

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

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

**РЕЗАНИЕ  
И  
ИНСТРУМЕНТ  
В технологических системах**

---

**CUTTING & TOOL  
IN TECHNOLOGICAL SYSTEM**

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

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

**ВЫПУСК 83  
Edition № 83**

Харьков НТУ «ХПИ» – 2013 – Kharkiv NTU «KhPI»

ББК 34.63  
УДК 621.91

Державне видання

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

Друкується за рішенням Вченої Ради НТУ "ХПІ",  
протокол № 6 від 05.07.2013 р.

Редакционная коллегия:

*А. И. Грабченко, д.т.н. (отв. ред.), М. Д. Узунян, д.т.н. (зам. отв. ред.),  
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., Н. В. Крюкова (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.

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

**Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2013. – Вып. 83. – 313 с.**

**Адрес редакционной коллегии:** 61002, Харьков, ул. Фрунзе, 21, Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», кафедра «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко, тел. +38 (057) 706-41-43.

**ББК 34.63**

Материалы воспроизведены с авторских оригиналов

© НТУ «ХПИ», 2013

УДК 621.9.026

Д.У. Абдулгасис, канд. техн. наук, Э.Д. Умеров, Э.Э. Ягъяев, канд. техн. наук,  
С.Р. Меметов, У.А. Абдулгасис, д-р техн. наук., Симферополь, Украина

## **ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ МАСЛЯНОЙ СОТС С ПРИСАДКОЙ НАНОГЛИНИСТЫХ МИНЕРАЛОВ ЛИСТОВОЙ СТРУКТУРЫ**

*У статті наведено результати експериментальних випробувань ефективності масляних МОТС з присадкою наногліністих мінералів. Показані результати впливу присадок на основі наногліністих мінералів листовий структури до масляним МОТС на осьову силу і крутний момент докладаються до свердла.*

*В статье приведены результаты экспериментальных испытаний эффективности масляных СОТС с присадкой наноглинистых минералов. Показаны результаты влияния присадок на основе наноглинистых минералов листовой структуры к масляным СОТС на осевую силу и крутящий момент прикладываемых к сверлу.*

*The paper presents the results of experimental tests of the effectiveness of oil cutting fluid with an additive nanoglinistyh minerals. Showing the results of the effect of additives on the basis of nanoclay sheet structure of the minerals to the oil cutting fluid on the axial force and torque applied to the drill.*

Повышение требований к качеству машиностроительной продукции и снижение затрат на ее производство, предопределяет необходимость переоснащения предприятий оборудованием и технологиями, которые обладают высокой степенью надежности и стабильности. Наиболее важной составляющей машиностроительного производства является режущий инструмент, который обеспечивает максимальную производительность обработки и требуемое качество изготовления изделий.

Повышение стойкости инструмента из быстрорежущих сталей достигается в основном двумя путями: 1 – занижением режимов резания, ведущих одновременно к снижению производительности; 2 – снижением температуры и улучшением триботехнической обстановки в зоне резания под действием смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС) [1]. Несмотря на ряд технологических решений по составу и применению последних, ресурс режущего инструмента, особенно сверл, продолжает оставаться достаточно низким.

Использование наноглинистых минеральных присадок (НГМП) к масляным СОТС, по нашей оценке, открывает перспективу существенного улучшения физико-химической обстановки в зоне резания, повышения ресурсных показателей инструмента и требует качественно новые

исследования по составу масляно-минеральной композиции и условиям ее применения.

Анализ литературы проведенный нами в работе [2] показывает, что в настоящее время новым прогрессивным подходом принято считать активацию СОТС внешними энергетическими воздействиями. Признано, что это позволяет кратковременно, локально в зоне резания, изменять свойства СОТС. При этом имеющиеся возможности улучшения триботехнических и теплоотводящих способностей масляных СОТС, применением присадок из наноглинистых минералов листовой структуры, широко используемых в геологии при проведении буровых работ, остаются без внимания специалистов по обработке металлов резанием [3].

**Цель работы** – повышение стойкости быстрорежущего инструмента при обработке труднообрабатываемых металлов за счет применения присадок из минералов с наноглинистой листовой структурой.

Эффективность действия СОТС во многом зависит от строения молекулы смазочного вещества, а именно длины и прочности связи в молекуле. Поэтому при применении новых СОТС следует учитывать параметры внутреннего строения молекул, как прочность связи между атомами и длина этой связи. В качестве активных наноприсадок к СОТС применять вещества с большой длиной связи в молекуле и малой энергией, необходимой для её разрушения.

Для создания качественно новых масляных СОТС нами предлагается использование НГМП листовой структуры, например бентонита – высокодисперсного слоистого алюмосиликата магния, железа, натрия.

Основу бентонита составляет неабразивная наноглина листовой структуры – монтмориллонит. Твердость по минералогической шкале – 1, плотность 2200...2800 кг/м<sup>3</sup>. Толщина минеральных листов порядка 1,0 нм, а линейные размеры листов составляют 50...150 нм. Удельная поверхность бентонита (наноглины) очень велика, примерно 750 м<sup>2</sup>/г. Обладает отличными смазывающими свойствами [4].

Применяется как загуститель (пластичных) консистентных смазок. Такие смазки не корродируют металлы, не имеют температуры каплепадения, сохраняют свою структуру при температурах превышающих 300°С, прочно удерживаются на металлических поверхностях при нагревании до 200 °С, превосходя по этому качеству самые лучшие мыльные смазки.

Бентонит встречается в небольших количествах по всему миру в естественном состоянии. Большие его запасы в недрах Украины, особенно в Крыму.

В эксперименте, в качестве СОТС нами была использована композиция на основе минерального масла И-30 с присадкой бентонита, несодержащего

жирных кислот и металлических частиц, устойчивого к кислотам и щелочам. Преимущество такого состава – это способность выдерживать высокие температуры (до 200°C) не изменяя свои смазочные свойства. Следовательно, данное средство не имеет точки каплепадения и может выдерживать высокие температуры, возникающие в зоне резания.

Эксперименты проводились на фрезерном станке с ЧПУ марки «МАНО МН 600Е» (Германия). Станок оснащен системой подачи СОТС в зону обработки техникой минимальной смазки – ТМС. Силовые параметры процесса сверления измерялись вращающимся динамометром KISTLER 9123 В (Швейцария), полученные данные передавались на АЦП и обрабатывались на ПК (рис. 1). На рисунке 2 показан общий вид экспериментальной установки.

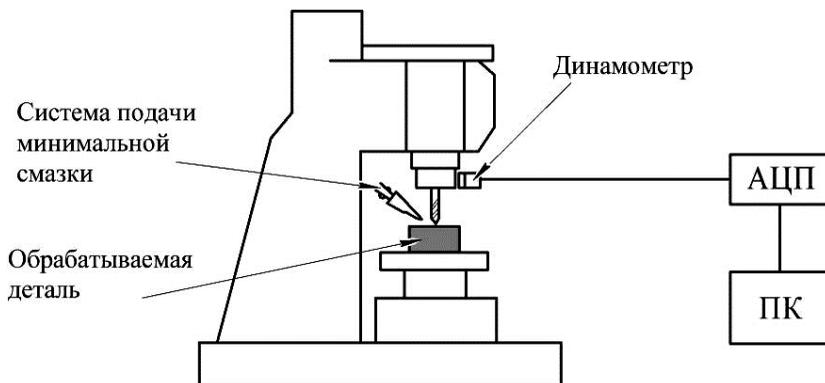


Рисунок 1 – Схема экспериментальной установки для определения сил резания и крутящего момента

В качестве заготовки использовался титановый деформируемый сплав ВТ22, цилиндрической формы, диаметром 80 мм и высотой 22 мм. Выбор сплава, обусловлен его широким применением на машиностроительных предприятиях, для изготовления сильнонагруженных деталей, работающих при средних и высоких температурах. Режущий инструмент: сверло спиральное диаметром 8,3 mm h8 HSS фирмы HARTNER DIN 18678,  $n = 219$  об/мин,  $s = 0,08$  мм/об.

Сверление отверстий при проведении эксперимента производилось по циклу сверления глубоких отверстий. Обработка проводилась на глубину 5 мм затем сверло выводилось из отверстия и цикл повторялся. После обработки каждого отверстия станок останавливался, инструмент снимался,

измеряли его износ под микроскопом.



Рисунок 2 – Общий вид и приборное обеспечение экспериментальной установки на базе станка с ЧПУ «МАНО MN 600Е»

При выходе износа сверла за пределы допустимого, определяемого по характерному признаку – свисту сверла, станок останавливали, и инструмент заменялся новым. После замены сверла эксперимент продолжался с СОТС другого состава. На рис. 3 представлены экспериментальные данные изменения осевой силы  $P_o$  за время сверления заготовки из титанового сплава BT22 при различных СОТС.

Анализ полученных экспериментальных данных показывает, что максимальные значения осевой силы  $P_o$  зарегистрированы при обработке «в сухую» без СОТС. Критический износ сверла наступил до завершения процесса сверления отверстия. Применение в качестве СОТС подсолнечного масла позволило снизить значения осевой силы  $P_o$  в 3,5 раза. При сверлении с подачей СОТС в виде масляно-бентонитовой композиции (И-30 + НГМП) не только снизились значения осевой силы  $P_o$  в 5 раз, но и изменился характер процесса. На начальной стадии процесса сверления сила резания  $P_o$  минимальна. При увеличении времени обработки наблюдается закономерное увеличение  $P_o$ , которое стабилизируется до завершения процесса сверления.

Изменения крутящего момента за время сверления заготовки из титанового сплава BT22 при подаче различных СОТС представлены на рис. 4.

