT, dT2 in source" в развернутом виде приведен на рис.6.

Слева в этом блоке расположены сверху вниз семь блоков * = = имеющих два входа. На верхний вход подается постоянная величина, равная одному из номеров реза. На второй нижний вход подается сигнал номера реза от блока "вектор-скаляр". Когда значения входов на блоке равно = совпадут на выходе этого блока формируется единица, которая подается на верхний вход блока "merge" и он пропускает сигнал с входа t, на который подается температура T_i блока, на котором выделяются тепловые потоки q_p и q_{cp} .

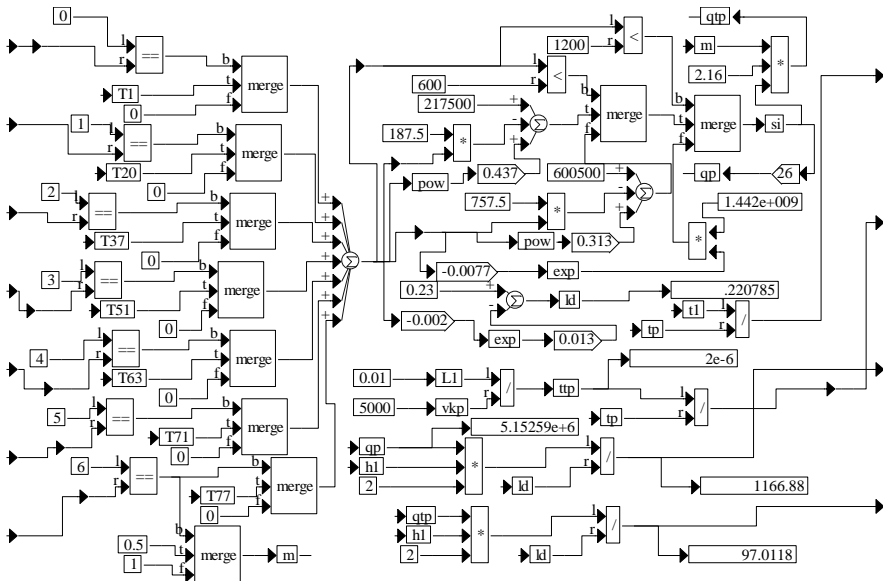


Рисунок 6 – Блок "dT, dT2 in source"

В зависимости от T_i вычисляется σ_i , обозначенное на рис.6 как S_i , и соответственно $q_p=26 \cdot S_i$ и $q_{tp}=2.16 \cdot S_i$. Тепловые потоки задаем градиентом температур согласно известного закона Фурье:

$$q = -\lambda(T) \frac{\partial T}{\partial x}.$$

Если, например, тепловой поток выделяется на элементе с номером 37, то к температуре T37 добавляется температура:

$$dT = \frac{q_p \cdot h1 \cdot 2}{\lambda(T37)}, \quad (7)$$

где $h1$ размер вдоль оси X 37^{oo} элемента, λ - коэффициент теплопроводности стали при температуре T37.

Когда действие потока q_p прекратится, на этом же элементе выделяется тепловой поток от трения q_{tp} . Для этого вычисляется температура:

$$dT2 = \frac{q_{tp} \cdot h1 \cdot 2}{\lambda(T37)}, \quad (8),$$

которая добавляется к температуре T37.

Значения $\lambda(T)$ вычисляются также в этом блоке согласно зависимости установленной Корчаком С.Н. [2] для стали X18H10T:

$$\lambda(T) = 0.23 - 0.13 \cdot e^{-0.002 \cdot T}. \quad (9)$$

Таким образом compound blok "dT, dT2 in source" формирует температуры dT и dT2 для каждого реза в месте на стержне согласно номера реза.

Необходимо заметить, что для последнего реза номер которого 6 тепловой поток от трения $q_{\text{тр}}$ уменьшается в два раза (умножается на коэффициент $m=0,5$), а время действия теплового потока $q_{\text{р}}$ (когда зерно не режет, а только скользит) равно нулю, что видно по второму входу на блок "скаляр-вектор" для номера реза 6. Так моделируется только трение без снятия стружки.

На рис.7 приведена блок-схема моделирования последовательного действия тепловых потоков $q_{\text{р}}$ и $q_{\text{тр}}$ на соответствующем элементе стержня. Начало действия теплового потока, $q_{\text{р}}$, т.е. startcut, вычисляется как номер реза (№ cut), умноженного на время между резами $t_{\text{р}}$. Если время моделирования, заданное блоком моделирования времени ramp, будет больше или равно времени startcut, то на выход блока "merge" пропускается dT, а иначе ноль и этот сигнал dT пропускается через второй блок "merge" до тех пор пока время моделирования не превысит время startcut плюс t_1 , где t_1 время действия источника тепла на плоскости сдвига, которое для каждого реза свое, согласно табл.1., т.е. значению его на втором выходе блока "вектор-скаляр" на рис.5., которому присваивается имя t_1 . После того, как время моделирования превысит время startcut + t_1 начинает действовать тепловой поток от трения и он действует в течение времени t_{tp} , которое рассчитывается в блоке "dT, dT2 in source", показанном на рис.6, делением величины площадки износа L1, см на скорость резания $V_{\text{к}}=5000$ см/с. Таким образом на элементе, на котором выделяются тепловые потоки $q_{\text{р}}$ и $q_{\text{тр}}$ формируется последовательное добавление температуры dT и dT2 к температуре этого элемента и этому сигналу присваивается имя flow.

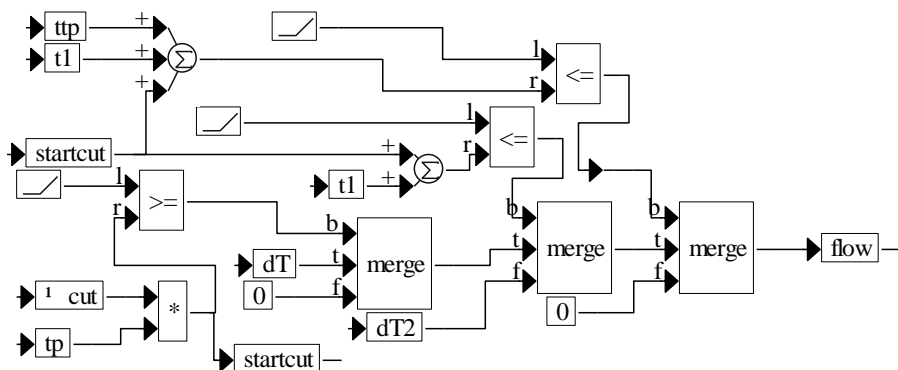


Рисунок 7 – Блок-схема моделирования последовательного действия тепловых потоков

Этот сигнал подается на элемент, на котором выделяется тепловой поток в соответствии с номером реза. Пример подачи сигнала flow на нулевой элемент приведен на рис.8.

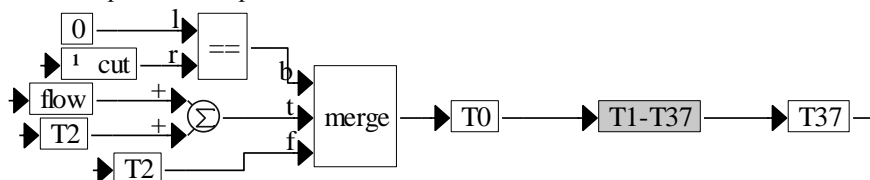


Рисунок 8 – Блок-схема подачи сигнала flow на нулевой элемент

Таким образом, описаны все элементы конечно-разностной модели, кроме моделирования коэффициентов K_i согласно рис.2. Эти коэффициенты вычисляются для каждого $i^{то}$ элемента и собраны в три "compound bloks" с именами "h₁ - 4, K₁- K₃₇", "K₃₈-K₈₁" и "K₈₂-K₁₁₀". В блоке " h₁ - 4, K₁- K₃₇" вводятся и размеры элементов h₁, h₂, h₃ и h₄.

На рис.9. приведен пример расчета K_{50} т.е. K_i для $50^{то}$ элемента, когда тепловой поток не выделяется на $51^{ом}$ элементе. Когда же при номере реза 2 на $51^{ом}$ элементе выделяется тепловой поток, то для предотвращения его перетекания в стружку и зерно, коэффициенту K_i присваивается очень малая величина, равная 0.001 и значению K_i присваивается имя K_{50a} . Этот коэффициент K_{50a} все время действует в течение времени между началом $2^{то}$ реза и началом $3^{то}$ реза.

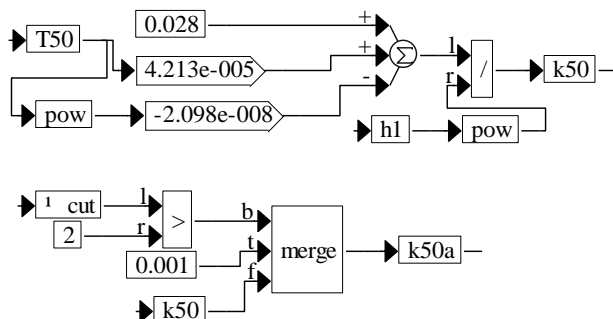


Рисунок 9 – Пример расчета

Анализ и обсуждение результатов моделирования

Анализ результатов моделирования производим по графикам изменения температуры на ряде элементов T1, T21, T38, T52, T64, T72, T78, T81, T110.

Температура T81 соответствует температуре поверхности детали. Остальные T1-T79 соответствуют температурам, отстоящим от места ввода теплового потока в стержень для резов с номерами 0...6 на 0,25 мкм, т.е. на

$X_i=0.00025$ мм, где X_i – расстояние от детали к заготовке (см. табл.1). Температура T110 соответствует температуре конца стержня, т.е. на расстоянии 420 мкм вглубь детали.

Кроме этих температур рассматривается сигнал flow – последовательное добавление температуры к элементу, в котором выделяется тепло. Все эти сигналы выделены на рис.10.

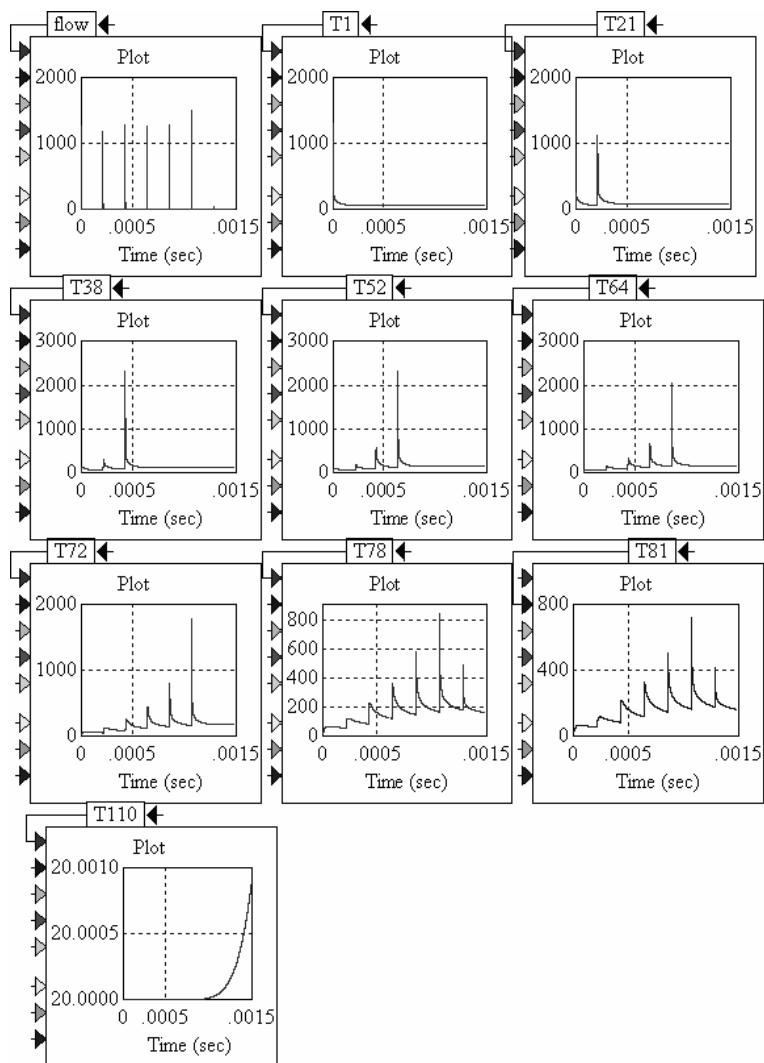


Рисунок 10 – Результат моделирования сигнала "flow"

Проанализируем сигнал "flow". Общая его картина видна на рис. 10, а в увеличенном масштабе этот сигнал показан на рис. 11 для 2^{-го} номера реза. Из рис.11 видно, что к элементу №37 сначала добавляется $dT=1300^{\circ}\text{C}$ и эта "добавка" действует в течение времени $1.889 \cdot 10^{-7}$ с. Этим самым моделируется тепловой поток от работы деформации q_p . После его прекращения начинает действовать тепловой поток от работы трения $q_{тр}$, что обеспечивается "добавкой" температуры к 37 элементу равной dT_2 и действует в течении времени $t_{тр}=0.000002$ с. Таким образом сигнал "flow" соответствует требованиям к нему.

Для сигналов T1 ÷ T78 общим является то, что элементы 1 ÷ 78 нагреваются до тех пор, пока последовательно режущие зерна не срежут их. Так, элемент T21 нагревается нулевым резом и первым резом, а затем, после срезания его первым резом он не нагревается. Из графика сигнала T110 видно, что 110^{ый} элемент стержня нагревается очень незначительно всего на 0.001°C больше 20°C . Таким образом, граничные условия уравнения (1) $T(\infty, t) = 20^{\circ}\text{C}$ выдерживаются.

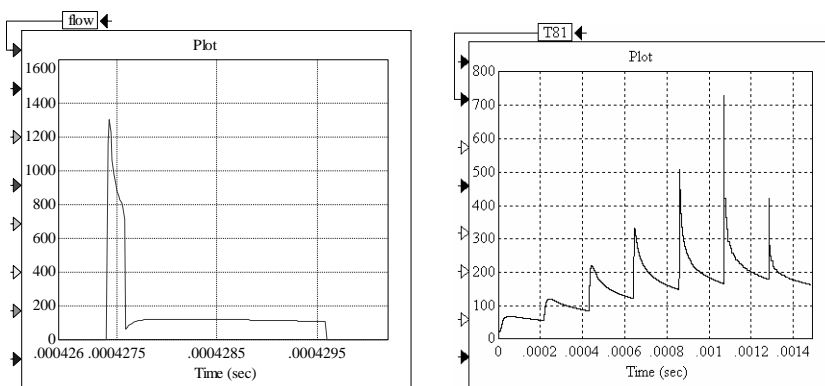


Рисунок 11 – Результат моделирования сигнала "flow"

Особый интерес, конечно, вызывает сигнал T81 – температура на поверхности обработанной детали. Она с каждым резом возрастает и при резе с номером 5 она достигает значения 725°C . Постепенное нарастание температуры поверхности детали происходит за счет того, что источники тепла q_p и $q_{тр}$ с каждым последующим резом приближаются к поверхности детали в процессе ее перемещения через зону контакта с кругом со скоростью подачи. Рез №5 соответствует последнему резу, когда зерно снимает стружку. Последнее зерно №6 только скользит по поверхности заготовки и она

нагревается только теплом трения на задней поверхности зерна. Т.к. тепловой поток от работы трения значительно меньше потока от работы деформации, то поверхность детали нагревается после него значительно меньше, чем от реза №5.

Не перестраивая модели, на имеющейся можно проанализировать влияние величины площадки износа L1 на максимальную температуру поверхности детали. Значение L1 задается в блоке "dT, dT2 in source" (см. рис.6.) . На рис.10 и 11 приведены результаты моделирования при площадке износа L1= 0.01 см =0.1 мм.

Меняя размер L1 изменяем максимальную температуру на поверхности детали T81. Результаты моделирования с изменением L1 и их анализ сведены в табл.2.

Таблица 2 – Влияние размера площадки износа зерна L1 на температуру поверхности детали

L1, мм	T81max. °C	Длительность t_p действия $q_{тр}$, сек.	t_p/T_{15}	$\Delta T, ^\circ C$
0.05	425	0.000001	13	
0.1	725	0.000002	26.6	300
0.15	930	0.000003	40	200
0.2	1084	0.000004	53.3	150
0.25	1205	0.000005	66.6	120
0.3	1312	0.000006	80	107
0.35	1412	0.000007	93.3	100
0.4	1500	0.000008	106.6	88

Из табл.2 видно, что температура поверхности детали в основном определяется размерами площадки износа, хотя тепловой поток от работы трения в ≈ 25 раз меньше чем от работы деформации на плоскости сдвига. Такой факт объясняется тем, что длительность действия теплового потока трения t_p значительно больше, чем длительность действия теплового потока от деформации на плоскости сдвига на предпоследнем резе T15, которое согласно табл.1. равно $0,75 \cdot 10^{-7}$ с и в модель вводится блоком "скаляр - вектор" при 5^{ом} резе (см.рис.5).

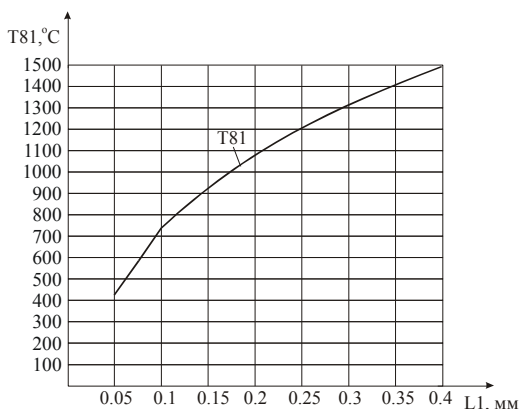


Рисунок 12 – График влияния температуры от площадки износа L1

Характер нарастания максимальной температуры на поверхности детали с увеличением площадки износа L1 хорошо виден из графика рис. 12. Из этого рисунка видно, что сначала в диапазоне увеличения L1 до 0,1 мм интенсивность нарастания максимальной температуры растет, а затем стабилизируется. Если вычислить значение прироста $\Delta T^{\circ}\text{C}$ максимальной температуры ΔT с увеличением площадки износа при равномерном шаге этого увеличения равным 0.05 мм, то видно из табл.2., что оно все время падает, а максимальному значению ΔT соответствует величина $\Delta T=300^{\circ}\text{C}$, когда от острого зерна (зерна с площадкой 0.05 мм) процесс шлифования, в результате износа зерен, переходит к шлифованию с площадкой износа L1= 0.1 мм.