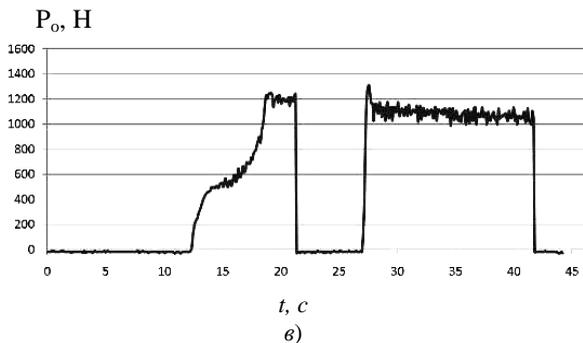
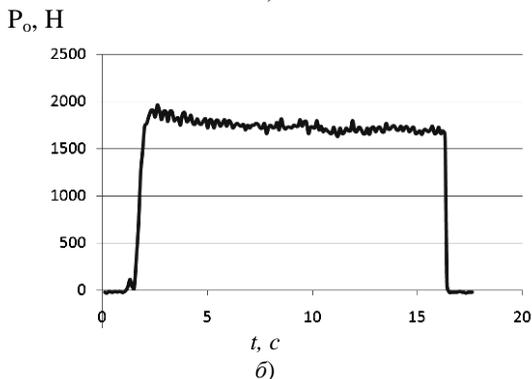
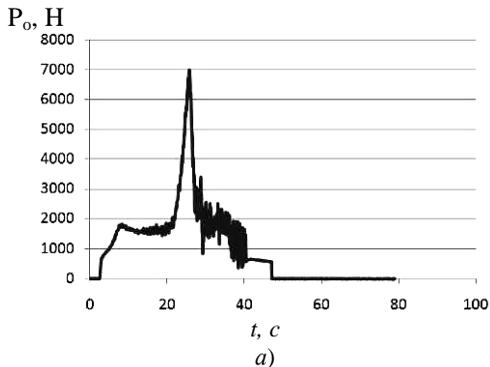


Рисунок 3 – Экспериментальные данные осевой силы  $P_o$  при обработке сплава ВТ22  $d = 8,3$  mm h8 HSS DIN 18678,  $n = 219$  об/мин,  $s = 0,08$  мм/об:  
а – сухое резание; б – в качестве СОТС подсолнечное масло,  
в – при подаче в качестве СОТС И-30 + НГМП

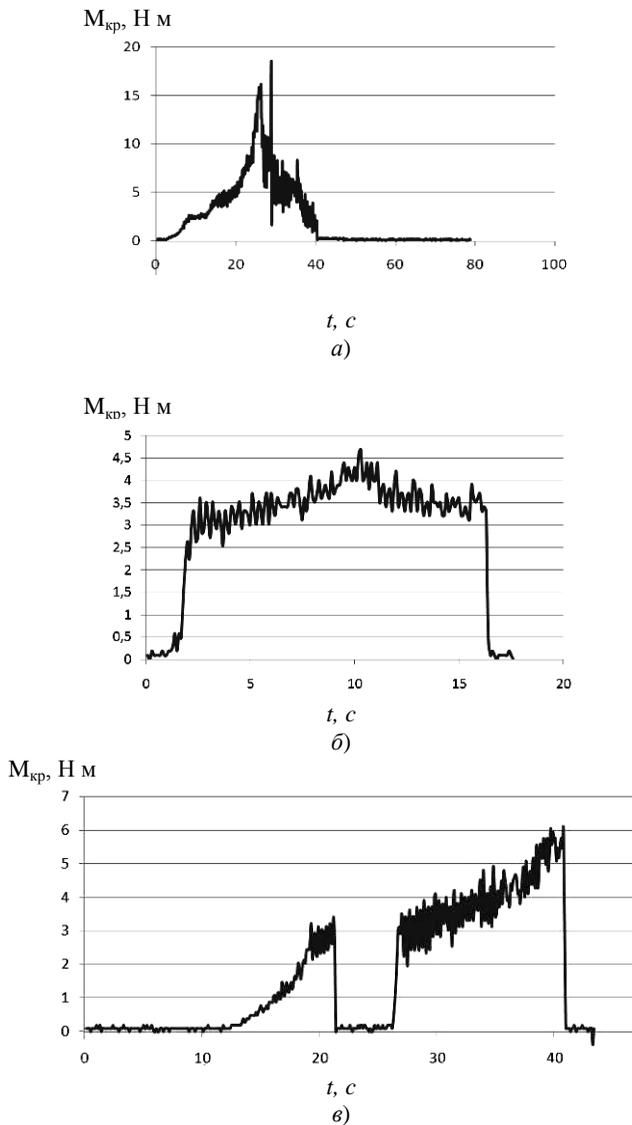


Рисунок 4 – Экспериментальные данные крутящего момента  $M_{кр}$  при обработке сплава BT22  $d = 8,3$  mm h8 HSS DIN 18678,  $n = 219$  об/мин,  $s = 0,08$  мм/об:  
а – сухое резание; б – в качестве СОТСподсолнечное масло,  
в – при подаче в качестве СОТС И-30 + НГМП

Полученные экспериментальные данные значений крутящих моментов дают возможность сделать следующие заключения: значение  $M_{кр}$  при обработке с сухую достигает 18 Н·м, при сверлении с применением подсолнечного масла наблюдается снижение  $M_{кр}$  до 5...6 Н·м. Сверление с применением СОТС И-30А + НГМП как и в случае с осевой силой  $P_o$  уменьшение  $M_{кр}$  и изменился характер процесса обработки.

На основе проведенных экспериментов и полученных результатов можно сделать следующие выводы.

Применение НГМП к СОТС в процессе сверления титанового сплава ВТ22 снижает осевую силу  $P_o$  и крутящий момент  $M_{кр}$ , что безусловно даст повышение стойкости быстрорежущего инструмента и улучшение качества обработанной поверхности.

В продолжение работы планируется:

1. Экспериментально определить оптимальное содержание НГМП к масляным СОТС, при котором период стойкости инструмента имел бы максимальное значение.

2. Предложить объяснение физико-химического механизма действия НГМП к СОТС при резании.

**Список использованных источников:** 1. Якубов Ч.Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч.Ф. Якубов. – Симферополь: ОАО «Симферопольская городская типография», 2008. – 156 с. 2. Абдулгасис Д.У. Анализ методов активации СОТС при обработке металлов резанием / Д.У. Абдулгасис, У.А. Абдулгасис, Э.Э. Ягьяев, Э.Д. Умеров // Ученые записки КИПУ. Вып. 38. Технические науки. Симферополь: НИЦ КИПУ, 2013. – С. 46 - 50. 3. Абдулгасис У.А. Перспективы использования в составе масляных СОТС в качестве присадок наночастиц бентонита / У.А. Абдулгасис, Э.Э. Ягьяев, Э.Д. Умеров // Наукові праці ПФ НУБІП України «Кримський агротехнологічний університет». Серія «Технічні науки» Вип. 146. – Симферополь, 2012. – С. 69-73. 4. Михалюк Р.В. Бентонитовые глины Украины. Ч. 2. / Р.В. Михалюк Киев, Изд-во АН УССР, 1958. – 205 с.

*Поступила в редколлегию 02.07.2013*

УДК 621.9

И.Д. Абдулкеримов, Симферополь, Украина

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ КАЧЕСТВА РЕЗЬБОВЫХ СОЕДИНЕНИЙ ДЕТАЛЕЙ НА ОСНОВЕ ПОВЕРХНОСТНО ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ**

*У даній статті представлені результати досліджень, підвищення якості поверхні глухих отворів в литих деталях пневмоапаратури виготовленої з алюмінієвих сплавів, методами поверхневого пластичного деформування. Представлений деформуючий інструмент та режими обробки, аналіз поверхонь макроструктурних знімків, стенд для перевірки на герметичність, а також алгоритм обробки і результати.*

*В данной статье представлены результаты исследований, повышения качества поверхности глухих отверстий в литых деталях пневмоаппаратуры изготовленной из алюминиевых сплавов, методами поверхностного пластического деформирования. Представлен деформирующий инструмент и режимы обработки, анализ поверхностей макроструктурных снимков, стенд для проверки на герметичность, а также алгоритм обработки и результаты.*

*This article presents the results of research, improve the quality of the surface of the blind holes in cast parts pneumatic equipment made from aluminum alloys, methods of surface plastic deformation. Submission of a deforming tool and processing modes, the analysis of surfaces macro-shots, stand to check for leaks, as well as the processing algorithms and results.*

Постановка проблемы и ее связь с научно-практическими задачами. Литье под давлением (ЛПД), как малоотходный и высокопроизводительный процесс получения точных отливок сложной конфигурации с качественной поверхностью, широко применяется в машиностроении, автомобильной, тракторной, приборостроительной и многих других промышленности. При ЛПД, полученные детали подвергаются механической обработке, которая составляет не более 1 – 3% от массы отливки. Однако наряду с преимуществами ЛПД имеет один значительный недостаток – это повышенная газоусадочная пористость, и как следствие – низкая плотность и герметичность отливок для изделий, работающих под давлением. Вакуумирование пресс-форм при литье под давлением не устраняет полностью газо-усадочную пористость[1,2].

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

Технологический переход вакуумирования при литье под давлением не устраняет полностью газо-усадочную пористость.[3] Не представляется также возможным с помощью технологических приемов удалить воздух с пресс формы и газы, возникающие от сгорания смазки.

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

Анализ литературных источников показал возможность получения резьбы данным методом, но прочных материалов не склонных к охрупчиванию и растрескиванию в процессе деформирования. [4]

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

Научная новизна заключается в том, что:

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

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

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

- получены результаты исследования закономерностей процесса деформирования глухих отверстий.

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

Для достижения поставленной цели решены следующие задачи:

- проведен анализ методов получения герметичных резьбовых соединений;

- создана расчетная модель поверхностно пластического деформирования сплава АК12М2 полученного литьем под давлением;

- аналитически определены параметры деформирующего инструмента и режимы обработки;

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

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

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

- разработан алгоритм выбора технологии обработки;

- проведены испытания деформирующего инструмента и его внедрение в производство.

Вследствие для исследования закономерностей механики ППД литых алюминиевых сплавов предложена следующая методика: ППД осуществляется по наружной поверхности цилиндрической литой заготовки (рис. 1) [5,6].

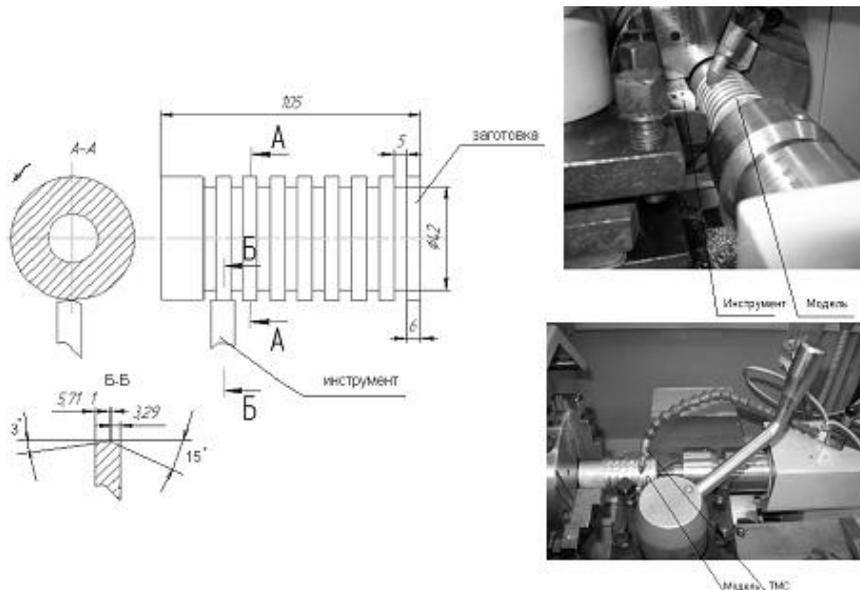


Рисунок 1 – Модель исследования закономерностей механики ППД, литых алюминиевых сплавов

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

На основе проведенного анализа поверхностей макроструктурных снимков поверхностей, полученных до деформирования (рис. 2, а) и после (рис. 2, б), с использованием программы «FemtoScan Online» установлено, что на качество поверхности исследуемой модели из алюминиевого сплава при поверхностно-пластическом деформировании влияет количество циклов и угол деформации.

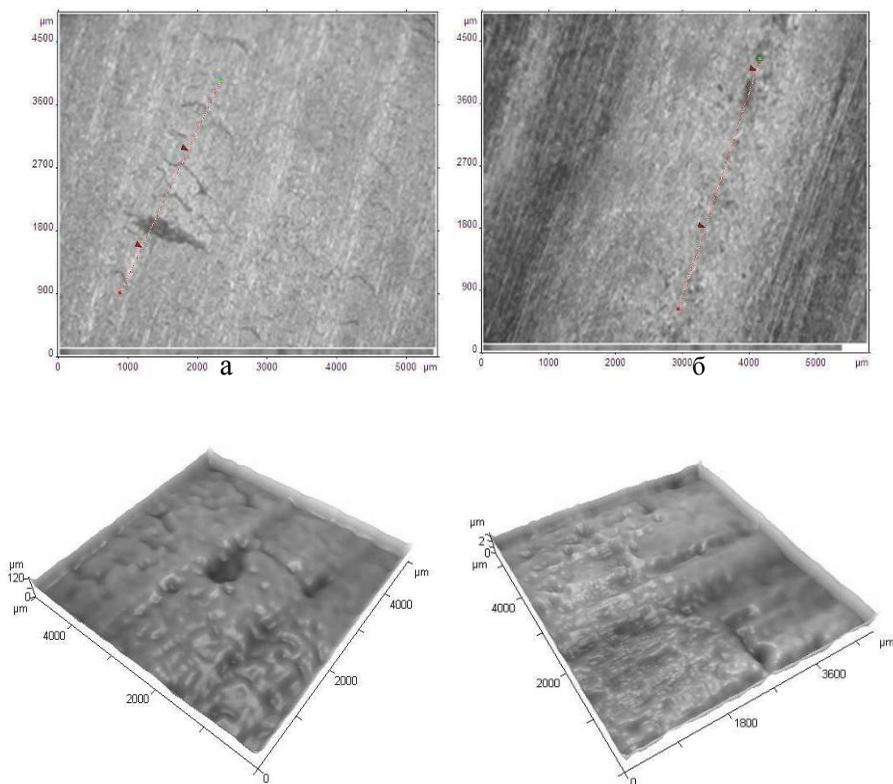


Рисунок 2 – Макроструктура поверхности до и после

На основании проведенных опытов и анализа их результатов был спроектирован деформирующий инструмент (рис. 3) для глухих отверстий в отливках из алюминиевого сплава.

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

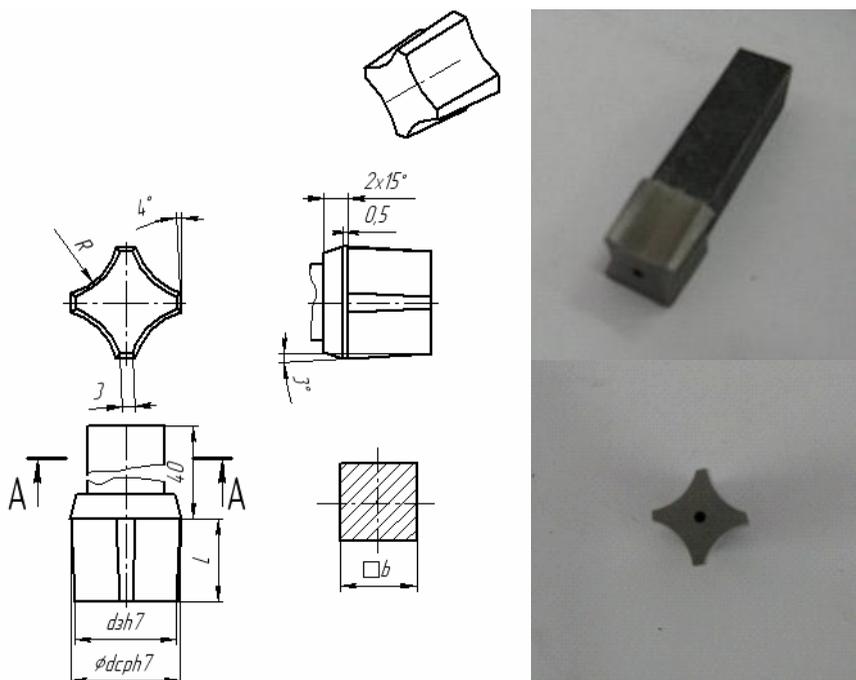


Рисунок 3 – Деформирующий инструмент для глухих отверстий

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

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

$$L_u = N_{об} \times S \quad (1)$$

где

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

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

Калибрующая  $d_{ср}$  определяется из схемы для расчета диаметра под резьбу  $d_H$  (рис.4.) [8]

$$d_{ср} = d_H \quad (3)$$

где

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

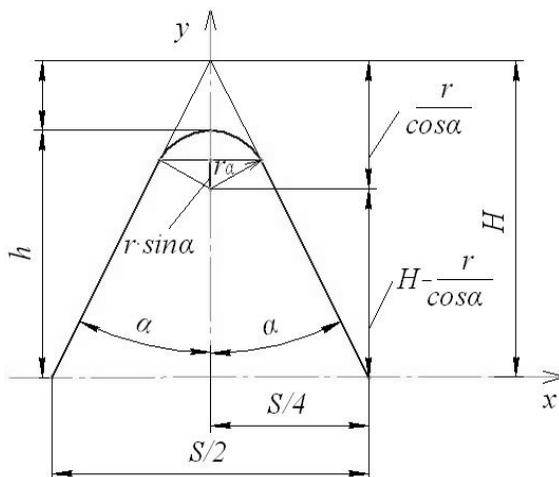


Рисунок 4 – Схема для расчета среднего диаметра отверстия под резьбу

На основании полученных данных была предложена новая методика получения резьбовых соединений в глухих отверстиях корпусных деталей с газо-усадочной пористостью в частности из сплава АК12М2, которая заключается в том, что после механической обработки, а именно операции сверление и зенкерование, применяется поверхностно пластическая обработка деформирующим инструментом.

С целью разработки технологии изготовления герметичных резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью предложен алгоритм (Рис. 5).

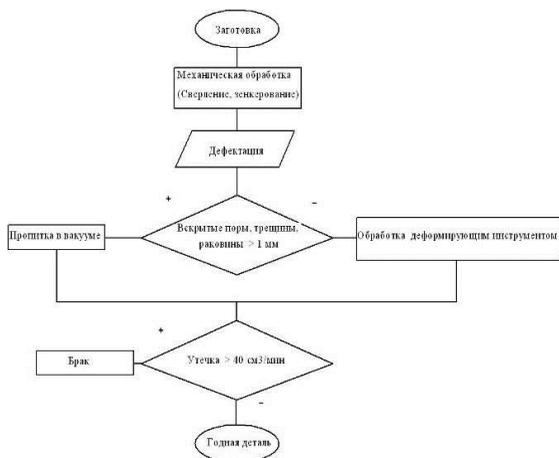
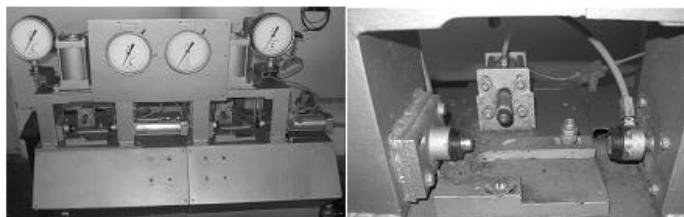


Рисунок 5 – Алгоритм выбора технологии обработки



Рабочая зона

Рисунок 6 – Стенд для проверки на герметичность ПКР16

В результате обработки 50-ти отверстий корпуса пневматического крана деформирующим инструментом получены следующие показатели:

- отклонение от номинального размера под накатку резьбы не более 10,0мкм;
- производительность процесса деформирования – до 60 шт./ч;
- износ деформирующего инструмента после обработки 50 деталей – 10мкм;
- стойкость деформирующего инструмента до полного износа – 5000 шт.;
- шероховатость поверхности образующей отверстия до получения резьбы – Ra=0,32 – 0,16мкм.

Испытания проводились на вертикально-сверлильном станке мод. 2Н125.

В качестве СОТС использовали растительное масло на основе рапсового масла по составу входящих кислот схожее с олеиновой кислотой

рекомендуемой при ППД алюминиевых сплавов. СОТС подавали в зону обработки с помощью техники минимальной смазки.

Проверка на герметичность проводилась на стенде для изделия ПКР16 (рис. 6) на заводе ЧАО «Пневматика»,

### **Выводы:**

1. Предложен новый технологический процесс в обеспечении герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью.

2. На основе исследования процесса поверхностно пластического деформирования впервые разработана расчетная модель, позволяющая определить геометрические параметры деформирующего инструмента и режимы его работы.

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

4. Выбран алгоритм при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью.

5. Результаты внедрены на ЧАО «Пневматика» (г. Симферополь).

**Список использованных источников:** 1. *Абдулкеримов И.Д.* Технологическое обеспечение герметичности резьбовых соединений деталей / Вісник Хмельницького національного університету. Технічні науки – Хмельницький: 2012. – № 6. – С. 38–41. 2. *Абдулкеримов И.Д. Падерин В.Н.* Повышение герметичности литых деталей пневмоаппаратуры изготовленных из алюминиевых сплавов с помощью бесстружечных метчиков» Международный научно-технический сборник ВАК «Резание и инструмент в технологических системах», НТУ «ХПИ» (г. Харьков), выпуск 74, 2008, с.3-6.3. *Абдулкеримов И.Д. Падерин В.Н.* Расчет предполагаемого объема пористости и неметаллических включений при проектировании отливок, получаемых литьем под давлением, и их влияние на негерметичность. Ученые записки Крымского инженерно – педагогического университета. Выпуск 16. Технические науки. – Симферополь: НИЦ КИПУ, 2008. С.54-57 4. *Меньшаков В.М., Урлапов Г.П., Середя В.С.* Бесстружечные метчики. М., «Машиностроение», 1976. -167с. 5. *Розенберг О.А., Цеханов Ю.А., Шейкин С.Е.* Технологическая механика деформирующего протягивания. Воронежская гос. технолог. акад. – Воронеж, 2001.– 200 с. 6. *Шейкин С.Е.* Научные основы технологического управления микрорельефом поверхности и упрочнение поверхностного слоя при деформирующем протягивании. Диссер. На получение научной степени д.т.н. Киев:-2008. 7. *Абдулкеримов И.Д.* Способ получения качественной поверхности глухих отверстий в деталях полученных литьем. Материалы международной научно-технической конференции «Машинобудування України очима молодих: прогресивні ідеї – наука- виробництво» ЗНТУ (г. Запорожье), 2010.8. *Абдулкеримов И.Д.* Технологическое обеспечение герметичности резьбовых соединений при изготовлении деталей из материалов с газо-усадочной пористостью. Международный научно-технический сборник ВАК «Резание и инструмент в технологических системах», НТУ «ХПИ» (г. Харьков), выпуск 79, 2011, с.3-8.