Дальнейшее увеличение площадки износа не так заметно сказывается на приросте температуры ΔT поверхности.

Выводы

1. Разработана конечно-разностная модель нагрева поверхности обрабатываемой последовательно режущими абразивными зёрнами при круглом наружном шлифовании при моделировании этой поверхности набором тонких адиабатических стержней. В модели учтено уменьшение толщины слоя срезаемого каждым последующим зёрном со стержня проходящего через зону контакта круга с заготовкой. В модели также учтена возможность замены движущего вдоль стержня источника тепла от работы деформации на плоскости сдвига неподвижным непрерывно действующим источником. Учтено также при малой глубине резания последним зёрном при выходе стержня из зоны контакта с кругом отсутствие резания, т.е.

скольжение зерна по обрабатываемой поверхности. Модель также учитывает изменение теплофизических констант обрабатываемого материала и его сопротивляемость деформации от температуры.

2. Моделированием установлено значительное влияние величины площадки износа на зерне на максимальную температуру шлифуемой поверхности. При изменении площадки износа с 0,1 мм до 0,4 мм максимальная температура, при условиях рассмотренного в статье примера, повышается с 425 °С до 1500 °С.

3. Разработанная методика моделирования может быть распространена на различные режимы шлифования и обрабатываемые материалы, что позволит определить предельные условия шлифования исходя из максимально допустимой температуры обрабатываемой поверхности.

Список использованных источников: 1. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Конечно-разностная теплофизическая модель резания абразивными зернами шлифовального круга. Физические и компьютерные технологии. Труды 15-й международной научно-технической конференции. 1-3 декабря 2009 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”.- 2009 г.- С.145-154. 2. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 3. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О мгновенной температуре шлифования. // Вестник национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – 2009. – №2. – С. 97-106. 4. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Расчет параметров процесса резания единичными абразивными зернами шлифовального круга при стержневой модели обрабатываемой поверхности. // Вестник национального технического университета "Харьковский политехнический институт". – 2010. – № 24. – С. 50-59. 5. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. О балансе тепла от работы деформации на плоскости сдвига при резании единичным абразивным зерном. // Збірник наукових праць Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування машинознавство. - Випуск 7 (166). - С. 65-75. 6. Карслоу К., Егер Д. Теплопроводность твердых тел. - М.: Наука, 1964. – 487 с. 7. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности.- М.: Машиностроение, 1978.- 168 с. 8. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Пирогов А.Ю. Теплофизика резания единичным абразивным зерном. // Восточно–европейский журнал передовых технологий. – 2008. – № 1/5 (31). – С. 30-40. 9. Сизый Ю.А., Сталинский Д.В., Ушаков А.Н. Температура самоподогрева при шлифовании. // Восточно–европейский журнал передовых технологий. – 2009. –№ 1/5 (37). – С. 24-37. 10. Дьяконов В.П. VisSim+Mathcad+MATLAB. Визуальное моделирование. - М.: Солон-Пресс, 2004.- 384 с. 11. Yusuf Altıntaş. Manufacturing Automation. Metal cutting mechanics, machine tool vibration, and CNC design. Cambridge University Press. 2000.

Поступила в редколлегию 20.05.2010

Н. В. Сурду, канд. техн. наук,
А. В. Телегин, канд. техн. наук, Харьков, Украина

РАЦИОНАЛЬНЫЕ РЕЖИМЫ БЕСЦЕНТРОВОГО ШЛИФОВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

В статті представлені режими різання безцентрового шліфування важкооброблюваних матеріалів з перехресними осями інструмента й деталі, розроблені з урахуванням критеріальних вимог адсорбційно-пластифікуючого ефекту. Нові режими та налагоджувальні параметри представлені у вигляді номограми, зручної для технологів і шліфувальників. Обробка різних груп важкооброблюваних матеріалів на цих режимах забезпечує гарантовану відсутність шліфувальних дефектів та формування зміцненого поверхневого шару.

В статье представлены режимы резания бесцентрового шлифования труднообрабатываемых материалов со скрещивающимися осями инструмента и детали, разработанные с учетом критеріальных условий проявления адсорбционно-пластифицирующего эффекта. Новые режимы резания и наладочные параметры представлены в форме номограммы, удобной для технологів и рабочих. Обработка различных групп труднообрабатываемых материалов на этих режимах обеспечивает гарантированное отсутствие шлифовальных дефектов и формирование упрочненного поверхностного слоя.

The article presents the cutting condition of centreless grinding of hard-to-machining materials with intersect axes of tools and parts tailored to the criteria of manifestation of the adsorption-plasticizing effect. New cutting condition are presented in the form of nomograms, convenient for technologists and workers. The processing hard-to-machining materials different groups in these cutting condition provide guaranteed lack of grinding defects and the formation of the hardened layer.

Благодаря высокой производительности, бесцентровые круглошлифовальные станки используют в разнообразных отраслях промышленности. При бесцентровом шлифовании базирование выполняется по обрабатываемой поверхности детали. В существующих станках, в процессе снятия припуска, при продольном шлифовании цилиндрических поверхностей, деталь, которая перемещается в осевом направлении, вращается в рабочем пространстве. Ее обработка ведется со скрещивающимися осями ведущего и шлифовального кругов.

При обработке данным способом шлифовальный круг имеет рабочую коническую и калибрующую цилиндрическую части. Так как положение оси заготовки отличается от положения оси детали на калибрующем участке, то деталь получает дополнительное смещение к шлифовальному кругу. В результате деталь получает погрешность обработки в виде седлообразности.

Кроме того, бесцентровое шлифование деталей, изготавливаемых из высокопрочных, жаропрочных и жаростойких сталей и сплавов, относящихся к группе труднообрабатываемых материалов (ТОМ), существенно затруднено из-за высокой теплонпряженности зоны резания при бесцентровом шлифовании и технологических особенностей данных материалов. К таким особенностям

следует отнести, прежде всего, их высокую склонность к возникновению шлифовальных прижогов и трещин. Также обработка материалов на хромоникелевой и титановой основе корундовыми абразивными инструментами осложнена высокой засаливаемостью режущей поверхности со всеми недостатками, свойственными этому явлению. Поэтому к шлифованию деталей из указанных материалов предъявляются повышенные требования, прежде всего к надежности методов обеспечения качества обработки.

С другой стороны существует широкая номенклатура быстроизнашивающихся деталей металлургического оборудования для производства труб, обработка которых способом круглого наружного шлифования малоэффективна.

Так при производстве прошивных игл, изготавливаемых из жаростойких сталей необходимо обрабатывать детали малой жесткости длиной 900...1400 мм диаметром от 25 мм. При этом на обработанной поверхности недопустимы шлифовальные дефекты, вызванные тепловым фактором, которые существенно снижают ресурс изделия.

Для предотвращения геометрической погрешности обработки был разработан способ бесцентрового шлифования цилиндрических деталей [1 - 4] при котором ось заготовки перемещается вдоль прямой, которая совпадает с номинальным положением детали на калибрующем участке. Дополнительные смещения детали к шлифовальному кругу отсутствуют, что исключает возникновение подреза профиля детали.

Усовершенствование процесса формообразования происходит за счет изменения схемы обработки таким образом, что инструментальные поверхности шлифовального и ведущего кругов и опорного ножа образуются профилем комбинированной поверхности вращения, которая охватывает параметры заготовки и детали.

Реализация данного способа возможна на станках с поворотным ведущим кругом при скрещивании осей шлифовального круга, детали и ведущего круга (рис. 1) и позволяет вести обработку с величиной припуска значительно большей, чем при традиционной схеме бесцентрового круглого шлифования.

Для повышения эффективности и надежного обеспечения качества абразивной обработки деталей из ТОМ в ИПМаш НАН Украины разработаны научные основы и способы усовершенствования кинематики процессов формообразования, направленного на обеспечения условий для снижения энергоемкости процесса стружкообразования за счет проявления адсорбционно-пластифицирующего эффекта (АПЭ) [5-12].

АПЭ проявляется практически повсеместно и оказывает значительное влияние на энергетические и силовые параметры процесса деформирования и разрушения металлов [13, 14]. В работе [7] были разработаны критериальные зависимости, выполнение которых однозначно и надежно обеспечивает

условия проявления АПЭ при любом механическом процессе, основанном на пластическом деформировании и разрушении металлов.

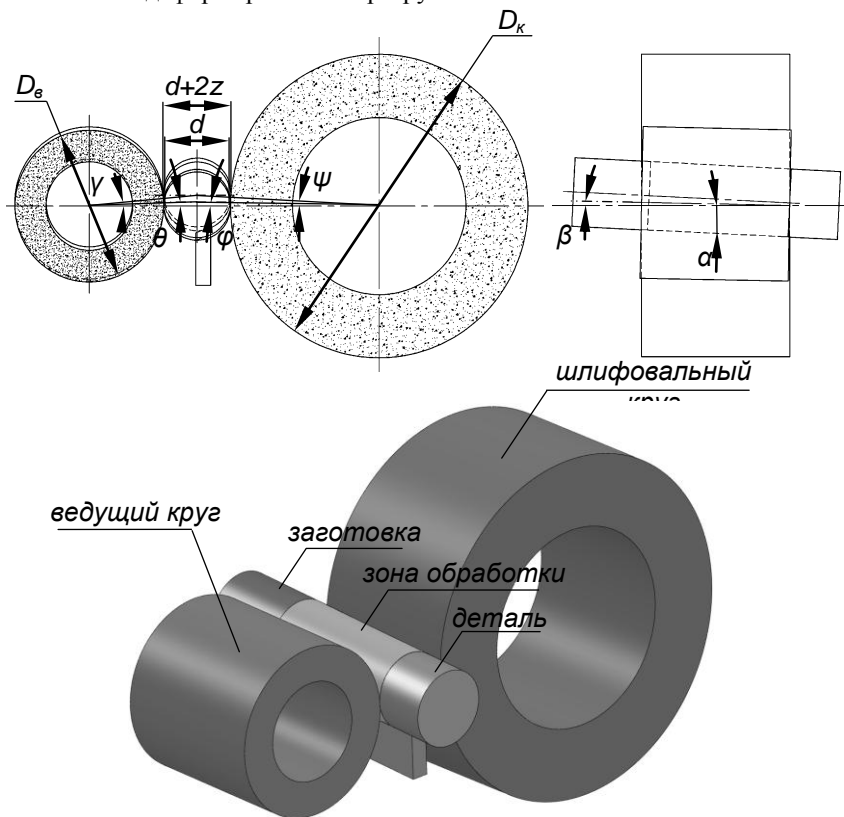


Рисунок 1 – Схема бесцентрового шлифования со скрещивающимися осями инструмента и детали

Таких критериев два:

1. Промежуток времени $\Delta\tau_p$ между последовательным съемом стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности не должен быть меньшим, чем латентный период $\Delta\tau_x$ времени развития АПЭ, т.е.

$$\Delta\tau_p/\Delta\tau_x \geq 1. \quad (1)$$

2. Количество атомов (молекул) Ω_k среды, которая подводится в контактную зону к ювенильным участкам поверхности, должно быть достаточным для того, чтобы осуществилась полномасштабная адсорбция и образовался адсорбционный слой со степенью покрытия $\theta = 1$. Аналитически этот критерий можно представить в виде

$$\Omega_k/\Omega_{ад} \geq P, \quad (2)$$

где $\Omega_{ад}$ – количество атомов (молекул) в адсорбционном слое, $P \gg 1$.

В работе [8] было также установлено, что латентный период Δt_x времени развития АПЭ имеет порядок 10^{-2} с. А при традиционных режимах шлифования промежутки времени между последовательными актами съема стружки с одного и того же участка поверхности Δt_x не превышает $10^{-5} \dots 10^{-4}$ с. Этого времени недостаточно для осуществления адсорбционных процессов в достаточной степени не только для проявления АПЭ, но и для образования смазывающего слоя. Таким образом, при известных режимах шлифования критериальные требования (1) и (2) чаще всего не выполняются.

Из анализа кинематики процесса абразивного резания материалов следует, что, для увеличения промежутка времени $(\Delta \tau_p)_i$ взаимодействия компонентов СОТС с ювенильной поверхностью, вскрываемой режущим зерном, необходимо установить такое соотношение между скоростью круга V_k и скоростью вращения изделия V_d , при котором выполняется условие:

$$\frac{(r - l_k) \cdot V_d}{l_k \cdot V_k} \geq 1 \quad (3)$$

где l_p – расстояние между режущими зёрнами; l_k – длина дуги контакта; V_d – скорость вращения детали; V_k – скорость вращения круга.

Выполнение этого условия означает, что линейная скорость вращения обрабатываемой поверхности изделия устанавливается такой, что, за промежуток времени $(\Delta \tau_p)_i$ между выходом из зоны контакта режущего зерна и входом в зону следующего режущего зерна, находящегося в той же плоскости вращения, обрабатываемая поверхность изделия переместится и станет в такое положение, при котором точка выхода из зоны контакта режущего зерна станет точкой входа в зону контакта следующего режущего зерна.

В этом случае, ювенильная поверхность, образованная в результате снятия стружки режущим зерном уходит из зоны контакта с абразивным инструментом, и снова войдет в контактную зону только после полного оборота обрабатываемого изделия. Тем самым, промежуток времени $(\Delta \tau_p)_i$ между двумя последовательными актами съема стружки с одного и того же участка обрабатываемой поверхности увеличивается до величины равной времени одного оборота детали. В результате этого с одной стороны, увеличивается время взаимодействия вскрываемой ювенильной поверхности с компонентами СОТС, а с другой стороны, облегчается их доступ к этой поверхности.

Из вышесказанного следует, что, при прочих равных условиях, каждому конкретному значению скорости круга V_k и поперечной подаче $S_{поп}$, соответствует конкретное (оптимальное) значение линейной скорости V_d вращения обрабатываемой поверхности изделия, при котором $\Delta \tau_p$ максимально.

Аналитическое определение оптимального значения скорости вращения изделия сводится к решению уравнения (3) относительно V_d . Поскольку в

этом уравнении параметр l_k зависит от V_d и $S_{\text{поп}}$, то выразим величину l_k следующим образом:

$$l_k = 2 \cdot \sqrt{\frac{D_k \cdot d_d \cdot t}{D_k + d_d}} = \sqrt{\frac{4\pi \cdot D_k \cdot d_d^2 \cdot S_{\text{поп}}}{(D_k + d_d) \cdot V_d}} \quad (4)$$

где d_d – диаметр обрабатываемого изделия; D_k – диаметр абразивного круга; t – глубина шлифования.

После подстановки (4) в уравнение (3) и соответствующих преобразований получим кубическое уравнение вида:

$$\frac{l_p^2 (D_k + d_d)}{4\pi \cdot D_k \cdot d_d^2 \cdot S_{\text{поп}}} \cdot V_d^3 - V_d^2 - 2V_k \cdot V_d - V_k^2 = 0 \quad (5)$$

Решение этого уравнения однозначно определяет режимы бесцентрового наружного шлифования.

Таким образом, необходимо разработать режимы резания для бесцентрового шлифования со скрещивающимися осями инструмента и детали, которые обеспечивали бы выполнение критериальных условий (1), (2) для гарантированного отсутствия шлифовальных дефектов - прижогов и микротрещин.

Для этого необходимо определить режимы резания и наладочные параметры (угол установки опорного ножа α и угол наклона ведущего круга β). Именно решению этой задачи и посвящена настоящая работа.

Исходными данными для нахождения режимов обработки являются: обрабатываемый материал, его твердость, требуемая точность и шероховатость, диаметр шлифования d , припуск на обработку z , ширина H и диаметры шлифовального D_k и ведущего D_6 кругов.

Выбор характеристик шлифовального круга, определение скорости резания V_k и частоты вращения заготовки n_0 , высота установки опорного ножа h выполняются по традиционным рекомендациям [15 - 17].

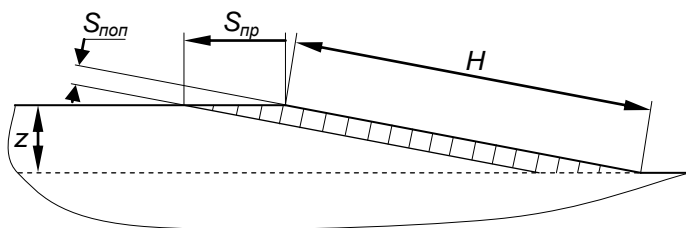


Рисунок 2 – Схема съема припуска при бесцентровом шлифовании со скрещивающимися осями инструмента и детали

Далее из уравнения (5) определяется значение поперечной подачи $S_{\text{поп}}$. Рассмотрев схему съема припуска рис.2, можем рассчитать продольную подачу $S_{\text{пр}}$ по формуле (6):

$$S_{\text{пр}} = 2H \cdot S_{\text{поп}}/z \quad (6)$$

Для определения угла установки опорного ножа α рассмотрим схему формообразования (рис.1) и определим вспомогательные углы ψ , φ .

$$\sin \varphi = \frac{2h}{D_k + d} \quad (7)$$

$$\cos \psi = \frac{D_k + d \cdot \widehat{\cos \varphi}}{D_k + d + z} \quad (8)$$

Тогда искомый угол найдется по (9):

$$\text{tg} \alpha = \frac{D_k + d + z \cdot \widehat{\sin \psi} - z}{2H} \quad (9)$$

При этом величина продольной подачи будет определяться углом установки ведущего круга β и найдется по (10):

$$S_{\text{пр}} = V_d \cdot \text{tg}(\alpha - \beta) \quad (10)$$

Таким образом величина угла β назначается такой, чтобы обеспечивать величину продольной подачи $S_{\text{пр}}$, рассчитанную по (6).

При данной схеме обработки нагрузка на зерно определится из (11).

$$a_z = \frac{S_{\text{пр}} \cdot z}{2H \cdot n_d} \quad (11)$$

По приведенным формулам были определены режимы резания и наладочные параметры обработки деталей диаметром 25...50 мм на станках с диаметром шлифовального круга $D_k = 600$ мм, диаметром ведущего круга $D_s = 300$ мм шириной $H = 300$ мм, припуска на проход $2z = 0,05...0,15$ мм при высоте установки опорного ножа над линией центров $h = 5$ мм. Результаты представлены на диаграмме рис. 3.