*Поступила в редколлегию 02.07.2013*

УДК 621.9.015

А.И. Алиев, канд. техн. наук, Симферополь, Украина

## **ВЛИЯНИЕ СКОРОСТИ РЕЗАНИЯ ПРИ ЗЕНКЕРОВАНИИ В СРЕДЕ СОТС РАСТИТЕЛЬНОГО ПРОИСХОЖДЕНИЯ НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ**

*У статті представлені результати експериментів по визначенню впливу швидкості різання на шорсткість обробленої поверхні при зенкеруванні в середовищі різних мастильно-охолоджувальних технологічних середовищ. Показана ефективність технологічних середовищ рослинного походження по відношенню до МОТС рекомендованим для обраних оброблюваних матеріалів.*

*В статье представлены результаты экспериментов по определению влияния скорости резания на шероховатость обработанной поверхности при зенкеровании в среде различных смазочно-охлаждающих технологических средств. Показана эффективность технологических сред растительного происхождения по отношению к СОТС рекомендуемым для выбранных обрабатываемых материалов.*

*The article presents the results of experiments to determine the effect of cutting speed on surface finish when countersinking among various technical lubricating refrigerants. The efficiency of the technological media of plant origin with respect to the cutting fluid recommended for selected processed materials.*

Основными требованиями, предъявляемыми к СОТС, являются повышение стойкости режущего инструмента и улучшение качества обработанной поверхности при условии обеспечения заданной точности обработки. Выполнение этих требований приводит к продлению срока службы изделий, уменьшению затрат на режущий инструмент, сокращению простоев, связанных с заменой затупившегося инструмента. Смазочно-охлаждающие технологические средства в зависимости от условий обработки обеспечивают в различных соотношениях смазывающее, охлаждающее, диспергирующее и моющее действия.

Исследования по определению возможностей наиболее рационального использования растительных масел с преобладающим смазочным действием в механической обработке достаточно популярны в настоящее время [1, 2]. Результаты экспериментов по трению в среде экологически безопасных растительных масел, имеющих низкую температуру вспышки (230...240°C) в закрытом тигле, дали основание считать, что эти масла могут быть эффективными на операциях, выполняемых по технологическим ограничениям с низкими режимами резания в условиях выраженного

адгезионного износа и наростообразования [3, 4].

Известно [5], что, при рассмотрении процесса резания в целом, режимным параметром, в большей степени влияющим на шероховатость обработанной поверхности, является подача режущего инструмента. Но специфика зенкерования характеризуется тем, что для этой операции скорость резания в плане формирования качества поверхностного слоя становится более весомым фактором.

С целью подтверждения ряда положений, предлагающих рассматривать инструмент и заготовку как трибологическую пару, нами был проведен ряд экспериментальных исследований по установлению влияния скорости резания на высоту микронеровностей обработанной поверхности при зенкеровании.

Эксперименты проводились на токарно-винторезном станке повышенной точности модели SAMAT 400M при обработке стали 20, титанового сплава BT1-0 и коррозионно-стойкой стали 12X18H10T. Было проведено три варианта опытов: «всухую» (без СОЖ), и с применением рапсового масла и масляной СОТС Garia 404 M10 (Shell), подаваемых в зону резания под давлением 232 кПа.

На рис. 1 приведены экспериментальные зависимости шероховатости обработанной поверхности втулок от скорости резания при зенкеровании конструкционной стали 20.

Анализируя график зависимости, можно отметить, что максимальная шероховатость поверхности наблюдалась при скорости резания 17,3 м/мин. Так же заметно, что при сухом резании на скоростях от 10 до 18 м/мин происходит наростообразование повлекшее за собой ухудшение качества поверхности. Однако с увеличением скорости резания эффект образования нароста снижается и шероховатость уменьшается. Кроме того, при высоких скоростях резания (более 18 м/мин) значительно уменьшается глубина пластически деформированного слоя, что также снижает шероховатость поверхности. С применением рапсового масла и масляной СОТС Garia 404 M10 (Shell) качество поверхности значительно улучшилось. Дальнейшее увеличение скорости резания до 22 м/мин способствовало снижению значений среднеарифметического отклонения профиля  $R_a$ .

Экспериментальные данные, полученные при обработке коррозионно-стойкой стали 12X18H10T показаны на рис. 2. По данной зависимости можно определить при каких скоростях происходит улучшение качества поверхности. Так при скоростях от 5,5 до 13,8 м/мин наблюдается снижение высоты микронеровностей, а при обработке на скоростях превышающих 13,8 м/мин высота микронеровностей увеличивается. Это связано с тем, что низкая теплопроводность нержавеющей сталей вызывает местные перегревы,

так как теплота, выделяющаяся при работе инструмента, плохо отводится через массу металла.

При подаче охлаждающей жидкости на больших скоростях резания смазка не проникает в область контакта в связи с высокими температурами в зоне резания, приводящими к выгоранию смазочного материала, усугубляя недостатки, связанные с местными перегревами.

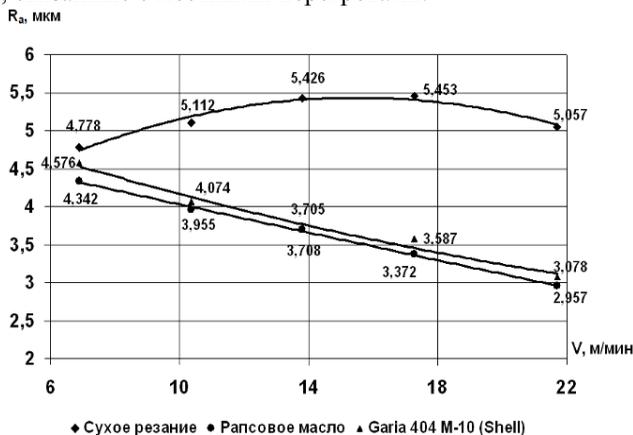


Рисунок 1 – Влияние СОРС на шероховатость поверхности при зенкерообразовании: (Р6М5; t = 0,5 мм; Сталь 20)

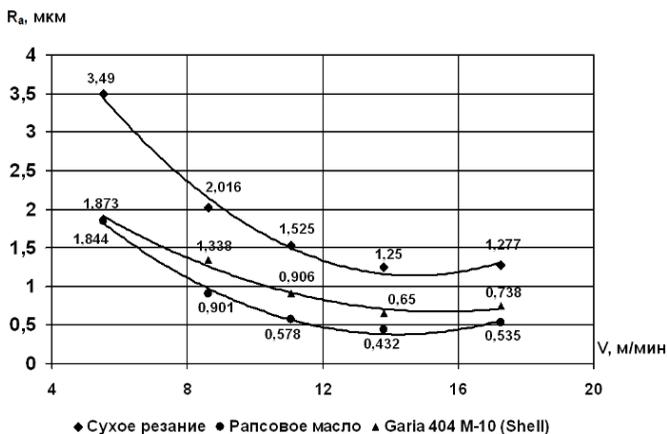


Рисунок 2 – Влияние СОРС на шероховатость поверхности при зенкерообразовании: (Р6М5; t = 0,5 мм; Сталь 12Х18Н10Т)

При обработке титанового сплава ВТ1-0 шероховатость обработанной поверхности с увеличением скорости линейно снижается (Рис. 3). Максимальное значение шероховатости получено при скорости резания 5,5 м/мин. При резании с СОТС принципиальный характер графиков не изменился, однако отмечалась тенденция к снижению параметра  $R_a$  на всех скоростях резания.

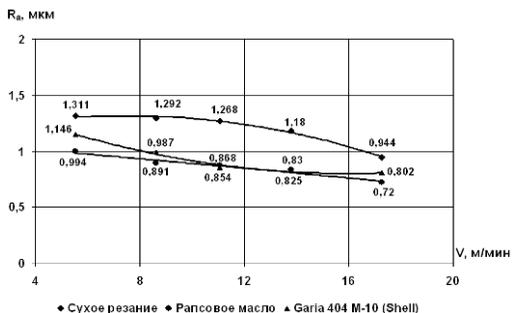
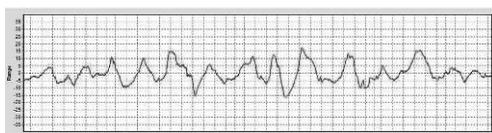
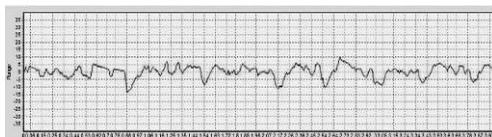


Рисунок 3 – Влияние СОТС на шероховатость поверхности при зенкеровании: (Р6М5;  $t = 0,5$  мм; Титановый сплав ВТ1-0)

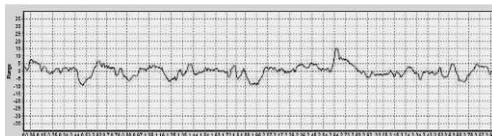
На рисунках 4, 5 и 6 представлены профилограммы, полученные при зенкеровании втулок из стали 20, коррозионно-стойкой стали 12Х18Н10Т и титанового сплава ВТ1-0 соответственно.



а) Сухое резание,  $R_a = 5,057$  мкм.

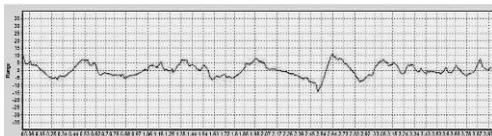


б) Garia 404 M10 (Shell),  $R_a = 3,078$  мкм.

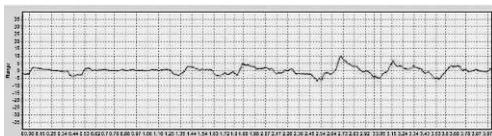


в) Рапсовое масло,  $R_a = 2,957$  мкм.

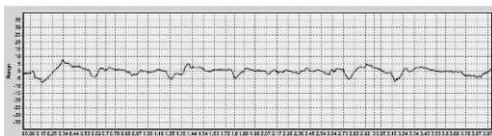
Рисунок 4 – Шероховатость зенкерванной поверхности втулок из стали 20



а) Сухое резание,  $R_a = 3,49$  мкм.

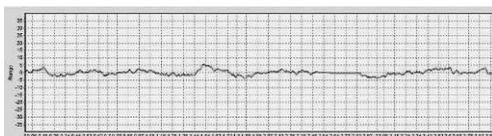


б) Garia 404 M10 (Shell),  $R_a = 1,873$  мкм.

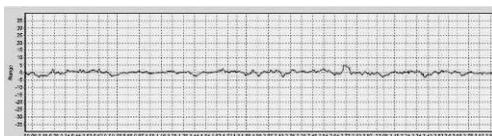


в) Рапсовое масло,  $R_a = 1,874$  мкм.

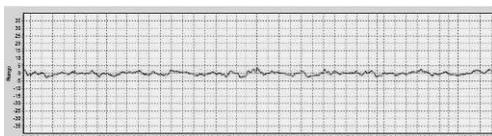
Рисунок 5 – Шероховатость зенкерванной поверхности втулок из стали 12X18H10T



а) Сухое резание,  $R_a = 1,268$  мкм.



б) Garia 404 M10 (Shell),  $R_a = 0,854$  мкм.



в) Рапсовое масло,  $R_a = 0,868$  мкм.

Рисунок 6 – Шероховатость зенкерванной поверхности втулок из титанового сплава BT1-0

Таким образом, проведенные исследования позволяют сделать следующие выводы:

- действие растительных масел на контактные и деформационные процессы при зенкеровании, проявляемое через снижение шероховатости обработанной поверхности наиболее выражено при обработке конструкционных и коррозионно-стойких сталей. При этом эффективность масел коррелирует с результатами моделирующих экспериментов по трению, что отражает возможности проявления смазочных свойств растительных масел, связанных с их проникновением на контактные поверхности зенкера, работающего на заниженных режимах резания;

- при обработке же титановых сплавов вследствие высоких контактных нагрузок условия для проникновения масел, в том числе и растительных усложняются и эффекты, обнаруженные при трении не находят прямого отражения;

- модельные и станочные испытания выбранных технологических сред показали, что наиболее информативным показателем, с точки зрения оценки их влияния на качество обработанной поверхности при зенкеровании является скорость резания;

- полученные на основе проведенных экспериментов зависимости шероховатости обработанной поверхности от скорости резания и вида применяемой смазочно-охлаждающей технологической среды показали, что шероховатость обработанной поверхности втулки уменьшается при возрастании скорости резания, за исключением случая обработки стали 20 без подачи СОТС, когда на скоростях от 10 до 18 м/мин происходит наростообразование. С возрастанием активных свойств СОТС происходит снижение шероховатости;

- данные полученные при использовании растительных масел в качестве технологических сред на операции зенкерования, протекающей в условиях выраженного адгезионного износа, указывают на конкурентоспособность биомасел не только с минеральными маслами, но и с традиционно применяемыми масляными СОТС.

**Список использованных источников:** 1. Якубов Ч.Ф. Повышение износостойкости быстрорежущих инструментов путем направленной трансформации их исходных свойств: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Ч. Ф. Якубов– Х., 2004. – 153 с. 2. Schmidt H.-G. Komplexester aus pflanzlichen Ölen / Schmidt H.-G. – Esslingen, 1994. – pp.2.2-1 – 2.2-9 (9th International Colloquium; Vol II). 3. Алиев А.И. Влияние масел растительной природы на адгезионные процессы при различных температурах / А.И. Алиев, Ч.Ф. Якубов // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2002. – Вып. 61. – С. 3–5. 4. Алиев А.И. Оценка эффективности растительных масел по адгезионным характеристикам контакта / А.И. Алиев, Ф.Я.Якубов, А.С. Вавулицкий // Сучасні технології у машинобудуванні: До ювілею Ф.Я. Якубова. Зб. наук. статей. – Харків: НТУ «ХПІ», 2007. – С. 17–22. 5. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов. – М., “Машиностроение”, 1975. – 344 с. с ил.

*Поступила в редколлегию 29.06.13*

УДК 621.9.011

В.С. Антонюк, д-р техн. наук, Н.В. Гнатейко, канд. техн. наук,  
О.В. Катрук, Київ, Україна

## **ДИНАМІЧНІ РЕЗОНАНСНІ ЯВИЩА В ТЕХНОЛОГІЧНІЙ ОБРОБЛЮВАНІЙ СИСТЕМІ ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ**

*Розглянуто причини динамічних явищ при фрезеруванні у вигляді коливального процесу різання багатомасової, пружно дисипативної системи верстата. Виявлено умови виникнення передрезонансних і резонансних явищ, їх механізм і енергетичний рівень, дія та вплив на динамічну стійкість технологічної оброблювальної системи. Отримані результати дозволяють проаналізувати резонансні динамічні явища при механічній обробці, визначити основні характеристики процесу фрезерування та підвищити його надійність.*

*Рассмотрены причины динамических явлений при фрезерной обработке в виде колебательного процесса резания многомассовой, упруго диссипативной системы станка. Выявлены условия возникновения передрезонансных и резонансных явлений, их механизм и энергетический уровень, действие и влияние на динамическую устойчивость технологической обрабатывающей системы. Полученные результаты позволяют проанализировать резонансные динамические явления при механической обработке, определить основные характеристики процесса фрезерования и повысить его надежность.*

*It's considered causes of dynamic phenomena at the milling in the form of cutting vibration process of multimass elastically dissipative system of machine. There is found the conditions of before rezonans and resonance phenomena occurrence, their mechanism and the energy level, the action and the influence on the dynamic stability of the technological machining system. Given results allow us to analyze the resonance dynamic phenomena at machining, to find out the basic characteristics of the milling process and increase its reliability.*

**Вступ.** Розвиток сучасного машинобудування значною мірою пов'язаний з підвищенням вимог до експлуатаційних характеристик деталей машин і механізмів і, відповідно, застосуванням при їх виробництві матеріалів з високими фізико-механічними властивостями. При цьому, вимоги, що пред'являються до процесу їх виготовлення, передбачають поєднання високої продуктивності обробки з високою стійкістю та надійністю різального інструменту, що обумовлює актуальність проведення комплексних досліджень закономірностей процесу контактної взаємодії різального інструменту з оброблюваним матеріалом.

**Постановка проблеми.** Відомо, що процес фрезерування супроводжується динамічними явищами, які впливають на процес різання, стійкість інструменту і якість обробленої поверхні. Основною причиною виникнення коливань технологічної оброблювальної системи є

нестационарність процесу різання [1–5].

Виникнення вібрацій у процесі різання від резонансних явищ виступає значною перепоною для підвищення продуктивної обробки деталей на верстатах. Ця проблема ускладнюється ще й тим, що важко передбачити у кожному випадку, який з параметрів режиму обробки і в яку сторону (зменшення або збільшення) потрібно регулювати для забезпечення стабільності процесу обробки [6].

Існує тенденція підвищення продуктивності механічної обробки шляхом інтенсифікації режимів різання, що призводить до значного зростання сили різання та навантаження на елементи технологічної оброблюваної системи. В таких умовах додатково підвищується ймовірність перевантаження найбільш навантажених ланцюгів та вузлів і навіть виходу з ладу верстата і інструмента.

Використання кінцевих фрез при фрезеруванні корпусних деталей складної форми призводить до виникнення вібрацій і, як наслідок, до погіршення якості поверхні та точності розмірів. При цьому найбільш нежорстким ланцюгом технологічно оброблюваної системи є інструмент, причому конфігурація оброблюваних поверхонь деталі і їх розміри, як правило, не дозволяють застосувати більш жорсткі інструменти, так як діаметр і довжина інструменту при обробці кінцевими фрезами, визначаються конструктивними параметрами оброблюваних деталей.

Відомо, що при механічній обробці спостерігаються два види коливань: вимушені і такі, що самозбуджуються. Вимушені коливання з'являються через періодичності дії збурюючої сили різання. Вони можуть виникнути внаслідок: переривчастого характеру процесу різання; дисбалансу складових верстата, деталі і інструменту; дефектів в механізмах верстата; нерівномірності припуску заготовки на обробку та її зміщення при закріпленні [2–3].

Особливо важливим є визначення впливу динаміки окремих складових технологічної оброблюваної системи на умови виникнення передрезонансних і резонансних явищ, їх механізм і енергетичний рівень, дія та вплив на динамічну стійкість технологічної оброблюваної системи.

Поставлену задачу можна вирішити шляхом математичного моделювання динамічних коливальних процесів в технологічній оброблювальній системі при фрезеруванні.

**Мета дослідження.** Виконати аналіз динамічних резонансних явищ процесу фрезерування на основі математичного моделювання технологічної оброблюваної системи.

**Викладення основного матеріалу.** При різанні збудником автоколивань являється неоднозначна квазіперіодична сила різання і наявності пружних

деформацій, а причинами нестабільності сили різання є зміна припуску  $\Delta t$ , твердості матеріалу  $\Delta HB$ , періодичність стружкоутворення  $T_p$ , тертя інструменту і деталі, а також вплив зовнішніх факторів тощо. За наявності в системі контакту «деталь-інструмент» самозбудження, малі коливання посилюється до деякої сталої величини з амплітудою, при якій настає рівновага між енергією, що підтримує коливання, і енергією розсіювання.

Причиною появи динамічних процесів в технологічній оброблюваній системі, як відомо, являється змінна за величиною і квазіперіодична за часом динамічна складова сили різання  $\Delta P_d(\tau)$ , що виникає через змінні в часі збурюючі характеристики процесу різання. Встановлено [7], що найбільший вплив на величину  $\Delta P_d(\tau)$  при фрезеруванні має варіація глибини різання  $\Delta t(\tau)$ , де основну роль грають зміщення заготовки при її встановленні і закріпленні в пристосованні верстата та її геометричні похибки виготовлення. Це викликає зміну припуску і сили різання, що приводить до появи динаміки сили різання  $\Delta P_y(\tau)$ , діючою з частотою обертання шпинделя в секунду  $\omega_d$ .

Проте існує ще декілька додаткових збурюючих періодичних сил різання таких як нерівномірність ширини і глибини фрезерування, періодичність врізання і виходу кожного зуба фрези, неоднорідності міцності матеріалу, періодичність стружкоутворення  $T_p$ , періодичності зміни сил тертя  $F_{Tp}$ , як фрикційно-релаксаційні процеси тертя в зоні контакту інструменту з деталлю і так далі.