Порядок назначения режимов резания и наладочных параметров.

1. В зависимости от обрабатываемого материала, его твердости по традиционным рекомендациям [15 - 17] назначается абразивный круг.

2. В зависимости от диаметра шлифования d по диаграмме определяется частота вращения детали n_d и ведущего круга $n_{\text{вед}}$.

3. По диаграмме определяется величина продольной подачи $S_{\text{пр}}$, угол установки опорного ножа α и угол наклона ведущего круга β для требуемого припуска z и диаметра шлифования d .

Для чего из точки, соответствующей выбранному диаметру шлифования d , восстанавливается вертикаль до пересечения с кривой z - var на соответствующих полях диаграммы.

Примеры назначения режимов резания и наладочных параметров.

1: $d = 30$ мм, $z = 0,05$ мм: $n_d = 400$ об/мин, $n_{\text{вед}} = 40$ об/мин, $S_{\text{пр}} = 250$ мм/мин
 угол установки опорного ножа $\alpha = 0,26^\circ$

угол установки ведущего круга $\beta = -0,1^\circ$

2: $d = 45$ мм, $z = 0,125$ мм: $n_d = 265$ об/мин, $n_{\text{вед}} = 40$ об/мин, $S_{\text{пр}} = 45$ мм/мин

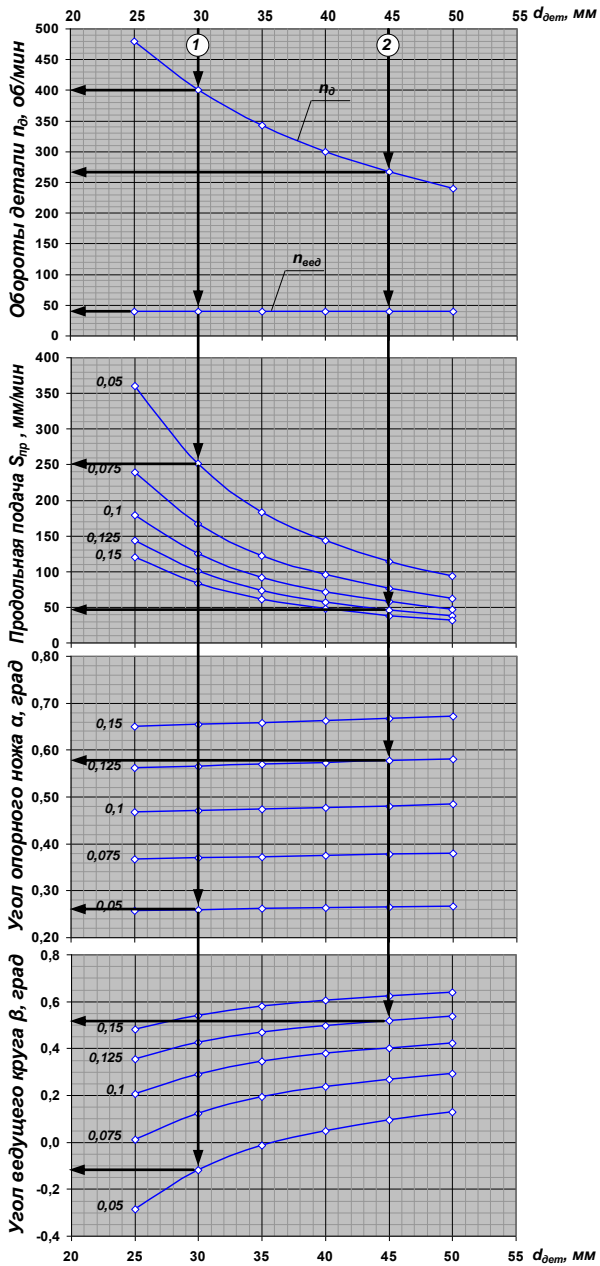


Рисунок 3 – Диаграмма рациональных режимов бесцентрового шлифования ТОМ

угол установки опорного ножа $\alpha = 0,58^\circ$

угол установки ведущего круга $\beta = 0,52^\circ$

Для приведенных режимов круглого продольного бесцентрового шлифования припуск на зерно не превышает 1 мкм, что позволяет применять данные режимы для окончательного шлифования шлифовальными кругами зернистостью 16...25.

Выводы

1. Разработаны наладочные параметры бесцентрового круглого наружного шлифования со скрещивающимися осями круга и детали, которые позволяют вести бездефектную обработку различных труднообрабатываемых материалов.

2. Разработанные режимы и наладочные параметры предназначены для использования на серийных бесцентрово-шлифовальных станках с поворотным ведущим кругом. Они представлены в виде номограммы, удобной для технологов и шлифовщиков.

Список использованных источников: 1. *Грабченко А.И., Кальченко В.И., Кальченко В.В.* Шлифование со скрещивающимися осями инструмента и детали (Монография). - Чернигов: ЧГТУ, 2009- 356 с. 2. *Кальченко В.В.* Научные основы эффективного шлифования со скрещивающимися осями абразивного инструмента и обрабатываемой детали // Диссертация докт. техн. наук. - Харьков: НТУ «ХПИ», 2006. - 329. 3. *Кальченко В.В.* Безцентрове поздовжнє шлифування циліндричних поверхонь зі стабілізацією положення вісі обертання деталей. // Вісник Тернопільського держ. технічн. ун-ту. Науковий журнал. Тернопіль - 2003, Том 8, №3, с. 83 - 90. 4. *Кальченко В.Л., Кальченко В.В., Шам М.К.* Деклараційний патент України на винахід (корисну модель) № 14242 В24В5/04 "Спосіб безцентрового поздовжнього шлифування циліндричних поверхонь", опубл. 15.05.2006р. Бюл. № 5. 5. *Н.В. Сурду.* Микромеханизм влияния сред на пластическое деформирование и разрушение металлов. Часть 1. О наличии полости вдоль оси дислокации // Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов. - Харьков: НАКУ "ХАИ", 2000. - Вып. 23 (6) . - С.116-123. 6. *Н.В. Сурду.* Микромеханизм влияния сред на пластическое деформирование и разрушение металлов. Часть 2. Модель микромеханизма // Вопросы проектирования и производства летательных аппаратов. - Харьков: НАКУ "ХАИ", 2001. - Вып. 24 (1) . - С.139-147. 7. *Н.В. Сурду.* Адсорбционное влияние сред при шлифовании металлов // Пробл. машиностроения.- 1999, Т 2, №1-2, с.106-113. 8. *Н.В. Сурду.* Повышение эффективности шлифования путем совершенствования кинематики процесса // Оборудование и инструмент для профессионалов. - Харьков. -2004. - №2 (49). - С.32-36. 9. *Н.В. Сурду.* Планетарно-сопряженное шлифование плоских поверхностей изделий. Сб. науч. труд. ХГПУ, Вып. 7, часть 2, Харьков, 1999 г. 10. Патент UA №79543 Спосіб шлифування плоских поверхонь і пристрій для його здійснення Сурду М.В., Телегін О.В подання заявки 16.09.2005 дата публ. патенту 25.06.2007 бюл. №9 11. *Н.В. Сурду, А.В. Телегін* Торцевое планетарное шлифование // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн.-техн. сборник. - Харьков. - 2005.- Вып.69.- С.293 - 300. 12. *Н.В. Сурду, А.В. Телегін* Рациональные режимы круглого шлифования труднообрабатываемых материалов // Східно-Європейський журнал передових технологій. 2010. - № 3/2 (45). - С. 51 - 54. 13. *Ребиндер П.А.* Поверхностные явления в дисперсионных системах: Избр. тр. // Физико-химическая механика. - М.: Наука, 1979. - 381 с. 14. *Шукин Е.Д.* Понижение поверхностной энергии и изменение механических свойств твердых тел под влиянием окружающей среды // Физ.-хим. механика материалов. - 1976. - № 1. - С. 3-20. 15. Режимы резания труднообрабатываемых материалов: Справочник / *Гуревич Я.Л., Горохов М.В., Захаров В.И.* и др. 2-е изд., перераб. и доп. - М.: Машиностроение, 1986. - 240 с., ил. 16. Справочник шлифовщика / *Кожуро Л.М., Панов А.А., Ремизовский Э.И., Чистосердов П.С.*; Под общ. ред. *Чистосердова П.С.* - Мн.: Высш. школа, 1981.- 287 с., ил. 17. Прогрессивные режущие инструменты и режимы резания. Справочник / *Баранников В.И., Жариков А.В., Юдина Н.Д.* и др.; Под общ. ред. Баранникова В.И. - М.: Машиностроение, 1990. - 400 с., ил.

Поступила в редколлегию 25.06.2010

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, Л.М. Перпери, канд. техн. наук,
А.М. Голобородько, Одесса, Украина

ВЫБОР ПАРАМЕТРОВ АБРАЗИВНО-ВЫГЛАЖИВАЮЩЕГО ИНСТРУМЕНТА, РЕЖИМОВ И УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ СТУПЕНЧАТЫХ ОТВЕРСТИЙ

У статті визначено етапи проектування на основі розроблених алгоритмів вибору конструктивних параметрів та геометрії інструменту, а також режимів та умов обробки.

В статье определены этапы проектирования на основе разработанных алгоритмов выбора конструктивных параметров и геометрии инструмента, а также режимов и условий обработки.

In article design stages on the basis of the developed algorithms of a choice of design data and tool geometry, and also modes and processing conditions are defined.

Одним из наиболее сложных вопросов в машиностроении является вопрос проектирования режущего инструмента и технологического процесса обработки. Современные ЭВМ позволяют быстро решать сложные задачи, производить анализ результатов и осуществлять выбор наиболее оптимального варианта, отвечающего поставленным целям и задачам.

Начальные этапы проектирования включают в себя рассмотрение структур, определяющих основные параметры и характеристики изделий, а также общинженерные расчеты, поэтому современные системы проектирования должны включать базы данных, системы анализа и позволять находить эффективное решение поставленной задачи.

Цель работы – определение этапов проектирования, включающих алгоритмы выбора конструктивных параметров и геометрии ступенчатых абразивно-выглаживающих разверток (САВР), а также режимов и условий обработки САВР.

Для поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

- определить исходные данные для проектирования САВР;
- составить блок-схему алгоритма выбора конструктивных параметров САВР;
- составить блок-схему алгоритма выбора режимов и условий обработки ступенчатых отверстий САВР.

В техническом задании на проектирование САВР имеются исходные данные для выбора конструктивных параметров и геометрии (рис. 1). Они включают такие характеристики и параметры: 1) требования к точности и производительности абразивно-выглаживающего развертывания; 2) материал заготовки и ее твердость; 3) геометрические параметры обрабатываемых

ступенчатых отверстий, к которым относятся диаметры $d_{o,i}$ и длины $l_{o,i}$ ступеней отверстий; 4) требования к точности предыдущей операции

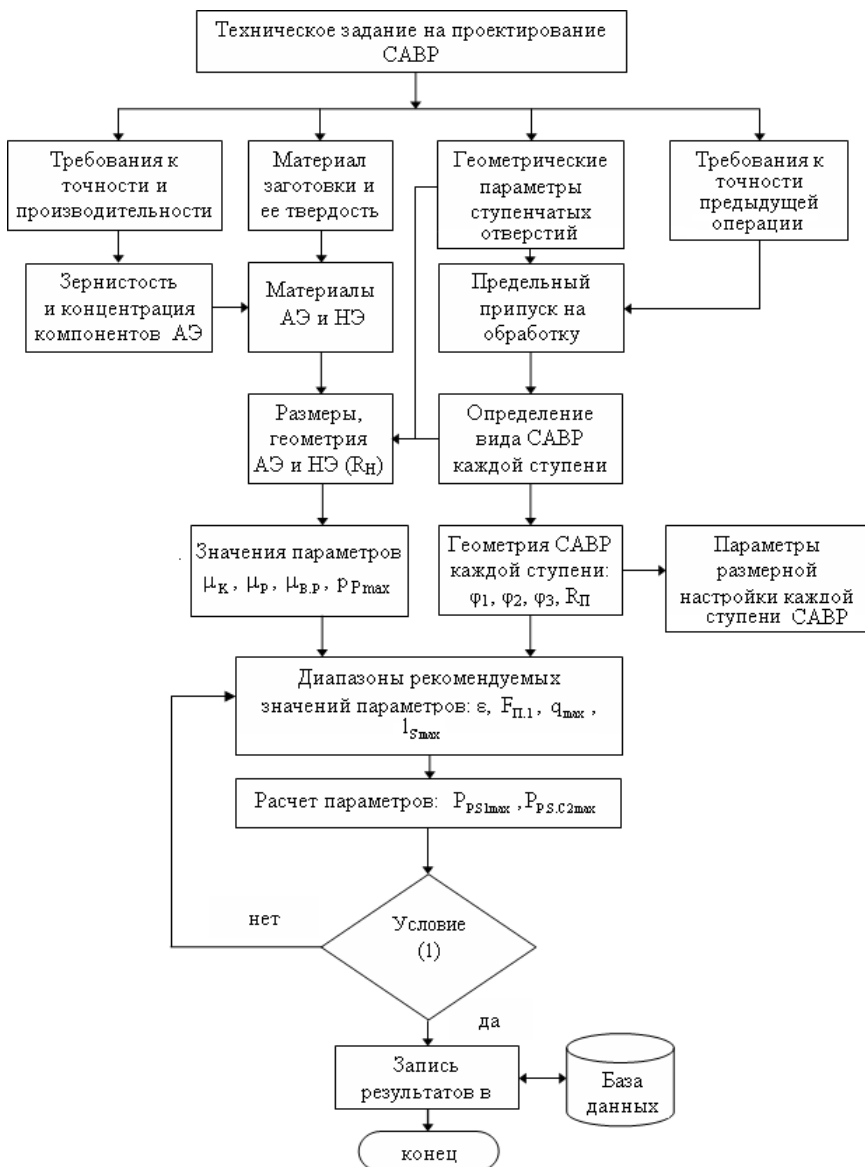


Рисунок 1 – Блок-схема алгоритма выбора конструктивных параметров и геометрии САВР

изготовления ступенчатых отверстий, например, посредством операции растачивания инструментами одностороннего резания. В свою очередь заданные геометрические размеры ступенчатых отверстий и требования к точности предыдущей операции изготовления этих отверстий определяют величину предельного припуска на обработку. Выбор марок материалов абразивного элемента (АЭ) и направляющего элемента (НЭ) с соответствующими зернистостями, процентными концентрациями компонентов осуществляется с учетом требований к точности и производительности обработки САВР, материала заготовки и ее твердости.

Размеры и геометрия АЭ и НЭ зависят от геометрических размеров обрабатываемого отверстия, выбранного вида каждой ступени САВР, определяемого предельным припуском на обработку и возможностью выхода ступени инструмента из отверстия при завершении размерного развертывания. Условия, при которых исключаются сколы и поломки входного переднего участка абразивного бруска длиной l_s , а также оптимальная геометрия АЭ выбираются с учетом выполнения условия:

$$p_{P.S} \leq p_{Pmax} \quad (1)$$

где $p_{P.S}$ – текущее давление на переднем участке АЭ при входе САВР в обрабатываемое отверстие, МПа; p_{Pmax} – предельно допустимое давление на переднем участке АЭ при входе САВР в обрабатываемое отверстие, МПа.

С учетом вышесказанного, определяются значения коэффициентов трения $\mu_K, \mu_P, \mu_{B.P.}$, зависящие от материалов заготовки, корпуса инструмента, АЭ и предельно допустимое давление p_{Pmax} на переднем участке АЭ при входе САВР в обрабатываемое отверстие, обеспечивающие эффективную размерную обработку.

Параметры размерной настройки каждой ступени САВР определяются геометрическими характеристиками этих ступеней. Выбор углов разворота рабочих элементов $\varphi_1, \varphi_2, \varphi_3$ и радиуса вращения поворотного блока R_{Π} , связанные с повышением эффективности изготовления и эксплуатации САВР осуществляются с учетом рекомендаций изложенных в работе [1].

Далее, из диапазона рекомендуемых значений, необходимо выбрать параметры $\varepsilon, F_{\Pi.1}, q_{max}, l_{Smax}$ и произвести расчет предельного значения радиальной составляющей силы $P_{P.S1max}, P_{P.S.C2max}$, действующей на АЭ в процессе размерной обработки входного участка отверстия длиной l_s . Если условие (1) выполняется, то осуществляется запись результатов в базу данных, если нет, то необходимо вернуться к пункту выбора параметров $\varepsilon, F_{\Pi.1}, q_{max}, l_{Smax}$ и заново произвести расчет.

Получив данные по конструктивным параметрам и геометрии САВР, переходим к выполнению второго этапа проектирования технологического процесса (ТП) обработки САВР (рис. 2).

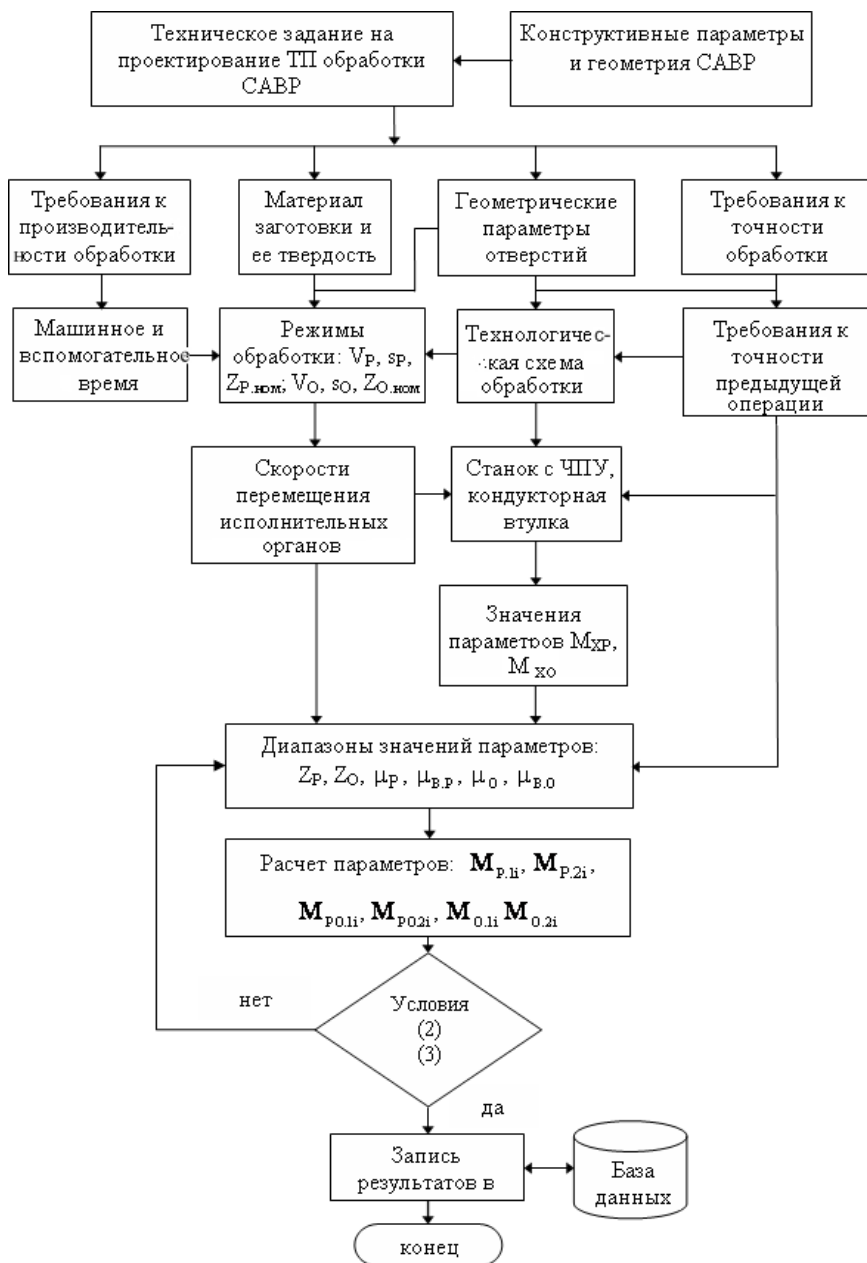


Рисунок 2 – Блок-схема выбора режимов и условий обработки САВР

Выбор технологической схемы обработки осуществляется на основе требований к точности и геометрическим параметрам ступенчатого отверстия в соответствии с данными, изложенными в работе [2].

Выбор станка с ЧПУ определяется заданной точностью обработки, выбранной технологической схемой (обработка с кондукторной втулкой или без).

Далее, из диапазона рекомендуемых значений, необходимо выбрать параметры величин припуска на размерную и отделочную обработку Z_P, Z_O , значения коэффициентов трения $\mu_P, \mu_{B,P}, \mu_O, \mu_{B,O}$ и произвести расчет параметров крутящих моментов: $M_{P.1i}, M_{P.2i}, M_{PO.1i}, M_{PO.2i}, M_{O.1i}, M_{O.2i}$. Если условия (2), (3) выполняются:

$$Z_{O\tau} \geq Z_{Omin} \quad (2)$$

$$Z_{O\tau} \leq Z_{Omax} \quad (3)$$

где $Z_{O\tau}$ – текущий припуск на отделочную обработку, м; Z_{Omin}, Z_{Omax} – минимальный, максимальный припуски на отделочную обработку, м, то осуществляется запись результатов в базу данных, если нет, то необходимо вернуться к пункту выбора параметров $Z_P, Z_O, \mu_P, \mu_{B,P}, \mu_O, \mu_{B,O}$ и заново произвести расчет.

Полученные алгоритмы проектирования САВР и ТП обработки ступенчатых отверстий позволяют эффективно подобрать оптимальную конструкцию инструмента и технологию обработки ступенчатых отверстий с учетом требований к точности изготовления.

Список использованных источников: 1. Джугурян Т.Г. Совершенствование конструкции инструмента для абразивно-выглаживающей обработки / Джугурян Т.Г., Тонконогий В.М., Перпери Л.М. // Резание и инструмент в технологических системах. – НТУ “ХПИ”, 2005. – Вып. 69. – С. 69 – 72. 2. Джугурян Т.Г. Прецизионная обработка ступенчатых отверстий комбинированным инструментом одностороннего резания / Джугурян Т.Г., Тонконогий В.М., Перпери Л.М. //Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2004 – Вып. 2(22) – С. 35 – 39.

Поступила в редколлегию 25.05.2010

Ч.Ф. Якубов, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

ПЕРСПЕКТИВЫ ПРИМЕНЕНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИ ОРИЕНТИРОВАННЫХ СОСТАВОВ СОТС И МЕТОДОВ ИХ ПОДАЧИ ПРИ ОБРАБОТКЕ МЕТАЛЛОВ РЕЗАНИЕМ

Досліджена можливість зміцнення контактних шарів швидкорізального інструмента в умовах мінімізованої витрати МОТЗ на основі рослинних олій.

Исследована возможность упрочнения контактных слоев быстрорежущего инструмента в условиях минимизированной подачи СОТС на основе растительных масел

The article shows the possibility of contact layers strengthening of metal-cutting tools during the process of cutting in MQL conditions where lubricant becomes vegetable oil.

На острие приоритетных задач, стоящих перед машиностроительной отраслью Украины, лежит проблема перехода предприятий на экологически ориентированные производственные процессы. Ощутимый прогресс, достигнутый в области современных методов формообразования (лазерная обработка, гидроабразивное резание, различные способы 3D-CAD-моделирования, интегрированный метод ускоренного формообразования Rapid Prototyping), изначально проектируемых с учетом соблюдения жестких экологических стандартов, не получил широкого практического применения ввиду высокой себестоимости или ограниченного спектра эксплуатационных характеристик материализованных моделей. В отличие же от инновационных технологий традиционные процессы резания, с точки зрения производительности, точности и качества обработанных поверхностей продолжают охватывать самый широкий сегмент в области металлообрабатывающих производств. Одним из необходимых условий, обеспечивающих высокие показатели указанных преимуществ, является использование в процессе обработки смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС), подавляющее большинство которых синтезируется на основе минеральных масел. Вместе с тем, наряду с интенсификацией современных производственных процессов, возрастают и требования в обеспечении их экологической безопасности. До последнего времени это обстоятельство не принималось во внимание, между тем эксплуатация традиционных составов СОТС заметно влияет не только на экологические, но и на социально-экономические аспекты процессов механической обработки металлов. В частности, такие операции, как приготовление, транспортировка, регенерация и утилизация СОТС, а также необходимость обезжиривания стружки и обработанных деталей при их дальнейшем использовании существенно изменяют основные финансовые показатели производственных процессов.

Ужесточение же санитарно-гигиенических, технологических, контрольных и, как следствие, административных мер, связанных с эксплуатацией СОТС, неизбежно влекут за собой и увеличение вспомогательных расходов. На рисунке 1 схематично обобщены основные и вспомогательные финансовые расходы металлообрабатывающих предприятий, связанные с эксплуатацией СОТС [1-4].



Рисунок 1 – Основные и вспомогательные расходы предприятий, связанные с эксплуатацией СОТС

Кроме того, традиционно используемые СОТС чрезвычайно вредны для здоровья человека и являются причиной роста числа профессиональных заболеваний. Отрицательное воздействие на организм человека проявляется как через непосредственный контакт, вследствие чего резко увеличивается вероятность возникновения кожных заболеваний, так и через атмосферу цеха, поражая дыхательную систему и другие жизненно важные органы [5,6]. Безусловно, такое положение требует пересмотра традиционных схем эксплуатации смазочно-охлаждающих технологических сред в сторону экономически эффективных и экологически ориентированных решений в этой области.

Цель статьи – показать эффективность применения экологически ориентированных составов СОТС и методов их подачи в условиях предварительной приработки быстрорежущего инструмента резанием.

На современном этапе развития инструментальной промышленности использование новейших марок сверхтвердых режущих материалов (поликристаллический алмаза – РКД, кубический нитрид бора – СBN, поликристаллический кубический нитрид бора – РКВ и др.) и твердых сплавов с различными видами износостойких покрытий расширяют область, так называемой, «сухой» обработки. Однако опыт лезвийной обработки с применением традиционных инструментальных материалов в условиях полного отказа от применения СОТС обнаруживает целый ряд негативных технологических явлений:

- Интенсификация процессов адгезионного схватывания и, как следствие рост сил трения на контактных площадках, обуславливающий повышение тепловых нагрузок и износа режущего инструмента;
- Снижение размерной точности обработки;
- Увеличение шероховатости обработанной поверхности;
- Неравномерное изменение физико-механических свойств в поверхностных слоях детали;
- Ухудшения условий стружкообразования;
- Повышение уровня шума;
- Повышение тепловых нагрузок на узлы станка.
- Избыточное образование металлической тонкодисперсной (взрывоопасной) пыли при обработке алюминия, титана, магния и пр.;

В последнее время получила заметное развития технология резания с минимальным использованием смазывающего вещества (MMS-Minimal mengenschmierung или MQL-Minimum quantity lubrication), которая является наиболее реальной альтернативой «сухой» обработки.

Технология минимального смазывания (ТМС) - это малоотходная альтернатива общепринятому способу полноструйной подачи СОТС, целью которой является сокращение расхода смазывающе-охлаждающего материала при неизменной производительности процесса механической обработки и обеспечения качества получаемого продукта. С помощью современной высокоэффективной дозирующей техники смазывающий материал целенаправленно подается в контактную зону стружкообразования, где в процессе обработки полностью расходуется. Последнее означает резкое сокращение объемов потребления СОТС, и как следствие, существенное снижение техногенного воздействия на окружающую среду, что является

важным шагом в направлении гармонизации производственных процессов и природы. Этот принцип и заложен в основу конструирования новых дозирующих устройств, предназначенных для реализации концепции технологии минимального смазывания. Данная технология уже сегодня успешно реализуется и осваивается на ведущих мировых предприятиях машиностроительного профиля.

Конструкции дозирующих устройств позволяют обеспечивать подачу СОТС в минимально необходимом количестве, которое в каждом конкретном случае определяется индивидуально. Данные устройства проектируют на основе трех основных принципов: оптимальное дозирование, целенаправленная подача и качество подготовки воздушно-масляной среды.

Смазывающий материал подается в зону резания в виде аэрозоля путем внешнего или внутреннего подвода. Такое отличие является концептуальным с позиций классификации соответствующих устройств. (Рис. 2).

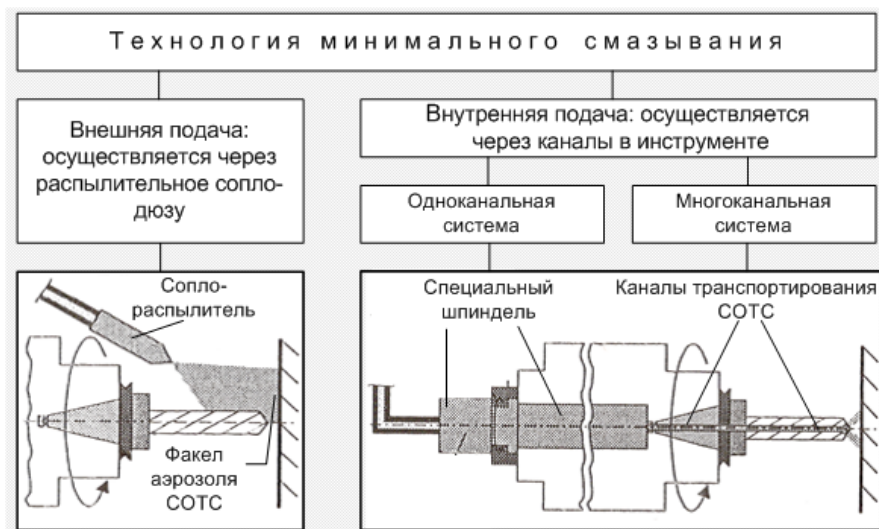


Рисунок 2 - Схематическое представление внешнего и внутреннего подвода воздушно-масляной смеси СОТС в зону резания

Конструкции для реализации наиболее распространенного метода внешней подачи СОТС относительно просты, универсальны и не требуют специальной модернизации шпинделя станка. Учитывая минимальные объемы подаваемого в зону резания смазывающего вещества, дозирующие распылительные наконечники должны обеспечивать локализацию пятна аэрозольного факела в зоне стружкообразования, что требует дополнительной регулировки их положения при изменении типа и длины инструмента. Однако

данный метод малоэффективен при глубоком сверлении и используется на станках с редкой сменой инструмента при обработке простых открытых поверхностей (Рис.3).

Универсальные системы ТМС для внешней подачи СОТС поставляются в качестве вспомогательного оснащения металлорежущих станков и эксплуатируются при основных видах механической обработки металлов (например: точение, сверление, фрезерование).



Рисунок 3 – Основные варианты подачи СОТС в зону обработки при внешнем смазывании

Значительно эффективнее внешнего - внутренний подвод смазочного материала, применение которого однако предусматривает существенные конструктивные и эксплуатационные трудности. Данные системы предназначены для доставки аэрозоля непосредственно в рабочую зону за счет специальной оснастки шпинделя и инструмента, снабженного внутренними каналами. Внутренний подвод СОТС через каналы в инструменте с выходом в зону резания получил широкое применение при обработке отверстий сверлами, зенкерами, развертками, протяжками и при нарезании резьбы метчиками. В зависимости от условий формирования воздушно-масляной среды имеется два основных принципа подачи СОТС в зону обработки: с образованием смеси «смазочное вещество-воздух» вне вращающегося шпинделя (или одноканальная система) и с отдельным подводом смазочного вещества и воздуха к шпинделю и образованием аэрозоля в непосредственной близости от инструмента (или многоканальная система). Второй способ применяется на быстроходных шпинделях и обеспечивает подвод аэрозоля к инструменту без расслаивания и ликваций.

Наряду с развитием и совершенствованием технологии минимального смазывания, оптимальным направлением с точки зрения экологической ориентированности процессов механообработки представляется применение в качестве СОТС веществ, не содержащих вредных компонентов. Наряду с синтетическими водосмешиваемыми веществами на основе полуфункциональных кислородосодержащих соединений, твердыми органическими смазками, парафиноподобными углеводородами различных модификаций и др., наиболее перспективными представляются масла растительной природы. Этот выбор обусловлен не только необходимостью снижения уровня загрязнения окружающей среды, но и важностью перехода от исчерпаемых сырьевых источников к расширенному использованию возобновимых ресурсов. Тут нужно отметить, что работы в этом направлении ведутся во всем мире. В области использования возобновимого сырья ведущая роль принадлежит биоресурсам – прежде всего масляничным сельскохозяйственным культурам. Относительная дешевизна по сравнению с биоразлагаемыми синтетическими продуктами обуславливает целесообразность расширения работ по использованию растительных масел в технике. Высокая же стоимость и дефицитность синтетически сложных эфиров при биоразлагаемости близкой к растительным маслам, существенно ограничивают их применение (Рис.4).

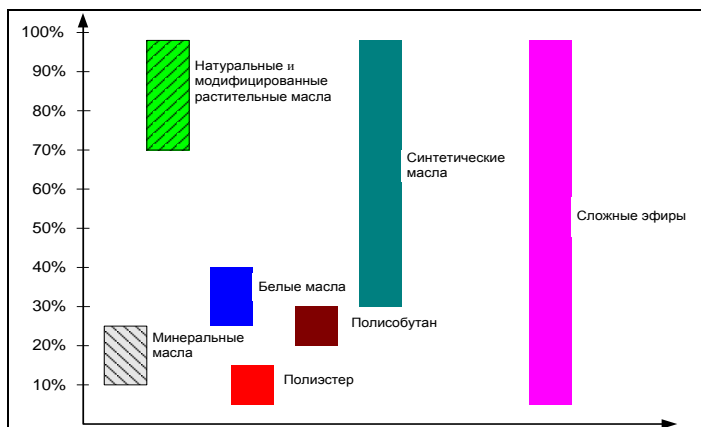


Рисунок 4 – Уровень биологического разложения различных смазок

Основными техническими преимуществами растительных жиров в сравнении с нефтяными маслами являются лучшие вязкостные и трибологические свойства. Это обстоятельство благоприятствует использованию жиров как смазочных материалов, а в ряде случаев дает возможность ограничить применение химически активных присадок вплоть до полного их исключения. Однако жиры имеют низкую

термоокислительную стабильность и их смазочные свойства при повышенных температурах падают. Эти характеристики удается улучшить путем смешивания растительных жиров с нефтяными маслами, но при этом неизменно ухудшаются экологические свойства смазочного материала.

С технико-экономических позиций наиболее предпочтительным представляется рапсовое масло. На сегодняшний день растут не только объемы мирового производства, но и расширяется область его использования в различных отраслях промышленности. Рапсовое масло не уступает минеральному по деэмульгирующей способности, а по склонности к пенообразованию, антикоррозионным и противоизносным свойствам значительно его превосходит. По смазочным свойствам рапсовое масло превосходит также и такие растительные масла, как касторовое, кукурузное, оливковое, подсолнечное и арахисовое [7].

Присутствующие в ненасыщенных жирных кислотах двойные связи являются по отношению к кислороду реактивными и поэтому подвержены легкому окислению. Более того, вследствие высокой чувствительности к гидролизу, образуются гидролитические спаивания, которые, как и окислация (старение), являются нежелательными. Эти недостатки обуславливают ограниченное использование триглицерида в областях с кратковременными или малыми нагрузками (напр. гидравлические устройства). С позиции применения их в качестве СОТС интересным, конечно же, является возможность модифицировать растительные масла добавками из жирных кислот так, что их смазывающие свойства будут повышаться. Например, добавками линолевой кислоты практически полностью удаляют токсическую эруковую (Рис.5). Этим же методом можно повысить сопротивление старению и снизить вредное влияние на здоровье человека.