Тоді загальну змінну силу у напрямі осі Y-Y, яка найбільше впливає на якість обробки, можна представити у вигляді (1,2,4) з урахуванням тимчасового чинника:

$$P_y(\tau) = P_{cp} + \Delta P_{dy}(\tau) \sin \omega_d \tau + \sum_{i=1}^n C_{pi} \cos(\omega_d \tau_i + \varphi_i), \quad (1)$$

де  $P_{cp}$  – середнє значення сили різання, визначуване по відомій залежності;  $C_{pi}$  – силові коефіцієнти змінних додаткових складових сил різання нижчих порядків, в долях енергетичного рівня від головної динамічної складової сили різання в напрямі нормалі  $\Delta P_{dy}(\tau)$ ; у міру їх зменшення за величиною і число яких  $n$ ;  $\omega_d \tau$  – часова фаза зміни основної періодичності зміни  $\Delta P_{dy}(\tau)$ ;  $\varphi_i$  – фазові зміщення векторів додаткових динамічних сил різання відносно осі Y, які формують весь інший високочастотний спектр коливань

сили різання  $\Delta P_y(\tau)$ ;  $i$  – порядковий їх номер за убаванням енергетичного впливу на динаміку різання.

Такий динамічний режим роботи процесу різання в залежності від часу обробки  $\tau$  і величини припуску  $\Delta t(\tau)$ , запишемо як:

$$T_p \frac{d^2 P_y(\tau)}{d\tau^2} + P_y(\tau) = -K_p(\tau)Y, \quad (2)$$

де  $Y$  – величина пружного відносного коливання деталі і різального інструменту;  $K_p(\tau)$  - коефіцієнт жорсткості різання, що визначається як:

$$K_p(\tau) = \frac{P_y(\tau)}{t(\tau)}. \quad (3)$$

При обробці глибина різання  $t(\tau)$  періодично міняється ( $\pm \Delta \tau$ ), що також змінює і силу різання, то  $K_p(\tau)$  є також величиною змінною;  $T_p$  - час стружкоутворення, як показали дослідження, змінюється зі зміною  $\omega_d$  і визначає більш високі спектри частот коливань процесу механічної обробки.

Динамічний коливальний режим  $P_y(\tau)$  викликає періодичні, пружні, відносні переміщення деталі і інструменту на величину  $Y$ , що призводить до появи пружних коливань елементів технологічної оброблювальної системи і виникненню вторинного динамічного коливального режиму в цій пружно-дисипативній механічній системі у вигляді автоколивального процесу. Він описується рівнянням [8]:

$$M \frac{d^2 Y}{d\tau^2} + H \frac{dY}{d\tau} + CY = f_{Tp} P_y(\tau), \quad (4)$$

де  $M$  – відповідно приведена маса системи;  $H$  - її дисипативно-демпфуючі характеристики;  $C$  - її жорсткість;  $f_{Tp}$  – коефіцієнт тертя при різанні металу.

Функціональна залежність динаміки технологічної оброблювальної системи у вигляді динамічного оператора  $W_{YCC}$  як пружної системи верстата, від основних її показників (4.5) матиме вигляд:

$$W_{YCC} = f(M; H; C; P_y(\tau)). \quad (5)$$

З цього виходить, що автоколивальний процес в технологічній оброблювальній системі збурюються і підтримується квазіперіодичною зміною силою різання  $\Delta P_y(\tau)$  та одночасно багато в чому визначається динамічними постійними характеристиками цієї системи  $M, H$  і  $C$ .

Дослідження коливальних динамічних режимів процесу механічної обробки і технологічної оброблювальної системи, і їх фазово-частотних характеристик (ФЧХ) дозволили зробити наступні висновки:

1. ФЧХ процесу механічної обробки багато в чому визначаються частотою обертання шпинделя  $\omega_d$  і в процесі обробки можуть мінятися в широкому діапазоні при переході від напівчистових до чистових процесів.

2. При механообробці інструмент зношується і тупиться, через це змінюється  $T_p$  і  $f_{Tp}$  і ФЧХ процесу механічної обробки поступово зміщуються в область низьких частот.

3. ФЧХ технологічно оброблювальної системи багато в чому визначаються динамічними постійними пружно-дисипативна системи, як  $M$ ,  $H$  і  $C$ , що обумовлює її певну інертність до зміни ФЧХ процесу механічної обробки при роботі.

**Визначення причин виникнення резонансних явищ.** Сама технологічна оброблювана система є багатоелементною системою зі своїми  $m_i$ ,  $c_i$  і  $h_i$ , які мають свій вплив на систему і спотворюють динаміку автоколивань. Усі ці елементи технологічної оброблюваної системи при роботі залежні до своїх ФЧХ і свого обмеження власної частоти вільних коливань:

$$\omega_{oi} = \sqrt{\frac{c_i}{m_i}}. \quad (6)$$

При зміні ФЧХ процесу механічної обробки завжди неминучі випадки, коли динамічні характеристики  $\omega_{di}$  (1) процесу різання можуть співпадати за частотою і фазою з  $\omega_{oi}$ , як  $\omega_{di} \approx \omega_{oi}$ , що призводить до появи резонансу в оброблювальній системі.

Розглянемо механіку і фізику виникнення такого явища при механічній обробці на прикладі одного з елементів пружної технологічної оброблюваної системи. Якщо такий елемент з масою  $m$  вивести із стану рівноваги на відстань  $Y$  і відпустити, то він почне здійснювати пружні коливання і у кінці кожного ходу на нього діятимуть дві сили:

- сила інерції руху, яка за другим законом Ньютона рівна  $mY''$  (друга похідна сили на прискорення);
- сила пружності системи  $cY$ .

За принципом Даламбера у кінці ходу сума діючих на таке тіло сил рівна 0:

$$mY'' + cY = 0. \quad (7)$$

Перетворивши рівняння отримуємо:

$$Y'' + \frac{c}{m} Y = 0. \quad (8)$$

Прийнято замінювати відношення  $\frac{c}{m}$  через частоту власних коливань

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{c}{m}} \text{ досліджуваного тіла.}$$

У результаті отримуємо рівняння:

$$Y'' + \omega_0^2 Y = 0. \quad (9)$$

При накладенні на такий елемент збурюючої квазіперіодичної сили, що коливається  $P_Y(\tau)$  (1), у якій основна частота коливання  $\omega_d$ , то отримуємо рівняння рівноваги сил за Даламбером у будь-який момент часу

$$P_Y(\tau) \sin \omega_d \tau - cY - mY'' = 0 \quad (10)$$

або

$$mY'' + cY = P_Y(\tau) \sin \omega_d \tau. \quad (11)$$

Отримана рівність є неоднорідною, оскільки права його частина не дорівнює нулю. Його можна вирішувати окремими випадками. Розглянемо випадок з умовою, коли елемент з масою  $m$  знаходиться на початку руху з координатою  $Y_0$ . Тоді при дії на нього збурення з частотою  $\omega_d \tau$  отримуємо рівняння руху такого тіла:

$$Y = Y_0 \sin \omega_d \tau, \quad (12)$$

де  $Y_0$  – представляє амплітуду вимушених коливань і вона вибирається з умови задоволення рівняння (11). Двічі продиференціювавши (12) визначимо прискорення такого коливального руху:

$$Y'' = -Y_0 \omega_d^2 \sin \omega_d \tau. \quad (13)$$

Підставивши (12) і (13) у вираз (11) отримуємо:

$$-mY_0 \omega_d^2 \sin \omega_d \tau + cY_0 \sin \omega_d \tau = P_Y(\tau) \sin \omega_d \tau. \quad (14)$$

Після скорочень і перетворень у результаті маємо:

$$cY_0 - mY_0\omega_d^2 = P_Y(\tau). \quad (15)$$

Це дозволяє знайти амплітуду  $Y_0$  таких вимушених коливань елементів пружної технологічної оброблюваної системи:

$$Y_0 = \frac{P_Y(\tau)}{c - m\omega_d^2}. \quad (16)$$

Замінивши  $c$  і  $m$  через  $\omega_0 = \sqrt{\frac{c}{m}}$ , знаходимо:

$$Y_0 = \frac{P_Y(\tau)}{c(1 - \frac{\omega_d^2}{\omega_0^2})}. \quad (17)$$

З отриманого результату виходить, що при таких коливаннях із збуренням з частотою  $\omega_d$  амплітуда їх  $Y_0$ , при наближенні  $\omega_d$  до частоти власних коливань  $\omega_0$  елементу пружної системи, почне швидко збільшуватися і втягуватися в резонансне явище. Коли виникне особливий випадок при  $\omega_{di} \approx \omega_{oi}$ , тоді  $Y \rightarrow \infty$ . Проте через наявності в системі дисипативних чинників амплітуда таких певних коливань має певну межу. Але енергетичний рівень таких коливань дуже великий і призводить до втрати динамічної стабільності процесу механічної обробки і технологічної оброблюваної системи.

Досліджуємо такий енергетичний рівень резонансу. Кінетична енергія руху таких коливань елементу з масою  $m$  визначається за виразом:

$$W_k = \frac{mv^2}{2} = \frac{m}{2} \left( \frac{dY_i}{d\tau} \right)^2. \quad (18)$$

Аналіз (17) і (18) показує, що при незмінних  $c$  - пружності,  $m$  - маси тіла і частоти  $\omega_d$  амплітуда коливань  $Y_i$  росте швидко. Отже, для задоволення рівності, росте з такою ж швидкістю і швидкість переміщення  $v$ , причому за квадратичною залежністю і кінетична енергія такого резонансного явища може рости до великих значень, що може привести до втрати якості процесу механічної обробки і надійності технологічної оброблюваної системи.

При механічній обробці усі ці чинники представляють велику вірогідність появи резонансних явищ при збігу частоти коливань  $\omega_{di}$  і  $\omega_{oi}$ .

Окрім головного динамічного вектора  $P_d(\tau)$ , діючого з частотою  $\omega_d$ , в  $P_y(\tau)$  присутні збудники динаміки сили різання малих порядків (1), що мають цілий спектр збуджуючих систему частот  $\omega_{di}$  вищих порядків. До того ж сама оброблювальна система є багатомасовою, багатоелементною, пружною системою зі своїми  $m_i$ , що мають свої різні частоти власних коливань  $\omega_{0i}$ . При затупленні різального інструменту увесь частотний спектр сили різання  $P_y(\tau)$  зміщується в область низьких частот.

**Висновки.** В роботі розглянуто умови виникнення передрезонансних і резонансних явищ при фрезеруванні, їх механізм і енергетичний рівень, дія та вплив на динамічну стійкість технологічної оброблювальної системи. Використовуючи результати даної роботи можна проаналізувати резонансні динамічні явища при механічній обробці, визначити основні характеристики процесу фрезерування та підвищити його надійність.