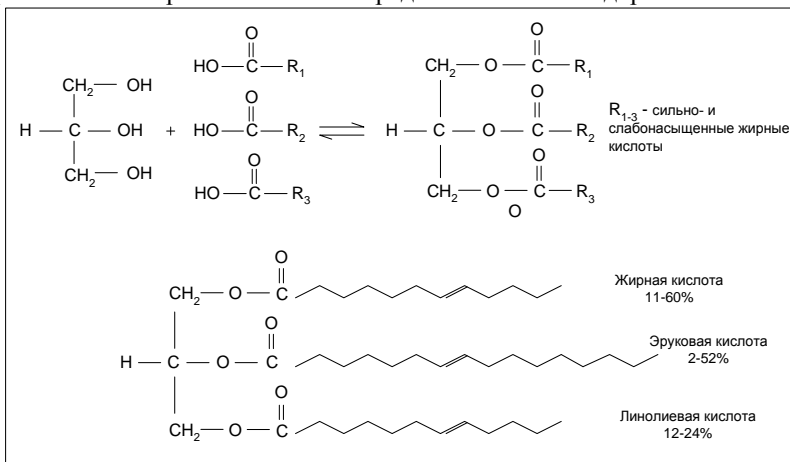


Рисунок 5 - Жирнокислотный состав рапсового масла

Как правило, в вопросе использования растительных масел в качестве СОТС, на передний план выдвигается экологический аспект. Однако это положение как бы скрывает роль позитивных свойств масел растительной природы. На основе результатов исследования трущихся пар открывается возможность целенаправленного изменения триботехнических свойств рапсового масла за счет введения функциональных добавок (олеиновая кислота, триэтаноламин и их соль олеа- триэтаноламина) [8]. Растительные масла отмечены позитивными экранирующими и антифрикционными свойствами для процессов обработки металлов давлением [9]. Проводятся исследования направленные на повышение эксплуатационных характеристик СОТС на основе растительных масел за счет ввода в их состав антиокислительных присадок [10,11].

Анализ существующей информации по созданию и практическому использованию композиций на основе растительных масел показывает, что они представляются фрагментарными исследованиями, и объем знаний в этой области все еще ограничен. Однако, при всем многообразии, они разрабатываются на основе единого требования – за счет снижения работы и температуры резания (трения) снизить уровень разупрочнения контактных слоев инструмента или предельно поддерживать их исходные свойства. Последнее отражает традиционный подход к проблеме стойкости, который формировался на допущении об исключительном разупрочнении контактных слоев инструмента в процессе резания. Однако, рабочие поверхности инструмента в процессе резания не только разупрочняются, но и могут упрочняться. Этот эффект, правомочность которого вытекает из анализа термодинамики контактного взаимодействия [12, 13], проявляется в начальном периоде процесса резания как результат приспособления его рабочих поверхностей (вследствие процессов самоорганизации) к внешним условиям нагружения. Он характерен для определенных условий резания и по аналогии с приработкой трущихся пар обнаруживает существенное повышение стойкости при его эксплуатации в стационарных режимах обработки. Условия приработки решающим образом влияют на стойкость инструмента, являются своеобразным ее регулятором. Стадия приработки, как стадия перестройки структуры инструментального материала, есть неизбежное условие процесса контактного взаимодействия при резании. Она обязательна для всех инструментов и уровнем «прирабатываемости» определяется эффективность практически всех решений, направленных на управление стойкостью. Основным механизмом в этом процессе является деформационное упрочнение, сопровождаемое ростом плотности дислокаций в объемах, примыкающих к рабочим поверхностям инструмента, и проявляемое наиболее полно при деформации стали в метастабильном состоянии, т.е. состоянии, в котором находятся контактные слои инструмента. Это положение предопределило возможные пути

интенсификации процесса упрочнения, одним из которых является повышения стойкости быстрорежущего инструмента в условиях повышения уровня контактных нагрузок (более 500 МПа) и при температурах 200°С...350°С.

Повышение удельных нагрузок имеет место и при применении СОТС, когда уровень снижения сил отстает от уменьшения площади контакта, и тем в большей мере, чем более превалирует смазочное действие. Обладающие высокой проникающей способностью растительные масла при их подаче в сочетании с технологией минимального смазывания, т.е при применении СОТС в отмеченных выше условиях, стимулируют развитие этих процессов.

С целью оценки влияния различных технологических сред на прирабатываемость быстрорежущего инструмента были поставлены сравнительные стойкостные исследования, которые проводились на операциях продольного точения и сверления. Процесс точения был выбран как наиболее информативный и методически удобный в изучении, а операция сверления как выполняемая преимущественно быстрорежущим инструментом и требующая, как правило, обязательного использования СОТС. Подача технологических смазывающих сред (за исключением эмульсии) осуществлялась дозирующим устройством Minicool в режиме минимального смазывания и при рабочем давлении воздуха 4 бар (Рис. 6).

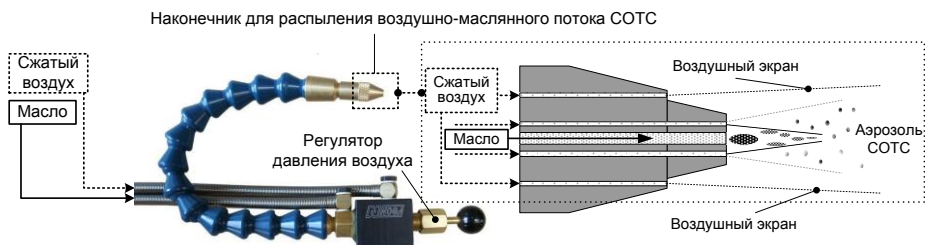


Рисунок 6 – Общий вид дозирующего устройства Minicool (образование воздушно-маслянного аэрозоля реализуется на основе принципа Вентури).

Для обеспечения сравнительного анализа в качестве СОТС применялись индустриальное масло И-20, специальный состав технологической смазки на основе рапсового масла VP 231 и эмульсия 10%-ной концентрации.

В основе предложенной гипотезы (упрочнение рабочих поверхностей режущего инструмента) заложено неизбежное повышение нормальных нагружающих напряжений вследствие уменьшающего площадку контакта проникающего действия СОТС. Наряду с аналогичными, (не представленными в данной статье), исследованиями обработки различных материалов наиболее высокий уровень давлений развивался при резании титанового сплава ВТ 22. Измерения проводились в условиях резания в

режиме предварительной приработки в указанных средах в течении 7 минут (упрочнение приработкой) с последующим переходом на резание этим же резцом при повышенной скорости резания без СОТС.

Результаты стойкостных исследований представлены на рисунке 7

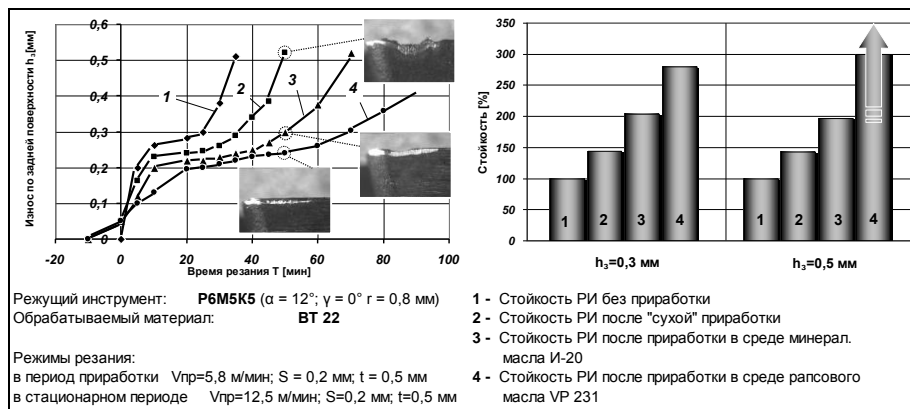


Рисунок 7 – Износ и стойкость быстрорежущего инструмента P6M5K5 при продольном точении титанового сплава BT22 после предварительной приработки в различных средах

Действие внешней среды в значительной мере зависит от свойств обрабатываемого материала. В этом плане хотелось бы отметить ряд определенных наблюдений состояния контактной поверхности инструмента после его приработки в различных средах. При резании химически активного титанового сплава BT22 контактные процессы сопровождаются интенсивными явлениями схватывания во всех средах. Участки контактных поверхностей, примыкающих к режущей кромке, покрыты заторможенным (застойным) слоем обрабатываемого материала, вытянутым в направлении схода стружки и завершающимся отдельными пятнами налипов. Однако, с переходом от «сухого» резания как к минеральному маслу «И-20», так и химически модифицированному рапсовому маслу VP 231 площади участков, покрытые заторможенным слоем и налипами, снижаются. При этом, адгезионные процессы в среде VP 231 менее выражены – налипшие частицы охрупчиваются, легко срываются и уносятся.

Итогом полученных результатов явилось существенное повышение стойкости предварительно приработанного в различных средах режущего инструмента в сравнении с инструментом эксплуатируемом по традиционной схеме (т.е. без приработки) на стационарных режимах «сухого» резания. Наибольший эффект (до 300 %) достигнут при подаче зону резания модифицированного состава технологической смазки VP 231, наименьший при приработке «всухую» и промежуточный – в среде И-20.

Несомненно, важна приложимость рассматриваемого метода упрочнения на операциях сверления труднообрабатываемых материалов, к которым относятся хромоникелевый порошковый сплав Sint-40-C (HRC 38...40). Результаты стойкостных исследований при сверлении указанного материала представлены на рисунке 8.

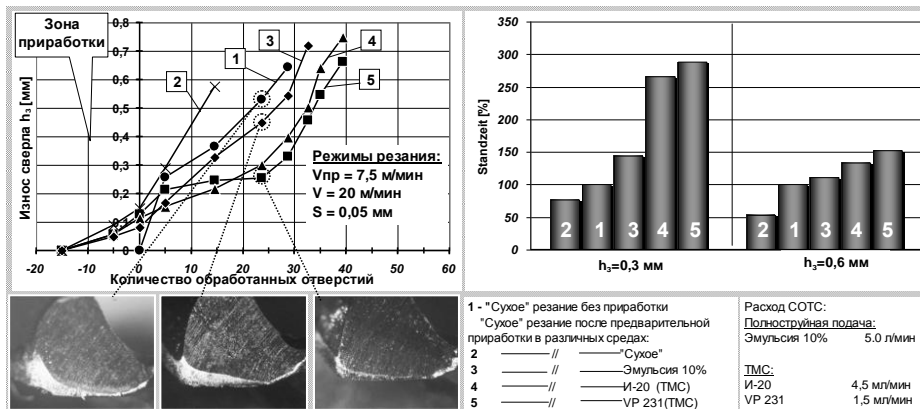


Рисунок 8 – Износ и стойкость быстрорежущего спирального сверла из P6M5 при обработке сплава Sint-40-C после предварительной приработке в различных средах

Эффект снижения износа наиболее ощутим при эксплуатации сверла, упрочненного предварительной приработкой в среде VP 231. Как и следовало ожидать, он более полно проявляется в зоне нормального ($h_3=0,3$ мм) износа и снижается в зоне интенсивного ($h_3=0,6$ мм). Нужно отметить так же эффективность упрочнения приработкой в среде минерального масла И-20 и практическую нецелесообразность использования в этих условиях эмульсии и «сухого» резания.

Таким образом, при резании в диапазоне оптимальных температур (для быстрорежущей стали 200...400°C) факторы, способствующие росту удельных нормальных нагрузок, обуславливают повышение степени упрочнения и износостойкости контактных слоев инструмента. В данных исследованиях такими факторами выступают свойства обрабатываемого материала и смазывающее действие СОТС. Процесс имеет деформационную природу и является следствием самоорганизации контактных процессов, предшествующих износу инструментов из быстрорежущей стали (резьбообразующий инструмент, протяжки, сверла, зенкера, развертки и т.д.), эксплуатируемых, по технологическим ограничениям, в диапазоне указанных температур. В общем рассмотрении, данный процесс открывает принципиально новый путь эффективного использования СОТС, а именно – по аналогии с трущимися парами применение их в качестве приработочных

масел при резании. Процесс расширяет перспективы внедрения в промышленность экологически безвредных масляных технологических сред на основе растительных масел, эксплуатация которых в сочетании с технологией минимального смазывания обеспечивают наибольший эффект упрочнения.

Выводы:

1. Смазочно-охлаждающие технологические среды, снижая площадь контакта стружки с передней поверхностью инструмента и повышая уровень нормальных нагружающих напряжений, усиливают деформационные процессы на его рабочих поверхностях, обуславливая в оптимальных условиях формирование контактных слоев упрочненной износостойкой структуры.

2. Оценка смазочного действия СОТС как фактора, обуславливающего упрочнение контактных слоев инструмента в режиме приработки, открывает принципиально новые пути их эффективного использования. С одной стороны, с учетом применения технологии минимального смазывания расширяется область внедрения в промышленность экологически чистых масел растительной природы, с другой – формируется основа для синтеза универсальных приработочных смазок при резании металлов.

Список использованных источников: **1.** *Weinert, K.* Trockenbearbeitung und Minimalmengenschmierung/ Einsatz in der spanenden Fertigungstechnik / Hrsg.: Weinert, K., Berlin, Heidelberg, New York, Barcelona, Hongkong, London, Mailand, Paris, Singapur, Tokio: Springer-Verlag, 1998. **2.** *Верещака А.С., Лиерат Ф., Дюбнер Л.* Анализ основных аспектов проблемы экологически безопасного резания // Сб. резание и инструмент в технологических системах. Вып. 57. – Харьков, ХГПУ, 2000, С. 29 – 34. **3.** *Якубов Ч.Ф.* Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием. - Симферополь: ОАО «Симферопольская городская типография» (СГТ), 2008. – 156 с. **4.** *Энтелис С.Г., Берлинер Э.М.* Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием.: Справочник. – М.: Машиностроение, 1986. - 352 с., ил. **5.** *Кундиев Ю.Н., Трахтенберг И.М., Поруцкий Г.В.* Гигиена и токсикология смазочно-охлаждающих жидкостей для механической обработки металлов. - Киев: Здоровье, 1992. 120 с. **6.** *Екологічні аспекти застосування МОР:* Навч. Посібник / В.В. Березуцкий. – К.: ІЗМН, 1996. – 164 с. **7.** *Облащикова И.Р.* Исследование рапсового масла в качестве альтернативных смазочных материалов. Дисс. На стиск. Уч. Ст., канд. техн. наук. Москва, 2004 – 104 с. **8.** *Дмитриева Т.В.* Сироватка Л.А., Бортницкий В.И. Композиции на основе рапсового масла и функциональных добавок // Трение и износ. Т. 22, №6. – 2001. - С. 693 – 698. **9.** Технологические смазки. Выпуск II. Тезисы докладов /под. Ред. д.т.н. проф. М.С.Пасечника. К., 1983. – 84 с. **10.** *Менумеров Э.Р., Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р.* Повышение стойкости быстрорежущего инструмента путем применения функциональных добавок к СОТС на основе растительных масел. Резание и инструмент в технологических системах. Международный научно-технический сборник. Выпуск 71. Харьков: НТУ «ХПИ» 2006г. – С. 99 – 102 **11.** *Менумеров Э.Р., Якубов Ч.Ф., Аметов И.Э.* О возможности повышения эксплуатационных характеристик СОТС на основе растительных масел. Вестник Хмельницкого национального университета №6 2006. – С. 44-48. **12.** *Якубов Ф.Я.* Энергетические соотношения процессов механической обработки материалов. – Ташкент: «ФАН», 1985. – 104 с. **13.** *Кундрак Я.* Определение стойкости резов из нитрида бора и длины пути резания в зависимости от различных факторов // Сб. научн. Тр. Резание и инструмент в технологических системах, Вып. 51, 1997, – С.144-147.

Поступила в редколлегию 12.02.2010

СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ

АЛЕКСАНДР ВАСИЛЬЕВИЧ ЯКИМОВ

(к 85-летию со дня рождения)

*Сильные умы отличаются той
внутренней силой, которая дает
возможность не поддаваться готовым
воззрениям, но самим создавать свои
взгляды. Они ничего не отвергают
сначала, но только все принимают к
сведению и перерабатывают по-своему.*

Н.А.Добролюбов

Каждому человеку эпоха предъявляет свои требования, не сообразуясь с тем, способен ли он им соответствовать. Поэтому уровень достижений человека может служить мерой такого соответствия и той гармонии, которая достигнута этим человеком в сообществе людей. Под этим углом зрения личность Александра Васильевича Якимова высвечивается многочисленными гранями его яркого таланта.

Якимов А. В. Родился в 1925 г. в Перми. По окончании школы в 1939 г. поступил в техникум, после которого был зачислен в Ленинградский военно-механический институт. С первого курса в 1943 г. был призван в армию и направлен в Челябинское авиационное училище, после его окончания – в высшую школу штурманов авиации дальнего действия.

После демобилизации, работая на заводе конструктором в г. Перми, поступил на заочное отделение Московского авиационного института, затем в 1952 г. поступил в аспирантуру МАИ, по окончании которой был направлен в Запорожский машиностроительный институт и избран на должность старшего преподавателя, потом – доцента кафедры «Станки и режущий инструмент». В 1961 г. перешел по конкурсу в Пермский политехнический институт на должность доцента кафедры «Технология машиностроения». В 1974 г. поступил в Одесский политехнический институт на должность заведующего кафедрой технологии машиностроения.

Решением ВАК в 1971 г. Якимову А. В. Присуждена ученая степень доктора технических наук и в этом же году утвержден ВАК в ученом звании профессора по кафедре технологии машиностроения.

В 1982 г. профессору Якимову А. В. Указом Президиума Верховного Совета Украинской ССР присвоено почетное звание «Заслуженный деятель науки УССР».

В 1986 г. Александр Васильевич получает диплом лауреата Государственной премии УССР.

Инженерная Академия Украины избрала А. В. Якимова своим академиком.

Под руководством А. В. Якимова были созданы и оснащены необходимым оборудованием, приборами, наглядными пособиями и вычислительной техникой учебные лаборатории кафедры.

Благодаря настойчивости и целеустремленности А. В. Якимов смог заинтересовать и объединить вокруг себя большой коллектив научных работников, нацелив их на решение единой комплексной проблемы – «Увеличение долговечности машин технологическими методами». Такое объединение ученых подняло уровень научно-исследовательских работ. Большинство из этих работ, пользуясь спросом в промышленности, получили признание в стране и повсеместно внедряются на заводах.

Такое объединение открыло перспективу и для научного роста сотрудников. Под руководством А. В. Якимова успешно выполнены 10 докторских и 55 кандидатских диссертаций. А это не только судьба "счастливчиков", но судьба целой отрасли науки.

Профессором Якимовым А. В. Опубликовано 360 печатных научных работ, 74 учебника и получено 78 авторских свидетельств.

За особые заслуги в работе Александр Васильевич был награжден Почетной грамотой Верховного Совета РСФСР.

Книги профессора Якимова А. В. «Оптимизация процесса шлифования», «Качество изготовления зубчатых колес», «Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей», «Прерывистое шлифование» отражают последние достижения в области отделочных методов обработки.

А. В. Якимов был ответственным за постановку НИРС в Минвузе СССР, членом методического совета Минвуза СССР и членом трех специализированных советов по защите диссертационных работ.

Все, кому довелось сотрудничать с Александром Васильевичем, попадают в окружение удивительной ауры этого замечательного Человека, надолго сохраняют теплоту встреч с ним.

Редколлегия сердечно поздравляет Александра Васильевича и желает дальнейшего процветания.

ГИВИ ВЛАДИМИРОВИЧ БОКУЧАВА
(к 80-летию со дня рождения)

*Боги любят мудрость. Люди,
посвятившие себя ей, – любимцы богов.*

Анаксимен

Гиви Владимирович Бокучава переступил порог восьмидесятилетия.

Бокучава Г.В. родился 20-го января 1929 года в г. Батуми. Его родителями были отец – заслуженный инженер строитель и мать – педагог.

После переезда семьи в Тбилиси Бокучава Гиви Владимирович поступил в 1935 г. В 3-юю железно - дорожную школу и окончил ее с медалью в 1947 г. В том же году поступил в Грузинский политехнический институт, который окончил с отличием в 1952 г., получив квалификацию инженера – механика. После окончания института был направлен на станкостроительный завод им. С.М. Кирова, где работал сначала инженером – технологом, а затем старшим технологом инструментального цеха.

С 1956 по 1958 г. учился в аспирантуре при кафедре технология машиностроения. С 1958 по 1961 г. работал ассистентом, а с 1961 г. до 1968 г. доцентом кафедры технология машиностроения.

В 1968 г. был избран заведующим кафедрой самолетостроения, основателем которой он является. В 1974 г. был назначен директором Всесоюзного научно – исследовательского института автоматизации средств метрологии.

В 1981 г. был избран деканом механико – машиностроительного факультета, где проработал на этой должности 9 лет. С ноября 1999 г. по приглашению работал экспертом – консультатом Сианьского технического университета КНР.

В 1991 г. по возвращению из Китая был избран профессором кафедры технология машиностроения, где работает по настоящее время.

На всем постсоветском пространстве и далеко за его пределами все, кто хоть в малейшей степени соприкасались с абразивной обработкой, хорошо знают Гиви Владимировича как увлеченного ученого, страстного, убежденного в достоверности своих научных положений, острого полемиста в дискуссиях, никогда не робеющего перед авторитетами при поиске истины,

способного энергично поддержать начинающего ученого и горячо возражать «в присутствии» оппонента или оппонируемого, открытого к принципиально новым суждениям и воззрениям, даже абсурдным на первый взгляд, особенно если они диктуются опытом, практикой.

Заслуженный деятель науки и техники Грузии, профессор Бокучава Гиви Владимирович является одним из выдающихся ученых в области обработки материалов резанием. Он стал основоположником нового научного направления в исследовании процесса шлифования материалов, реализующего принцип "от единичного зерна до их множества", основанного на изучении физических явлений, возникающих в процессе взаимодействия абразивного инструмента с обрабатываемым материалами. Это направление признано учеными многих стран.

Проф. Бокучава Г.В. является автором более 180 печатных трудов, в том числе 5 монографий, 6 учебников и учебных пособий, 14 изобретений и 4 патентов, а также научных статей, опубликованных в США, Германии, Японии, Польше, Венгрии, Словакии, Китае, Чехии.

Первая монография «Шлифование металлов с подачей жидкости сквозь круг» издана в 1958 году в Москве издательством «Машгиз».

Монография «Износ алмазов и алмазных кругов», издана «Машиностроением» в Москве, содержит результаты исследований и основные закономерности износостойкости абразивного и алмазного инструментов, переведена на английский язык и издана в Лондоне концерном «De Birs».

В 1984 году Бокучава Г.В. написана монография «Трибология процесса шлифования», в которой изложены результаты фундаментальных исследований, области абразивной обработки. Высокая оценка этого труда дана в отзывах ведущих специалистов США, Франции, Англии, Италии, Югославии и др. Эта монография в 1987 году получила первую премию Минвуза СССР. Ее по праву можно было бы назвать «Философия шлифования».

В 1988 году Бокучава Г.В. в соавторстве издает монографию «Шлифование металлов».

Наиболее важными результатами проведенных проф. Бокучава Г. В. исследований является разработка теории износостойкости абразивных и сверхтвердых материалов, закономерностей адгезионного, усталостного и

диффузионного износа абразивов, а также фундаментальные представления о тепловых процессах и температуре резания при шлифовании.

Начиная с 1980 года, научная деятельность проф. Г. В. Бокучава в основном связана с оптимизацией технологических процессов машиностроительного производства и с разработкой технологических основ гибких производственных систем, в том числе инструментального обеспечения ГПС. Им предложена классификация режущих инструментов и режимов резания на обрабатывающих центрах.

В 1988 году проф. Г. В. Бокучава совместно с проф. К. Василко издана монография «Технология автоматизированного производства» (Изд. «Альфа» ЧССР), а в 1989 - в соавторстве с проф. Т. Г. Гегечкори – учебное пособие «Технологические основы ГАП» (Изд. «Ганатлеба», Тбилиси).

Под руководством и непосредственном участии проф. Г. В. Бокучава разработана концепция автоматизированного проектирования процессов изготовления и сборки деталей и целый ряд систем автоматизированного проектирования основных этапов вышеуказанной концепции – САПР, структурной и параметрической оптимизации технологических процессов, расчета размерных цепей сборки и припусков на обработку, обеспечения технологичности конструкций деталей, расчета сложнопрофильных режущих инструментов, металлорежущих приспособлений и др.

Под руководством проф. Г. В. Бокучава защищено 3 докторских и 26 кандидатских диссертаций.

Общение с этим замечательным человеком остается в памяти надолго. Так же, как долго устойчиво впечатление от прочтения его монографий и научных статей. Они поучительны методологией, нетрадиционными подходами, неожиданными выводами. А еще научной смелостью.

К поздравлениям юбиляру многочисленных друзей и коллег присоединяется и редколлегия сборника, основанного Семко Михаилом Федоровичем, который отлично знал и высоко ценил профессора Бокучаву Гиви Владимировича.

ЮРІЙ ВІКТОРОВИЧ ТИМОФІЄВ
(до 75-річчя з дня народження)

*Там, где прежде были границы науки,
там теперь ее центр.*

Г.К. Лихтенберг

Моя наука – это жить и здравствовать.

Лукреций

Юрій Вікторович Тимофієв народився 29 травня 1935 року у м. Харкові.

Після закінчення ремесленого училища працював токарем на заводі ім. Малишева, із срібною медаллю закінчив вечірню школу робочої молоді, поступив та закінчив ХПІ за спеціальністю "Технологія машинобудування, металорізальні верстати та інструменти". Після закінчення ХПІ працював інженером-конструктором на верстатобудівному заводі ім. Косіора. Із 1961 року по теперішній час працює на кафедрі "Технологія машинобудування та металорізальні верстати" НТУ "ХШ". Пройшов шлях від асистента, аспіранта до завідувача кафедри, професора, доктора технічних наук. У 70-х роках був деканом машинобудівного факультету ХПІ.

В жовтні 1984 року призначений на посаду завідувача кафедри. За двадцять п'ять років керівництва значно покращено кадровий склад кафедри. Зараз на кафедрі «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» НТУ «ХШ» працюють 9 професорів, докторів технічних наук та 12 доцентів, кандидатів технічних наук. Професор Тимофієв Ю.В. є автором понад 250 науково-методичних робіт та 6 патентів України. Значну увагу приділяє підготовці наукових кадрів. Під його керівництвом підготовлено та захищено 9 докторських та 12 кандидатських дисертацій.

Ю.В. Тимофієв – засновник наукової школи ефективного проектування, виготовлення та використання агрегованих технологічних систем механообробки. Агреговані технологічні системи механообробки і агрегатні верстати широко поширені в українському машинобудуванні й машинобудуванні найбільш промислово-розвинених країн (10-15% парку металорізального устаткування), становлячи основу високоорганізованих і найбільш ефективних виробництв. Верстати й системи, як і більшість

технічних об'єктів, пройшли період уніфікації. Це привело до виникнення ідеї створення технологічного устаткування на базі загальних цільових вузлів-агрегатів. Агрегативання дозволило забезпечити: скорочення строків і вартості проектування й виготовлення (до 12 разів); підвищення продуктивності обробки за рахунок високої концентрації операцій (до 8 разів); зниження собівартості обробки (до 28 разів); скорочення виробничих площ (до 16 разів); спрощення обслуговування й ремонту; оборотність і гнучкість виробництва.

Ідеологами агрегатованого технологічного устаткування та засновниками цього напрямку в Харкові слід вважати першого завідувача кафедри «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» Харківського політехнічного інституту Корольова П.К. та доцента кафедри, директора Харківського заводу агрегатних верстатів Рябко Х.Г. Вони заклали фундамент та створили передумови розвитку науково-технічних ідей, сприяли підготовці висококваліфікованих фахівців в галузі агрегатованого верстатобудування. Розвиток цього напрямку та остаточне оформлення наукової школи відбулося під керівництвом теперішнього завідувача кафедри професора Тимофієва Юрія Вікторовича. Його докторська дисертація "Основи аналізу та синтезу систем механообробки методами технологічної подібності" у 1985 році була кваліфікована спеціалізованою вченою радою Тульського політехнічного інституту як новий розділ теорії технологічних систем.

У подальших роботах, виконаних на кафедрі «Технологія машинобудування та металорізальні верстати» під керівництвом проф. Тимофієва Ю.В. у тісному науково-технічному співробітництві з Харківським виробничим об'єднанням агрегатних верстатів, на основі узагальнення багаторічного досвіду проектування, виробництва, впровадження й експлуатації в промисловості різних зразків агрегатних верстатів, автоматичних ліній і робототехнічних комплексів у 80-90-х роках минулого сторіччя були розроблені та впроваджені загальні принципи й методики автоматизованого проектування агрегатованих технологічних систем механообробки, створено основи компонетики (теорія компоувань) багатопозиційних агрегатних верстатів, які дозволяють створювати ефективне високопродуктивне агрегатоване металорізальне устаткування.

В процесі розвитку наукового напрямку підготовлено та захищено декілька докторських дисертацій, науковим консультантом яких був проф. Тимофій Ю.В.

Так, докторська дисертація генерального директора Харківського виробничого об'єднання агрегатних верстатів Хіцана В.Д. «Наукові основи удосконалення та розвитку принципу агрегування при створенні технологічних систем металообробки різанням», нині професора кафедри "Технологія машинобудування й металорізальні верстати", що була захищена у 1996 році, не тільки вирішувала значну науково-технічну проблему та концентрувала багаторічний досвід створення агрегатних верстатів, а ї показувала подальші напрямки розвитку цього вискоєфективного технологічного обладнання.

В докторській дисертації професора кафедри Карпуся В.Є. «Технологічні основи структурно-параметричного синтезу компоновок багатонаменклатурного агреатованого металорізального обладнання», що була захищена у 1998 році, була теоретично обґрунтована принципова можливість переналадки технологічного обладнання, що створюється за принципом агрегування, та розроблені технологічні принципи структурно-параметричного синтезу багато-номенклатурних агрегатних верстатів на основі використання запропонованого критерію інтенсивності формоутворення.

В докторській дисертації професора кафедри Пермякова О.А. «Теоретичні основи компонетики агреатованих технологічних систем», що була захищена у 2002 році, вперше розроблена методологія композиційного проектування багатопозиційних агреатованих технологічних систем із круговим транспортуванням заготовки та на основі розробки узагальненої моделі, принципів спрямованого синтезу просторового компонування на базі апарату афінних перетворень координатних систем елементів, що компонуються.

Докторська дисертація професора кафедри Шелкового О.М. «Організаційно-технологічні основи реінжинірінга виробничих систем металообробки», яка захищена у 2004 році, вирішувала значну науково-технічну проблему забезпечення життєвого циклу технологічного обладнання та систем механообробки.

Крім того, за останні два десятиліття років у цьому напрямку було підготовлено й захищено десять кандидатських дисертацій, науковим

керівником вісьмох з них був професор Тимофієв Ю.В. Учні професора Тимофієва Ю.В. успішно працюють не тільки в нашому університеті. Декан машинобудівного факультету Української інженерно-педагогічної академії (м. Харків) Сичов Ю.І. та професор Мельниченко О.А. пройшли наукову школу професора Тимофієва Ю.В. і плідно працюють в своєму ВУЗі. В свій час закінчили аспірантуру, стали кандидатами наук та фахівцями вищої кваліфікації під керівництвом професора Тимофієва Ю.В. громадяни Іраку, Нігерії, Домініканської республіки, Китаю.

Представники наукової школи регулярно опонують або рецензують дисертації, входять до складу спеціалізованих вчених рад інших ВУЗів, комісій МОН України з акредитації навчальних закладів, редакційних рад науково-технічних видань.

Науковий напрямок, пов'язаний зі створенням спеціального високопродуктивного металорізального устаткування, що створюється за агрегатно-модульним принципом, технологічна гнучкість якого забезпечена можливістю його перекомпонування, включений до Державної цільової науково-технічної програми розвитку прогресивних матеріалів та технологічного обладнання для машинобудування на 2011-2015 роки.

Професор Тимофієв Ю.В. є засновником у 1993 році спеціалізованої вченої ради з захисту докторських дисертацій за спеціальностями 05.02.08 - «Технологія машинобудування» та 05.03.01 – «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти» у НТУ «ХПІ». Шість професорів кафедри, докторів технічних наук нині входять до складу спеціалізованої вченої ради. На протязі багатьох років професор Тимофієв Ю.В. входив до складу експертної ради ВАК України, має великий авторитет серед науковців-технологів. Користується значною повагою серед колег, обраний академіком АН Вищої школи України.

Колеги, соратники та учні Юрія Вікторовича від щирого серця поздоровляють його з ювілеєм та бажають міцного здоров'я, натхнення та подальших творчих успіхів. Редколегія збірника приєднується до цих побажань.

МАТЯШ ХОРВАТ **(к 75-летию со дня рождения)**

*Мудрость - это ум, настоящий на
совести.*

Фазиль Искандер

Исполнилось 75 лет выдающемуся ученому, крупному специалисту в области машиностроения, талантливому блестящему профессору, замечательному Человеку Матяшу Хорвату.

Профессор Матяш Хорват родился 19 января 1935 года в г. Надьяк (Венгрия). Его жизненный путь вобрал в себя много из тех особенностей, которые были характерны для второй половины XX века. Деревенское детство, суровости военного времени, резкие социальные и политические изменения. Затем Москва, возможность получить высшее образование инженера-механика в Высшем техническом училище им. Баумана. Бауманка с ее инженерными традициями, известными научными школами, идеологией, ориентированной на «оборонку», московской бытовой неустроенностью студентов, напряженно и болезненно, но без надлома пережитые венгерские события 1956 года в качестве одного из руководителей землячества венгерских студентов в Москве, успешная защита диплома 1959 г. – все это сыграло важную роль в становлении Матяша Хорвата как специалиста, гражданина, Человека.

Получив степень магистра инженерной механики, длительное время работал на оборонном промышленном предприятии в Венгрии, где М. Хорват приобрел основательную инженерную практику. Стремление к дальнейшему совершенствованию снова привело его в Москву, в аспирантуру в СТАНКИНе. Обучение в аспирантуре завершилось успешной защитой кандидатской диссертации в 1966 году.

Работа в институте технологии (ГТИ) в Будапеште (инженер-механик, инженер исследователь, научный сотрудник) совпала с бурным развитием САПР и началом широкой компьютеризации и роботизации машиностроения. Эти годы были временем мощного роста потенциала М. Хорвата как ученого, свидетельством чего явилось присуждение в 1984 году ученой степени доктора технических наук.

Дарование ученого-педагога ярко проявилось на посту заведующего кафедрой «Технология машиностроения» Будапештского технического

университета – одного из старейших в Европе (1974 – доцент, 1987-2004 гг. – профессор, 1975-1999 гг. – заведующий кафедрой, 2005 г. – Почетный профессор). Модернизация содержания образования и обновление материальной базы, создание действующих лабораторий ГПС, компьютерного центра, разработка новейших технологий, примыкающих к нанометрическому диапазону точности, адаптивного управления процессами шлифования, многокоординатные системы обработки сложных поверхностей, компьютерное управление обработкой тел вращения, экспертные системы последовательного управления операциями, применение теории нейронных сетей – всему этому отдано много сил, умения, знаний.

Чрезвычайно широк спектр его научных исследований – электрохимическая обработка, моделирование и оптимизация процессов резания, адаптивное управление станками, генеративное и стратегическое проектирование, ультрапрецизионное точение, компьютеризированная технологическая подготовка производства и многое другое.

Правительство поручает М. Хорвату руководство рядом важнейших комитетов по вопросам автоматизации, материаловедения, технологии в рамках работы Венгерской Академии Наук, он работает в Высшей Аттестационной комиссии в области машиностроения и металлургии, представляет Венгрию в SIRP'e. Им опубликовано более 150 научных работ, учебников и учебных пособий.

Правительство Венгрии наградило М. Хорвата орденом Труда, он удостоен звания лауреата Государственной премии Венгрии, премии Дениса Габора Паттантуса, премии Министерства образования за инновационные исследования, признан лучшим преподавателем Будапештского технологического университета, избран Почетным выпускником и профессором Мишкольцкого университета, Почетным профессором университета Св. Иштвана, награжден Почетными медалями Мишкольцкого и Будапештского университета технологии и экономики.

Убежденный сторонник интеграции ученых разных стран, проф. М. Хорват с большим сожалением и тревогой воспринял наметившийся было процесс разрыва научных связей в период распада СЭВ. Он был одним из первых, кто пошел на восстановление разрушающихся связей, организовав в 1990 году в Будапеште большую международную конференцию технологов машиностроителей «ИНТЕРТЕХНО-90» эмблемой которой был избран мост, мост между Востоком и Западом. Нельзя без благодарности вспоминать его усилия по привлечению ученых Украины, России, Венгрии, Польши,

Германии, Греции, Франции и др. стран к участию в международных программах и проектах, в подготовке совместных научных и учебных изданий. Он принимает в аспирантуру выпускников украинских (Харьковских) и российских вузов, организует совместную с Россией и Украиной подготовку специалистов в области робототехники, регулярно (на протяжении десятков лет) принимает группы студентов Харьковских политехников на производственную практику, на дипломное проектирование, является соорганизатором ежегодной международной конференции «Высокие технологии в машиностроении – ИНТЕРПАРТНЕР», «Micro-CAD» и др.