**Список використаної літератури:** 1. Подураев В.Н. Резание труднообрабатываемых материалов: учеб. пособие / В.Н. Подураев. – М.: Высшая школа, 1974. – 587 с. 2. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом / И.Г. Жарков. – Л.: Машиностроение, 1986. – 184 с. 3. Кудинов В.А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движений) при резании / В.А. Кудинов // Станки и инструмент. – 1997. – № 2. – С. 16–22. 4. Мельничук П.П. Динаміка процесу торцевого фрезерування при зношуванні різальних елементів / П.П. Мельничук, Я.А. Степчин // Вісник ЖДТУ / Технічні науки. – 2012. – № 2 (61). – С. 33 – 40. 5. Петраков Ю.В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням / Ю.В. Петраков – К.: УкрНДІАТ, 2004. – 396 с. 6. Остафьев В.А. Диагностика процесса металлообработки / В.А. Остафьев, В.С. Антонюк, Г.С. Тымчик. – К.: Техніка . 1991. – 152 с. 7. Попов В. И. Динамика станков. / В.И. Локтев – К.:Техника, 1975. – 183 с. 8. Гнатейко Н.В., Румбешта В.О. Методика керування динамікою обробної механічної системи. / В.О. Румбешта // Наукові вісті НТУУ «КПІ», 2002, №6. – С.55-58.

*Надійшла до редколегії 02.07.13*

УДК 621.914

Э.Р. Ваниев, Симферополь, Украина

## **ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА СТОЙКОСТЬ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ СТАЛИ 12X18H10T В ПРИСУТСТВИИ РАЗЛИЧНЫХ СОТС**

*У статті наведені результати моделювання стійкості інструменту від режимних параметрів прироблення, а також режимів різання приробленого інструменту і дослідження їх впливу на стійкість зубів фрез з Р6М5 при фрезеруванні сталі 12Х18Н10Т окремо для кожної з використовуваних технологічних середовищ (суха обробка, ріцинова і рапсова олії, МР-99, І-20А). Показана перевага використання рослинних олій при фрезеруванні сталі аустенітного класу швидкохідним інструментом.*

*В статье приведены результаты моделирования стойкости инструмента от режимных параметров приработки, а также режимов резания приработанного инструмента и исследование их влияния на стойкость зубьев фрез из Р6М5 при фрезеровании стали 12Х18Н10Т отдельно для каждой из используемых технологических сред (сухая обработка, касторовое и рапсовое масла, МР-99, И-20А). Показано преимущество использования растительных масел при фрезеровании стали аустенитного класса быстрорежущим инструментом.*

*The paper presents the results of the simulation tool life of the running operating parameters, as well as the cutting tool run-in and study of their effects on resistance of teeth cutters for milling steel HS 6-5-2 X12CrNiTi18-10 separately for each of the used technological environments (dry processing, castor and canola oils, MR-99, I-20A). The advantage of the use of vegetable oils for milling austenitic steel HSS tool.*

**Постановка задачи и цель исследований.** Фрезерование представляет собой разновидность механической обработки, функционирование которой, как системы, зависит от множества факторов (переменных), обуславливающих как протекание процесса резания в виде физико-химических явлений его сопровождающих, так и его выходные характеристики – производительность и себестоимость обработки, стойкость инструмента, показатели качества поверхности и др. [1-4].

Рассмотрение системы механической обработки и особенностей процесса резания, как совокупность взаимосвязанных явлений, возникающих при образовании структуры, позволяет утверждать, что использование СОТС оказывает существенное влияние на их интенсивность и тем самым влияет на стойкость инструмента.

В современной теории резания процесс стружкообразования рассматривается как термомеханический процесс [2, 5, 6], определяемый множеством взаимосвязанных первичных параметров механической

обработки. Учитывая это влияние СОТС на механизм процесса резания без взаимосвязи с другими факторами, не может быть установлен в такой мере. Однако влияние СОТС на параметры процесса резания во взаимосвязи с другими факторами, определяющими, систему механической обработки практически не исследовано.

Исходя из термомеханического подхода в теории резания контактные нагрузки, действующие на инструмент, и температура резания для пары обрабатываемый материал-инструмент, прежде всего, определяются режимами резания и технологической средой (СОТС), в присутствии которой происходит обработка. Поэтому исследование влияние режимов резания в некотором диапазоне их изменения и различных СОТС на стойкость инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н10Т является актуальной задачей и имеет большое практическое значение при разработке рекомендаций по использованию СОТС в различных условиях эксплуатации.

**Целью исследований** является установление влияние режимов резания на стойкость быстрорежущих фрез при использовании различных СОТС с использованием технологии минимальной смазки (ТМС) для разработки рекомендаций по рациональному использованию технологических сред при обработке стали 12Х18Н10Т.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Известно, что в процессе резания наблюдается три вида износа: приработочный, нормальный и катастрофический. Исследованиями [7] установлено, что приработка инструмента на более низких режимах резания приводит к значительному повышению стойкости инструмента в сравнении с дальнейшей его эксплуатации на более высоких режимах резания. Это объясняется тем, что в процессе приработки на контактных поверхностях инструмента наблюдается пластическая деформация контактных (локальных) микрообъемов, впоследствии которой происходит их упрочнение (включая образование химических соединений).

В работе [8] показано, что упрочнение инструмента резанием зависит от среды, в которой осуществляется приработка. По результатам, приведенным в этой работе можно предположить, что при обработке сталей аустенитного класса, к которым относится и сталь 12Х18Н10Т, одним из перспективных направлений повышения работоспособности инструмента является применение СОТС на основе растительных масел с использованием технологии минимальной смазки. Однако приведенные исследования проводились только при точении. Поэтому они в полной мере не могут быть отнесены к фрезерованию. Кроме того вопрос эффективного использования различных СОТС во взаимосвязи с другими факторами, определяющим процесс резания в этих исследованиях не рассматривался.

В работе [9] впервые на основе математического моделирования с использованием одного из методов самоорганизации – группового учета аргументов в результате обработки экспериментальных данных была получена модель в виде зависимости стойкости фрезы от режимов резания и обобщенной характеристики той или иной СОТС. В качестве обобщенной характеристики СОТС была выбрана адгезионная составляющая ( $\mu_a$ ) коэффициента трения пары 12X18H10T – P6M5.

Предполагалось получить модель в виде функции  $T = f(V_{\text{пр}}, S_z, V_c, t, \mu_a)$ , где скорость приработки изменялась в диапазоне  $V_{\text{пр}} = (12,2 \div 27,9)$  м/мин, а скорость фрезерования после приработки при постановке экспериментов изменялась в диапазоне  $V_c = (27,4 \div 49,6)$  м/мин.

Значения остальных переменных в каждом эксперименте были одинаковыми, как на стадии приработки, так и при работе инструмента после приработки и изменялись в пределах  $S_z = (0,1 \div 0,3)$  мм/зуб,  $t = (0,4 \div 2)$  мм и  $\mu_a = (0,13 \div 0,31)$ , соответственно для смазки МР-99 –  $\mu_a = 0,13$ , для рапсового масла –  $\mu_a = 0,2$ , для касторового масла –  $\mu_a = 0,26$  и для И-20А –  $\mu_a = 0,31$ .

Таким образом, по аналогии согласно работе [8] отличие режима приработки инструмента от режима его работы после приработки определялось только скоростью приработки.

В результате получена модель, которая с точностью 15% описывает зависимость исследуемых переменных следующего вида:

$$\begin{aligned} \ln T = & 8,913 - 3,899 \cdot \ln V_c \cdot S_z + 3,88 \cdot 10^{-1} \cdot \ln V_c \cdot \ln S_z - \\ & - 1,578 \cdot S_z \cdot \ln \mu_a \cdot \ln V_c + 3,316 \cdot 10^{-4} \cdot V_c \cdot \mu_a \cdot (\ln V_c)^2 \cdot (\ln S_z)^2 - \\ & - 3,528 \cdot 10^{-3} \cdot V_c \cdot t \cdot S_z^2 \cdot \ln \mu_a \cdot \ln V_c \end{aligned} \quad (1)$$

Влияние исследуемых переменных на стойкость осуществляется в тесной взаимосвязи друг с другом. В данных моделях влияние скорости приработки на стойкость исследуемого инструмента не выявлено.

Это может быть объяснено тем, что коэффициент адгезионной составляющей  $\mu_a$  коэффициента трения не может служить характеристикой СОТС несущей информацию об эффектах каждой из них, как это было предложено в работе [10]. Поэтому не представляется возможным синтезировать одну модель, по которой можно было определять стойкость фрез в зависимости от вида различных СОТС.

Таким образом возникает задача построения моделей в виде зависимостей  $T = f(V_{\text{пр}}, S_z, V_c, t)$  при использовании отдельно каждой из СОТС.

**Моделирование стойкости инструмента с использованием различных сред.** Синтез зависимостей  $T = f(V_{\text{пр}}, S_z, V_c, t)$  осуществлялся по

методике предложенной в работе [9] и в тех же пределах исследуемых переменных ( $V_{np}$ ,  $S_z$ ,  $V_c$  и  $t$ ). В результате обработки экспериментальных данных получены следующие модели, адекватность описывающие процесс:

– МР-99 (относительная точность – 6%)

$$\ln T = 5,16 - 1,2 \cdot t \cdot S_z - 1,28 \cdot 10^{-1} \cdot S_z \cdot V_c + 1,165 \cdot 10^{-4} \cdot \ln V_c \cdot V_c^2 \cdot S_z + 1,215 \cdot 10^{-1} \cdot \ln t \cdot t - 2,5 \cdot 10^{-5} \cdot V_{np} \cdot S_z^3 \cdot t \cdot \ln V_c \cdot V_c^2 \quad (2)$$

– рапсовое масло (относительная точность – 8%)

$$\ln T = 5,33 + 2,03 \cdot 10^{-2} \cdot S_z \cdot V_c + 5,47 \cdot 10^{-3} \cdot \ln S_z \cdot \ln V_{np} \cdot S_z^2 \cdot V_c^2 + 1,8 \cdot 10^{-5} \cdot \ln t \cdot V_{np} \cdot \ln S_z \cdot \ln V_{np} \cdot S_z^2 \cdot V_c^2 \quad (3)$$

– касторовое масло (относительная точность – 8%)

$$\ln T = 6,38 - 4,94 \cdot 10^{-1} \cdot S_z \cdot V_{np} - 6,88 \cdot 10^{-2} \cdot \ln t \cdot V_{np} - 1,1 \cdot 10^{-2} \cdot \ln V_c \cdot V_c + 8,67 \cdot 10^{-4} \cdot V_c \cdot t \cdot S_z^2 \cdot V_{np}^2 + 1,29 \cdot 10^{-5} \cdot t \cdot V_c^2 \cdot \ln V_c \cdot S_z \cdot V_{np} \quad (4)$$

– И-20А (относительная точность – 10%)

$$\ln T = 4,11 - 1,04 \cdot 10^{-3} \cdot V_{np} \cdot V_c + 2,99 \cdot 10^{-1} \cdot (\ln S_z)^2 - 1,03 \cdot 10^{-1} \cdot \ln V_c \cdot S_z \cdot (\ln S_z)^2 \quad (5)$$

– всухую (относительная точность – 7%)

$$\ln T = 4,598 - 2,21 \cdot 10^{+1} \cdot S_z^2 - 3,83 \cdot 10^{-1} \cdot t \cdot \ln t - 1,96 \cdot 10^{-3} \cdot V_{np}^2 \cdot S_z^2 - 4,65 \cdot 10^{-2} \cdot \ln V_c \cdot (\ln t)^3 \cdot t - 3,23 \cdot S_z^3 \cdot t^3 \cdot \ln V_c \cdot (\ln t)^3 \quad (6)$$

Анализ структур полученных моделей показывает, что режимные параметры оказывают влияние на стойкость во взаимосвязи друг с другом. Следует отметить, что в присутствии индустриального масла И-20А, в выбранных пределах изменения глубина резания на стойкость инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н10Т не оказывает влияния.