Профессор М. Хорват любит и превосходно знает историю, культуру, искусство, традиции венгерского народа. В церкви святого Матяша, что в Буде, он расскажет Вам историю достоинства и ценность (бесценность) каждой реликвии; в Эстергоине с тонкостью дотошного искусствоведа прокомментирует любую роспись древних стен собора; в живописнейшей Буде у каждого «закоулка», у каждой скульптурной группы, у каждого домика-картинки он может часами рассказывать о таких деталях, которые не найдешь в путеводителях. В Сент-Эндре продемонстрирует глубокие познания этнографа... Но с таким же огоньком в глазах и афоризмами мудреца он может говорить о памятниках Москвы и Киева, Чернигова и Парижа, Афин и Мехико.

Высокая интеллигентность, эрудиция сочетается с ясными, определенными жизненными позициями. Он требовательный в дружбе, в работе, в сотрудничестве, предельно честен перед окружающими, противник любой фальши, в дискуссиях не всегда «удобен», особенно если оппонент оперирует не очень достоверными истинами.

О широком международном признании научно-педагогической деятельности М. Хорвата говорит избрание его академиком АН Высшей школы Украины, Почетным доктором Таллиннского технического университета (Эстония), Национального технического Университета "Харьковский политехнический институт" (Украина), Московского технологического университета «МОСТАНКИН», ряда вузов Венгрии. М. Хорват – лауреат Почетной международной медали М. Ф. Семко «За личный вклад в сотрудничество университетов», членом программных комитетов многих международных конференций в зарубежных странах.

Редколлегия международного сборника «Резание и инструмент в технологических системах» желает проф. Хорвату Матяшу крепкого здоровья, зажигательной энергичности, все новых и новых достижений!

ЮРИЙ НИКОЛАЕВИЧ КУЗНЕЦОВ (К 70-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Я предпочитаю найти одну истину,
хотя бы и в незначительных вещах,
нежели долго спорить о величайших
вопросах, не достигая никакой истины.*

Галилео Галилей

Юрий Николаевич Кузнецов родился 24 июня 1940 года в городе Херсоне в семье военного. Первые годы жизни Юры Кузнецова были омрачены Великой Отечественной войной и тяжелыми годами послевоенной разрухи.

После окончания войны отец получает новое направление в город Одессу, а с 1950 года семья Кузнецовых переезжает в город Киев по следующему месту службы отца в Киевском военном округе.

Первая любовь к технике, конструированию и творчеству возникла у юного техника в детской технической станции, где он овладевал лепкой, рисованием с натуры, выпиливанием лобзиком, конструированием детекторного радиоприемника.

В 1957 году после окончания с серебряной медалью киевской средней железнодорожной школы №6 Юра Кузнецов уезжает в город Одессу и по собеседованию поступает в Одесский политехнический институт.

Здесь происходит встреча с замечательным человеком, выдающимся инженером-механиком, ректором Добровольским Виктором Афанасьевичем, определившая всю дальнейшую судьбу молодого Юрия Кузнецова. Именно профессор В. А. Добровольский после общения с Юрием советует ему поступать не на электротехнический, а на механико-технологический факультет.

Проучившись 2 года в Одессе, с согласия декана профессора Родина Петра Родионовича, Юрий Кузнецов переводится в Киевский политехнический институт на механико-машиностроительный факультет, который успешно заканчивает в 1962 году по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты".

Все дальнейшие 48 лет его трудовой деятельности связаны с Киевским политехническим институтом: ассистент, аспирант, старший преподаватель, доцент, профессор кафедры "Конструирование станков и машин".

В 1969 году Юрий Николаевич Кузнецов защитил кандидатскую диссертацию по теме "Исследование и разработка цанговых зажимных и подающих патронов токарных автоматов" (научный руководитель – Орликов Михаил Львович), а в 1984 году в МВТУ им. Н.Э. Баумана (город Москва) защитил докторскую диссертацию по теме "Синтез зажимных механизмов прутковых автоматов".

С 1962 года по настоящее время Юрий Николаевич Кузнецов разработал учебные программы и подготовил новые учебные курсы по металлорежущим станкам, среди которых "Эксплуатация станков", "Эргономика и основы художественного конструирования станков", "Станки-автоматы и автоматические линии", "Станки с ЧПУ и станочные комплексы", "Целевые механизмы станков-автоматов и станков с ЧПУ", "Конструирование станков и машин". В конце 1970-х годов поставил и долго преподавал новые дисциплины "Основы научных исследований" и "Основы технического творчества" с лабораторно-практическими занятиями к ним и курсовой работой, которые до сих пор преподаются его учениками.

В конце 1990-х годов и в начале XXI века Юрий Николаевич Кузнецов подготовил учебные программы, читал и продолжает читать лекции для бакалавров, специалистов и магистров различных специальностей не только в НТУУ "КПИ", а по приглашению и в других ВУЗах Украины (Тернопольский национальный технический университет имени Ивана Пулюя, Херсонский национальный технический университет, Волинский институт экономики и менеджмента, Черкасский национальный университет имени Б. Хмельницкого, Житомирский государственный технический университет). Среди новых дисциплин "Патентование и авторское право", "Теория решения творческих задач", "Интеллектуальная собственность", "Робототехнические системы и комплексы фармацевтических и микробиологических производств", "Технологическое оборудование с параллельной кинематикой", "Стандартизация и сертификация фармацевтических и микробиологических производств". Написал более 20 учебников и учебных пособий по различным дисциплинам.

В рамках долгосрочного международного договора о сотрудничестве между КПИ и ВМЭИ – Габрово (Болгария) в 1977 году в Габровском высшем машинно-электротехническом институте (ныне ТУ – Габрово) Юрий Николаевич Кузнецов читал лекции по курсам "Станки-автоматы", "Технология обработки деталей на станках с ЧПУ" и более 30 лет является ответственным исполнителем договора от украинской стороны. Как

специалист, преподаватель и ученый оказывал и оказывает научно-методическую помощь родственным кафедрам технических университетов городов Луцка, Кировограда, Тернополя, Херсона, Черкасс, Чернигова и многих других. С 2002 года на протяжении 6 лет был председателем Государственной экзаменационной комиссии по технологии машиностроения в ХНТУ (город Херсон).

В 1971-1976 годах Юрий Николаевич Кузнецов был научным руководителем студенческого конструкторского бюро механико-машиностроительного факультета КПИ, в котором выполнялись хоздоговорные работы по созданию, модернизации и исследованию механизмов и узлов станков для различных предприятий СССР.

Юрий Николаевич Кузнецов основал три научные школы: первую – по синтезу и анализу зажимных механизмов, устройств автоматического манипулирования различными объектами и технологической оснастки для металлорежущих станков и гибких производственных систем; вторую – по созданию станков-автоматов, станков с ЧПУ, станочных комплексов нового поколения на модульном принципе, в том числе и с механизмами параллельной структуры для высокоскоростной и прецизионной обработки; третью – по проблемам научно-технического творчества (креатологии) и интеллектуальной собственности.

Являясь основоположником признанной в странах СНГ и Болгарии первой научной школы по зажимным механизмам и технологической оснастке, Юрий Николаевич Кузнецов подготовил более 30 кандидатов и докторов технических наук не только для Украины, но и для России, Болгарии, Ливана, Иордании, Вьетнама, среди которых доктора технических наук Вачев А.А., Нагорняк С.Г., Сидорко В.И. и кандидаты технических наук Барсук В.И., Волошин В.Н., Дементьев В.И., Иванюк И.А., Кушик В.Г., Литвин А.В., Нгуен Ба Фук, Проскураков К.Н., Самойленко А.В., Судьин Ю.А., Сяров С.П., Торба В.В., Хамуйела Т.О., Эль-Дахаби Ф.В., Аль-Рефо Ибрагим Ф., Валид Али Хуссейн Р. и др.

Им разработан специализированный дифференциально-морфологический метод поиска новых технических решений в области зажимных механизмов на уровне изобретений.

Созданные им и его учениками новые высокоточные, самонастраивающиеся, быстропереналаживаемые и широкодиапазонные зажимные патроны серийно внедрены на токарно-револьверных станках

моделей 1К341, 1Г340Г, 1В340Ф30 (ОАО "Беверс") и на многошпиндельных токарных автоматах (ОАО "Веркон", ОАО "Станкоуниверсалмаш") и др.

Самонастраивающиеся цанговые патроны, которые реализуют новый принцип зажима, позволили успешно решить проблему зажима горячекатаных прутков на токарных автоматах и широко используются на предприятиях бывшего СССР и Болгарии.

Для ускорения внедрения своих изобретений в 1990 году Юрий Николаевич Кузнецов создал коллективное научно-внедренческое предприятие ООО "ЗМОК" (Зажимные механизмы и оснастка Кузнецова), а вместе с учеными Хуазонского университета науки и техники города Ухань (Китай) построил в городе И Тан провинции Шандун завод "Патрон – ВТЛ" по производству самозажимных клиновых сверлильных патронов.

Под его руководством и влиянием научного авторитета известного механика, бывшего заведующего кафедры теории машин и механизмов, профессора Заблонского Константина Ивановича сформировано второе научное направление по созданию станков-автоматов, станков с ЧПУ и станочных комплексов нового поколения на модульном принципе. В 1980-е годы был научным руководителем хозяйственной и госбюджетной тематики в сотрудничестве с Киевским и Житомирским станкостроительными заводами по созданию безбаранных токарных многошпиндельных многоцелевых станков с ЧПУ на модульном принципе.

При непосредственном участии создан первый в мире двухпозиционный полуавтомат с активным контролем и суппортами для обтачивания природных алмазов модели ПОА-1К, что получило дальнейшее развитие при создании, модернизации и внедрения станков для обтачивания кристаллов алмазом и алмазным кругом на бриллиантовых и ювелирных фабриках бывшего СССР.

В последние десять лет ведется интенсивная работа по созданию станков с параллельной кинематикой и реализации предложенной им концепции гибридных каркасно-оболочковых компоновок станков и станочных систем с механизмами параллельной структуры на агрегатно-модульном принципе с использованием генетико-морфологического подхода.

Многие из защитившихся докторов и кандидатов технических наук в своих диссертациях использовали современные методы поиска новых технических решений и способствовали основанию третьей научной школы, которая получила развитие в конце 90-х годов.

В 1998 году Юрий Николаевич Кузнецов в развитие третьего научного направления разработал концепцию подготовки интеллектуальной элиты в вузах Украины, подготовил учебные программы для магистров и специалистов, издал учебник "Патентование и авторское право" и более десяти учебных пособий по новым дисциплинам, в том числе и для новой специальности "Интеллектуальная собственность".

За время преподавания в КПИ подготовил более тысячи инженеров-станкостроителей, среди которых Кальченко В.М. – бывший генеральный директор Киевского станкостроительного объединения им. Горького, заместитель министра станкоинструментальной промышленности СССР, президент национальной компании "Укрстанкоинструмент", а затем национальной компании "Росстанкоинструмент", президент компании "Укрстанкосервис" Ципоренко В.А., председатель правления ОАО "Росток" к.т. н. Масол И.В.; заместитель генерального директора института сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля д.т.н. Сидорко В.И.; бывший генеральный директор Киевского завода "Арсенал" Гальчевский А.Н.; вице-президент ОАО "Веркон" Безручко А.Н., первый проректор Национальной академии налоговой службы Украины Лященко Ю.Н. и много других руководителей предприятий и организаций.

Автор более 700 научных работ, 55 книг, среди них около 400 изобретений, полезных моделей и "ноу-хау", 2 стандарта СССР на зажимные и подающие цанги (ГОСТ 2876-80 и 2877-80), 8 руководящих материалов и технических условий по проектированию и изготовлению цанговых и бесцанговых зажимных патронов новых конструкций.

Участник международных технических ярмарок в Болгарии (Пловдив), Германии (Лейпциг), Польше (Познань), Корее (Сеул). Организатор и член оргкомитета многих научно-технических конференций.

В 1995 году избран академиком Академии наук высшей школы Украины, а в 2002...2007 годах ее вице-президентом, "Заслуженный изобретатель УССР" (1991 год), "Заслуженный работник народного образования Украины" (1998 год), "Заслуженный преподаватель КПИ" (1998 год), "Doctor Honoris Causa ТУ – Габрово" (2003 год), лауреат академических наград Ярослава Мудрого (2004 год) и Святого Владимира (2005 год), кавалер Ордена Святого равноапостольного князя Владимира Великого III степени, победитель конкурса "Винахід – 2004" (2005 год).

Юрий Николаевич Кузнецов ведет большую общественную работу. На протяжении многих лет был председателем совета новаторов Октябрьского

района города Киева, членом экспертного Совета при ВАК Украины, членом секций машиностроения общества "Знание" НТО Машпром и Северо-Западного научного центра АН СССР, членом горкома профсоюзов отрасли, председателем комиссии нормирования труда и зарплаты профкома КПИ, членом Комитета народного контроля КПИ, членом редакционного совета издательства "Техника" и редколлегий ряда сборников, лектором республиканского значения, членом научно-методического совета по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты" ВМК Министерства высшего и среднего образования СССР, членом Комитета по государственным премиям в области науки и техники.

В данное время является председателем экспертно-консультационной комиссии по вопросам интеллектуальной собственности при департаменте науки и инноватики НТУУ "КПИ", членом научно-методической комиссии Министерства образования и науки Украины по инженерной механике, членом специализированных ученых Советов по защитах докторских и кандидатских диссертаций, академик-секретарь общетехнического отделения Академии наук высшей школы Украины.

Имеет правительственные награды: медали "1500-летие Киева", "Ветеран труда", золотую и серебряную медали ВДНХ СССР, дипломы ВДНХ УССР, почетные грамоты Министерства образования и науки Украины, администрации г. Киева, нагрудные знаки "Изобретатель СССР", "Творец" и др. За конкурсы на лучшие учебные пособия, дипломные проекты награжден дипломами I и II степени Академии наук высшей школы Украины и НТУУ "КПИ".

Свою трудовую и научно-педагогическую деятельность посвящает развитию станкостроения, высшего образования и своей семье.

Поздравляем Юрия Николаевича Кузнецова с этой знаменательной датой и желаем ему неиссякаемой жизненной энергии, огромных творческих и педагогических успехов и благодарных учеников!

Самойленко А.В., канд. техн. наук, Киев, Украина

Редколлегия сборника присоединяется к поздравлениям и желает юбиляру крепкого здоровья и новых свершений!

ЮРИЙ КОНСТАНТИНОВИЧ НОВОСЕЛОВ (К 70-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Истинно благородный человек
не рождается с великой душой,
но сам себя делает таковым
великолепными своими делами*

Франческо Петрарка

Профессиональную трудовую деятельность по распределению после окончания в Барнауле Алтайского политехнического института по специальности "Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты" Юрий Константинович Новоселов начал в 1963 году в Челябинске, в политехническом институте которого 5 июня 1981 года он защищает докторскую диссертацию по специальности "Процессы механической обработки, станки и инструмент". В 1982 году ему присваивается ученое звание профессора по кафедре технологии машиностроения Алтайского политехнического института, а в 1983 году он избирается по конкурсу на должность профессора кафедры технологии машиностроения Севастопольского приборостроительного института (ныне национальный университет), с которым донныне связана его разносторонняя и плодотворная научно-педагогическая деятельность.

Владеющий обширными профессиональными знаниями и навыками, обладающий острым умом и уникально цепкой памятью, великолепный системный аналитик и глубоко интеллигентный, истинно благородный по сути своей человек, профессор Ю.К. Новоселов в разные годы успешно возглавляет различные ответственные учебно-научные направления работ и организационные структуры в высшей технической школе России и Украины: в Алтайском политехническом институте – проректор по научной работе, в Севастополе – заведующий кафедрой гибких автоматизированных производств и систем проектирования, затем – систем автоматизированных производств СПИ; директор департамента, декан факультета технологий автоматизированного машино-приборостроения и транспорта СевГТУ (СевНТУ). Благодаря усилиям Ю.К. Новоселова в СевНТУ открывается и аккредитуется принципиально новая для этого вуза по направлению инженерной подготовки специальность "Автомобили и автомобильное хозяйство", на базе которой образуется кафедра автомобильного транспорта.

Доктором технических наук профессором Юрием Константиновичем Новоселовым опубликован учебник и 7 монографий, свыше 200 статей.

Уже в ранний, уральско-алтайский период своей трудовой биографии Ю.К. Новоселов явил себя миру серьезными и донныне актуальными теоретико-вероятностными прогностическими разработками процессов и

результатов шлифования в относительно детерминированной системе кинематико-геометрических и организационно-технологических условий. Его работы позволили и позволяют методически и расчетно-аналитически обеспечивать решение широкого круга научно-производственных задач совершенствования технологий финишной обработки закрепленными абразивами, в том числе тонких и доводочных процессов. Они стали классическими аналогами для многих исследований в СССР, СНГ и зарубежных. Не является исключением и НТУ "Харьковский политехнический институт", научная школа физики резания которого при кафедре "Интегрированные технологии машиностроения" им. М. Ф. Семко вот уже пятый десяток лет в своей истории эффективно сотрудничает со школой профессора Новоселова Ю. К.

Замечательные традиции принципиального научного партнерства, основанного на доброжелательности и взаимном уважении, Юрий Константинович Новоселов успешно прививает своим ученикам и последователям, и мы это чувствуем неизменно, от работы к работе, от встречи к встрече.

Основатель научной школы повышения эффективности числовых и отделочных операций, профессор Ю.К. Новоселов много внимания уделяет преемственности в науке, подготовке молодых исследователей и соискателей, работе в редакционной коллегии сборника научных трудов СевНТУ "Оптимизация производственных процессов". Под его председательством в СевНТУ работает специализированный совет по защите кандидатских диссертаций по специальности "Процессы механической обработки, станки и инструменты".

Подготовленные лично Ю.К. Новоселовым специалисты высшей научной квалификации, 3 доктора и 12 кандидатов технических наук, укрепили научно-педагогический потенциал не только Украины (в Севастополе, Одессе и Донецке), но и России (в Саратове и Туле).

Редкостно скромный, отзывчивый и вездесущий, доступный, простой и ясный в общении человек, всеобще заслуженно признанный ученый и педагог по призванию, Ю.К. Новоселов отмечен медалью ВДНХ СССР, знаками отличника образования СССР и Украины.

17 сентября 2010 года доктору технических наук профессору Юрию Константиновичу Новоселову, нашему авторитетному коллеге и большому другу, исполняется 70 лет.

Редколлегия сборника сердечно поздравляет Юрия Константиновича с юбилеем и желает крепкого здоровья, творческого долголетия, новых учеников и последователей, многих дружеских встреч, неиссякаемого жизнелюбия.

ПАМЯТИ АКАДЕМИКА ТЕЙМУРАЗА НИКОЛАЕВИЧА ЛОЛАДЗЕ (К 90-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)

*Стоит жить, чтоб в землю врезать
След поглубже, позаметней.
Чтоб свое оставит дело,
Словно дуб тысячулетний.*

Муса Джалиль.

Природа не щедро дарит человечеству Личности, вся жизнь которых отдается людям, является ярчайшим образцом служения любимому созидательному делу, преданности своему народу и непреклонной верности общечеловеческим ценностям и идеалам. Когда они уходят из жизни, навсегда остается Память как свет далекой звезды.

Сегодня Теймуразу Николаевичу Лоладзе исполнилось бы 90 лет. Разносторонне одаренный человек, он обладал прежде всего удивительным природным даром делать людям добро и ничего не делать спустя рукава.

Теймураз Николаевич Лоладзе родился 24 мая 1920 года в г. Кутаиси.

Целеустремленный труженик, он за 17 лет проходит путь от молодого специалиста – выпускника Грузинского политехнического института (1942 г.) до заведующего кафедрой технологии машиностроения, профессора (1959 г.); избирается членом-корреспондентом Академии наук Грузинской ССР (1974 г.) и становится ректором родного института (1981 г.).

Ученый, педагог, организатор – в каждой из этих составляющих его цельную натуру ипостасей Т. Н. Лоладзе явил себя ответственно, творчески и глубочайше профессионально. Во всем и во все времена с высочайшей требовательностью, прежде всего к себе.

В самом начале своей научной деятельности Т.Н. Лоладзе увлекся раскрытием физической сущности явлений, сопутствующих процессу резания. Разработанный им метод мгновенной фиксации этого процесса сразу же получил широкое применение в исследованиях многих научных лабораторий мира. Значительный период жизни Т.Н. Лоладзе посвятил изучению явлений трения и износа, происходящих в контакте режущего инструмента со стружкой и обрабатываемым материалом, и разработке теории прочности и износа режущего инструмента. Его работы в этой области получили обширное практическое применение.

Впервые Т.Н. Лоладзе посетил Харьковский политехнический институт как молодой соискатель, повстречался с ректором Семко М.Ф. и профессором, заведующим кафедрой металлофизики Палатником Л.С.,

которому был свойственен исследовательский полет фантазии. Может быть именно тогда зародилась идея диффузионного износа режущего инструмента, которая далеко не всеми была воспринята позитивно. Первоначальная поддержка молодого соискателя переросла в крепкую творческую дружбу.

Т.Н. Лоладзе впервые была предложена классификация процессов производства деталей в виде отдельных целевых рабочих процессов для проведения системного анализа выбора соответствующего оборудования, оснастки, инструмента и установления оптимальной технологии.

Т.Н. Лоладзе был создан и внедрен в производство целый ряд новейших станков, разработана гамма новых композиций маловольфрамовых и безвольфрамовых твердых сплавов для режущего инструмента и технологической оснастки.

Уже будучи ректором Грузинского политехнического института (ныне Грузинский технический университет), Т.Н. Лоладзе организовал синергетические реализации вычислительной техники в ряде инженерных отраслей, был непосредственно причастен к созданию уникального комплекса для испытаний трансформируемых крупногабаритных конструкций радиотелескопов наземного и космического базирования, успешно состоявшихся по программе международных исследований в открытом космосе. В это же время Т.Н. Лоладзе возглавляет работы по интенсивному развитию космического криогенного машиностроения, в результате чего были созданы уникальные поршневые микромашины, в том числе насос жидкого кислорода, вмонтированный в систему энергоснабжения успешно запущенного космического корабля многоразового использования "Буран".

Талантливый организатор высшей школы, Теймураз Николаевич Лоладзе был блестящим научным руководителем и лектором. Направленное стремление к обновлению, его многогранный талант, неисчерпаемая энергия несли заряд бодрости, приобщали к неистощимому источнику познания и достижения новых вершин. Главное, чему учил Теймураз Николаевич – любить и ценить жизнь и дружбу, уважать человека не за имя, а за душу и совесть. Для Теймураза Николаевича не существовало разницы между именитым ученым и талантливым, но только начинающим свой путь в науке, он ко всем относился с глубоким уважением.

Теймураз Николаевич обладал уникальной чертой характера – он естественным образом интегрировал усилия различных научных школ, был своеобразным центром притяжения не по должности, а по призванию. Не случайно на научных конференции, которые организовывал Т.Н. Лоладзе в гостеприимном Тбилиси, съезжались ученые со всех концов Советского

Союза и зарубежья. Неоднократно и Теймураза Николаевича принимали в своих стенах харьковские политехники. С полной уверенностью можно утверждать, что с первой встречи началась удивительного родства душ дружба между Михайлом Федоровичем Семко и Теймуразом Николаевичем – дружба, которой они оба были верны до конца своих дней.

Научно-педагогическая и общественная деятельность Т.Н. Лоладзе получила широкое международное признание. Монографии ученого переведены и изданы в Германии, Англии, США, Франции, Чехословакии.

В 1960-х годах он работал по линии ООН в Индии и в Египте, являясь главным техническим советником и руководителем проектов ЮНЕСКО в Бомбейском (1961-63 гг.) и Мансурском (1967-69 гг.) технологических институтах. В 1966 г. Т.Н. Лоладзе был избран действительным членом Международного научно-исследовательского общества машиностроительного производства (CIRP), в состав президиума которого он входил в 1985-1988 гг. В 1983 г. Т.Н. Лоладзе становится почетным членом Американского общества инженеров-механиков (ASME). Он был также избран почетным доктором Высшей технической школы г. Кошице (Чехия, 1977 г.), Дрезденского технического университета (Германия, 1982 г.), Харьковского государственного политехнического университета (Украина, 1996 г.).

Особо следует отметить неизменное стремление и умение своевременно помогать молодым исследователям "взрослеть в науке", добиваться новых результатов и проверять их практикой.

Теймураз Николаевич Лоладзе был талантливым организатором высшей школы, блестящим научным руководителем и лектором. Направленное стремление к обновлению, его многогранный талант, неисчерпаемая энергия, несли заряд бодрости, приобщали к неистощимому источнику познания и достижения новых вершин. Главное, чему учил Теймураз Николаевич – любить и ценить жизнь и дружбу, уважать человека не за имя, а за душу и совесть. Для Теймураза Николаевича не существовало разницы между именитым ученым и талантливым, но только начинающим свой путь в науке, он одинаково относился ко всем с глубоким уважением.

Честность и интуиция в науке, ответственность за ее будущее и жизненный успех Т.Н. Лоладзе впечатляют и являются примером для подражания как для коллег, так и для многочисленных учеников, среди которых более 40 подготовленных им кандидатов и 15 докторов наук.

Уже после вызванного ухудшением здоровья оставления "командного мостика" в Грузинском политехническом институте, когда после развала СССР вся Грузия и ее столица столкнулись с вынужденным

самоограничением в потреблении электроэнергии, и вечерне-ночной зимний Тбилиси лишился электрических огней, Теймураз Николаевич, широчайшего кругозора инженер и ученый, включился в изыскание организационно-технических возможностей для появления новых электроэнергетических мощностей в Грузии. Его внимание привлек обеспечивающий Тбилиси самоточный магистральный водовод, наполненность и перепад высот которого на пути в грузинскую столицу, как потом действительно подтвердилось, достаточны для попутной загрузки турбины средней мощности и создания компактной односекционной ГЭС, решающей острейшую проблему нехватки электрической энергии в Тбилиси.

Надо было видеть, как пребывающий на восьмом десятке лет, без всякого преувеличения всемирно известный ученый, вникал в новую для себя задачу на предприятии-изготовителе нужной турбины. Харьковские турбостроители помнят скрупулезность и дотошность проявившего и здесь в высочайшей степени разностороннюю компетентность Теймураза Николаевича, не пропустившего ни одну, даже самую узенькую и крутую рабочую лестницу на величине с дом испытательных стендах, через которые предстояло пройти новой турбине. И эта глубочайшая ответственность за добровольно взваленную на себя и столь нужную родине работу не могла не оказаться благотворно заразной, что в большой степени способствовало нахождению эффективного ускоренного решения о производстве и поставке нужной турбины братской Грузии. И в этом, в свой оказавшийся последним визит во всегда радушный ему Харьков, весь Теймураз Николаевич, великий сын великого народа.

Нам всем сегодня не достает надежного друга и учителя, на плечо которого можно было бы опереться...

Гордимся, что научные теории, созданные Заслуженным деятелем науки и техники Грузинской ССР Т.Н. Лоладзе, признаны во всем мире.

Благодарны Теймуразу Николаевичу, замечательно использовавшему дарованный Богом талант и сделавшему для своей страны все, что в человеческих силах.

Память о Теймуразе Николаевиче Лоладзе помогает не сбиться с дороги исканий.

ПАМЯТИ ПРОФЕССОРА ОСТАФЬЕВА ВЛАДИМИРА АЛЕКСАНДРОВИЧА

*Талант – искра божья, которой
человек обыкновенно сжигает себя,
освещая этим собственным пожаром
путь другим.*

В.О. Ключевский

6 декабря 2009 года на 76-м году ушел из жизни известный ученый и педагог, профессор кафедры производства приборов приборостроительного факультета Национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт», доктор технических наук, профессор Владимир Александрович Остафьев.

Профессор В.А. Остафьев внес важный вклад в современные представления о физической сущности процессов резания, был пионером широкого применения моделирования в исследованиях, достойно представлял нашу технологическую науку в международных ассоциациях, вместе с академиком Т.Н. Лолодзе много сделал в рамках CIRP'a для поднятия имиджа страны.

В.А. Остафьев родился 8 августа 1934 года в г. Киеве. По окончании средней школы поступил на механико-машиностроительный факультет Киевского политехнического института.

В 1956 г. закончил Киевский политехнический институт и получил специальность инженера-механика. Работал на Киевском заводе автоматики им. Г.Петровского, где прошел трудовой путь от мастера цеха до старшего конструктора технологического бюро.

В 1958 г. Владимир Александрович поступает в аспирантуру Киевского политехнического института и успешно защищает кандидатскую диссертацию в 1961 г. Вся последующая жизнь Владимира Александровича была связана с институтом, где он прошел путь от аспиранта до декана приборостроительного факультета.

В 1968 г. по инициативе В.А. Остафьева создана кафедра технологии приборостроения, которой он заведовал более 30 лет.

Под руководством Владимира Александровича проводились фундаментальные и прикладные исследования в области технологии приборостроения, адаптивного управления механической обработкой металлов и систем автоматизированного проектирования. Весомые исследования, добытые В. А. Остафьевым вместе с сотрудниками и учениками, позволили создать новые направления исследований физических явлений процесса резания материалов на основании применения численных методов и современной вычислительной техники. Впервые были получены обобщенные математические модели процесса резания и решены задачи параметрической оптимизации механической обработки материалов. Под руководством

В. А. Остафьева созданы виброакустические, электромагнитные, лазерные системы контроля и автоматизации обработки прецизионных деталей на станках с ЧПУ.

Результаты его научно-исследовательской деятельности позволили в 1974 году защитить диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук.

С 1974 года Остафьев В.А. возглавляет приборостроительный факультет, что способствовало повышению качества подготовки высококвалифицированных специалистов для приборостроительной отрасли народного хозяйства СССР и Украины.

Весомым является научно-педагогический вклад профессора В. А. Остафьева. Он является автором более чем 300 научных статей, 8 монографий, 120 свидетельств на изобретения и патенты. Его разработки отмечены медалями ВДНХ СССР и УССР. Среди его учеников – 6 докторов и 39 кандидатов наук.

В 1978 г. профессор В.А. Остафьев избран действительным членом Международного общества инженеров-технологов (CIRP), в 1984 г. – членом Американского общества инженеров-механиков (ASME).

В.А. Остафьев являлся академиком Академии инженерных наук Украины и руководителем отделения приборостроения и прогрессивных технологий этой академии.

С 1965 г. по 1966 г. он работал в Калифорнийском университете (США), а в 1969 г. – в Токийском университете (Япония), в 1977 – 1978 гг. – в университете Ватерлоу (Канада), в 1995 – 1997 гг. – в Гонконгском университете (Гонконг). В течение 1972 – 1980 гг. читал лекции в Габровском высшем электромеханическом институте (Болгария), в 1978 – 1984 гг. – в Йенском университете им. Ф. Шиллера (Германия), в 1988 – 1993 гг. – в Джао Тонг университете (КНР), в 1986 г. – в Центральном университете (Куба), в Сеульском университете (Южная Корея), в 1993 г. – в Манчестерском университете наук и технологий (Великобритания).

За большую научно-педагогическую и организационную деятельность В.А. Остафьев отмечен правительственными наградами, Почетными грамотами Министерства образования и науки Украины. Он является лауреатом Государственной премии УССР в области науки и техники и удостоен звания Заслуженного работника высшей школы Украины, звания Заслуженного профессора Национального технического университета Украины “Киевский политехнический институт”.

Обладая доброжелательностью в общении с людьми, высоким чувством ответственности, большим научным опытом Владимир Александрович передал свои знания многим поколениям специалистов, которые бесконечно ему благодарны.

Д-р техн. наук, профессор В.С. Антонюк

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Абдулгасис Д.У.</i> Особенности подачи к режущим кромкам сверла масляных СОТС с присадками, обеспечивающими эндотермический эффект	3
<i>Азу Коллинз, Виноградный М.Н., Узунян М.Д.</i> Исследование и анализ энергоемкости алмазно-искрового шлифования твердых сплавов с использованием технологии минимальной смазки	7
<i>Бабенко Е.А., Федорович В.А.</i> 3D моделирование процесса алмазного шлифования методом конечных элементов.....	16
<i>Гречишников В.А.</i> Научные направления совершенствования режущих инструментов в МГТУ «СТАНКИН»	24
<i>Деревянченко А.Г., Бабилунга О.Ю., Криницын Д.А.</i> Система интеллектуального анализа изображений зон износа режущих инструментов	34
<i>Джемилов Э.Ш., Шабдинов М.Л.</i> Повышение качества конических отверстий на основе исследования взаимодействия инструмента и детали при алмазном хонинговании	42
<i>Залого В.А., Дядюра К.А., Хальзов М.С.</i> Функциональный подход к процессам изготовления машиностроительного изделия.....	46
<i>Залого В.А., Криворучко Д.В., Кутовой Н.П.</i> Моделирование процессов обработки материалов резанием как один из способов экспресс оценки эффективности современных режущих инструментов	59
<i>Калмар Л.</i> Расчет кривой реальной эффективности радиального потока рабочего колеса вентилятора	71
<i>Колупаева З.И., Стрельчук Р.М., Узунян М.Д.</i> Исследование и анализ взаимосвязи остаточных макронапряжений и износостойкости инструментов из наноструктурного твердого сплава «ВОЛКАР» после алмазно–искрового шлифования	81
<i>Кравченко Ю.Г.</i> Распределение контактной температуры на режущем клине	88

<i>Лавриненко С.Н.</i> Эффективная технология прецизионной обработки оптических полимерных изделий	97
<i>Манохин А.С., Клименко С.А., Мельничук Ю.А.</i> Параметры сечения среза при точении инструментом с цилиндрической передней поверхностью.....	101
<i>Марунич В.А.</i> Повышение эффективности лезвийной обработки материалов	109
<i>Матюха П.Г., Полтавец В.В., Габитов В.В.</i> Расчет режимов шлифования с использованием мгновенной текущей режущей способности круга.....	119
<i>Настасенко В.А., Бабий М.В., Блах И.В., Вирич В.В.</i> Высокотехнологичные высокопроизводительные режущие инструменты с многогранными неплетачиваемыми пластинами	127
<i>Сизый Ю.А., Чайка Э.Г., Ушаков А.Н., Сталинский Д.В.</i> Температура поверхности обработанной шлифованием как результат последовательного резания единичными абразивными зёрнами	136
<i>Сурду Н.В., Телегин А.В.</i> Рациональные режимы бесцентрового шлифования труднообрабатываемых материалов	153
<i>Тонконогий В.М., Перпери Л.М., Голобородько А.М.</i> Выбор параметров абразивно-выглаживающего инструмента, режимов и условий обработки ступенчатых отверстий	161
<i>Якубов Ч.Ф.</i> Перспективы применения экологически ориентированных составов СОТС и методов их подачи при обработке металлов резанием.....	166
<i>Слово о юбилярах</i>	178
Якимов Александр Васильевич.....	178
Бокучава Гиви Владимирович	180
Тимофеев Юрий Викторович.....	183
Хорват Матяш.....	187
Кузнецов Юрий Николаевич.....	190
Новоселов Юрий Константинович	196
Памяти Лолодзе Теймураза Николаевича	198
Памяти Остафьева Владимира Александровича	202

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

Выпуск 78

Составитель *проф. Грабченко А. И.*

Оригинал-макет *Величко Е. В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 07.07.2010 .Формат 60×90 1/16 .

Папір Сору Рарег. Друк - ризографія. Гарнитура Таймс. Умов.друк.арк. 10,0.

Облік.вид.арк 11,0. Наклад 300 прим. 1-й завод 1-100. Зам. №

Ціна договірна.

Видавничий центр НТУ "ХП".

Свідоцтво про державну реєстрацію ДК № 116 від 10.07.2000
61002, м. Харків, вул. Фрунзе, 21

Друкарня ДП ХМЗ "ФЕД", 61023, Харків, вул. Сумська, 132