Количественную оценку каждого из факторов для каждой из исследуемых СОТС можно определить при исследовании зависимостей:

$$T = f(S_z), T = f(V_{np}), T = f(V_c) \text{ и } T = f(t).$$

**Влияние исследуемых переменных на стойкость инструмента.**

Исследование каждой из рассматриваемых переменных проводилось по графическим зависимостям стойкости от каждой из переменных, полученных соответственно по моделям (2, 3, 4, 5 и 6). Выбор значений режимных

параметров для построения стойкостных зависимостей от них продиктованы рекомендациями приработки при точении стали 12Х18Н10Т [8].

Так, на рис. 1 представлены зависимости  $T = f(S_z)$  стойкости инструмента от подачи на зуб для различных СОТС. Анализ этих зависимостей показывает, что наибольшее влияние на стойкость оказывает подача на зуб ( $S_z$ ) в присутствии касторового масла (графики 4). При том интенсивность ее влияния на стойкость в большей степени проявляется при скорости приработки  $V_{пр} = 28$  м/мин.

При приработке со скоростью  $V_{пр} = 28$  м/мин, подачей  $S_z = 0,1$  мм/зуб стойкость фрезы достигает 347 мин, т.е. более чем в 2,4 раз выше стойкости фрезы при сухой обработке на тех же режимах.

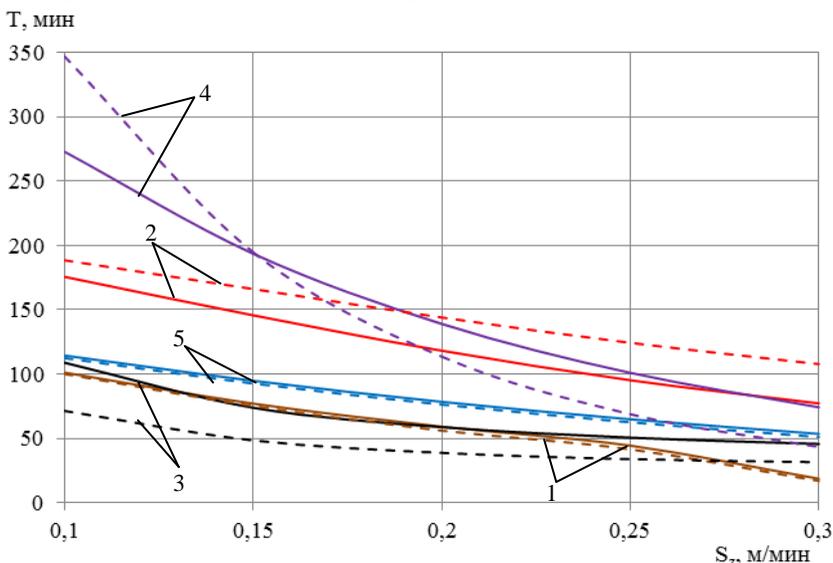


Рисунок 1 – Зависимости  $T = f(S_z)$  при фрезеровании стали 12Х18Н10Т:  
 —  $V_{пр} = 15,5$  м/мин; - - -  $V_{пр} = 28$  м/мин;  $V_c = 28$  м/мин;  $t = 0,4$  мм;  
 1 – сухая обработка, 2 – рапсовое масло (ТМС), 3 – И-20А (ТМС),  
 4 – касторовое масло (ТМС), 5 – МР-99 (ТМС)

Стойкость фрезы при  $V_{пр} = 15,5$  м/мин равна 272 мин, т.е. на 2% ниже, чем при исследуемой максимальной скорости приработки. При подаче  $S_z = 0,3$  мм/зуб как при  $V_{пр} = 15,5$  м/мин, так и при  $V_{пр} = 28$  м/мин стойкость фрез в присутствии касторового масла в 2,5 раза выше стойкости сухой обработки на этих же режимах (при сухой обработке  $T = 16,8$  мин, касторовое масло  $T = 43,2$  мин).

Использование рапсового масла при  $S_z = 0,15$  мм/зуб,  $V_{пр} = 15,5$  м/мин и при  $V_{пр} = 28$  м/мин соответственно повысило стойкость фрез в 1,9 и 2,2 раза в сравнении с сухой обработкой.

С увеличением  $S_z$  эффективность использования касторового и рапсового масел в сравнении с сухой обработкой повышается. Так в присутствии касторового масла при скоростях приработки  $V_{пр} = 15,5$  м/мин и  $V_{пр} = 28$  м/мин стойкость инструмента соответственно в 4,1 и 2,5 раза выше стойкости при сухой обработке. При использовании рапсового масла при тех же значениях подачи на зуб и скоростей приработки стойкость соответственно выше по сравнению с сухой обработкой в 4 и 6 раз.

Проведенный анализ и анализ графических зависимостей показывают, что при  $V_{пр} = 15,5$  м/мин в диапазоне  $S_z$  от 0,1 мм/зуб до 0,2 мм/зуб лучше результаты по стойкости инструмента наблюдается при использовании касторового масла. При приработке зубьев фрез в  $V_{пр} = 28$  м/мин наблюдается повышение их стойкости при использовании касторового масла до  $S_z = 0,15$  мм/зуб.

На рис. 2 приведены графические зависимости  $T = f(V_{пр})$  стойкости инструмента от скорости приработки.

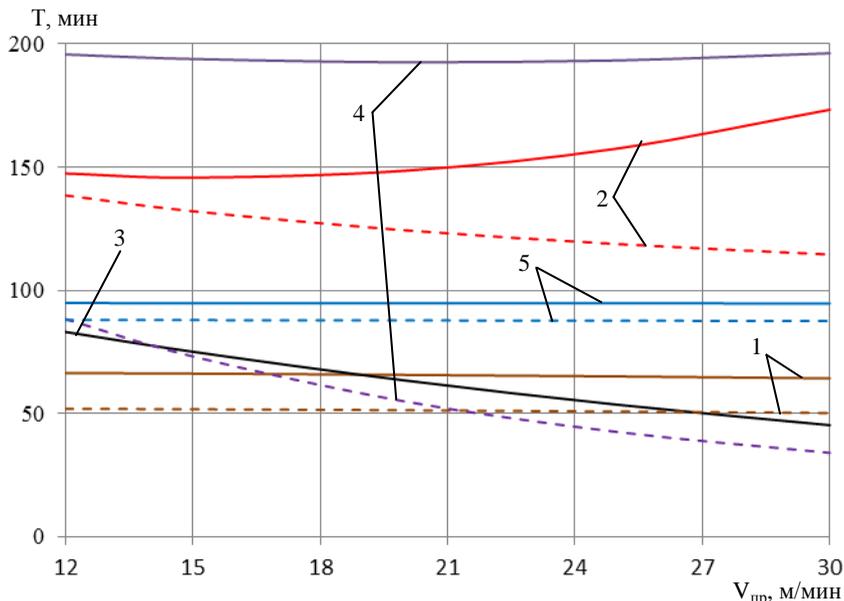


Рисунок 2 – Зависимости  $T = f(V_{пр})$  при фрезеровании стали 12Х18Н10Т:

—  $t = 0,4$  мм; - - -  $t = 1,2$  мм;  $V_c = 28$  м/мин;  $S_z = 0,15$  мм/зуб;

1 – сухая обработка, 2 – рапсовое масло (ТМС), 3 – И-20А (ТМС),

4 – касторовое масло (ТМС), 5 – MP-99 (ТМС)

Их анализ показывает, что во всем диапазоне принятого в исследованиях изменения скорости приработки и одних и тех же значениях подачи на зуб ( $S_z = 0,15$  мм/зуб) и скорости фрезерования после приработки ( $V_c = 28$  м/мин), при малых глубинах резания ( $t = 0,4$  мм) скорость приработки в присутствии касторового масла не оказывает влияния на стойкость зубьев фрез.

В тоже время при глубине фрезерования  $t = 1,2$  мм с повышением скорости приработки снижается стойкость инструмента. Так, в исследуемом диапазоне скоростей приработки с ее увеличением наблюдается снижение стойкости на 2,2 раза. Это позволяет утверждать, что приработка в присутствии касторового масла должна осуществляться при малых глубинах резания не зависимо от скорости приработки  $V_{пр}$ .

При использовании рапсового масла наблюдается небольшое влияние скорости приработки на стойкость инструмента в сравнении с касторовым маслом. При глубине резания  $t = 0,4$  мм увеличение скорости приработки в рассматриваемом ее диапазоне изменения вызывает увеличение стойкости на 18%.

В тоже время при глубине резания  $t = 1,2$  мм – снижение стойкости на 17%. Проведенный анализ показывает, что приработку при фрезеровании в присутствии рапсового масла следует проводить при малых глубинах резания. При сухой обработке и при фрезеровании в присутствии МР-99 скорость приработки в исследуемом диапазоне ее изменения практически не оказывает влияния на стойкость зубьев фрез. С увеличением скорости приработки при фрезеровании с использованием И-20А стойкость зубьев фрезы снижается на 1,8 раза.

Нас рис. 3 приведены графические зависимости  $T = f(V_c)$  стойкости зубьев фрез от скорости фрезерования приработанных на скоростях приработки  $V_{пр} = 15,5$  м/мин и  $V_{пр} = 28$  м/мин.

Их анализ показывает, что наибольшее влияние на стойкость оказывает скорость фрезерования в присутствии рапсового масла. С увеличением скорости фрезерования  $V_c$  в пределах от 28 м/мин до 50 м/мин стойкость снижается для  $V_{пр} = 15,5$  м/мин в 2,6 раза, для  $V_{пр} = 28$  м/мин в 1,9 раза. При использовании касторового масла при принятых режимных параметрах приработки и дальнейшей эксплуатации фрез увеличение скорости резания  $V_c$  оказывает меньше влияния в сравнении с использованием рапсового масла (графики 2 и 4).

Такое влияние скорости фрезерования на стойкость может объясняться состоянием контактных слоев, образуемых во время приработки и дальнейшей эксплуатации инструмента.

Увеличение скорости  $V_c$  в рассматриваемом диапазоне ее изменения уменьшает стойкость фрез в присутствии МР-99 менее, чем на 10%, не

зависимо от значения скорости приработки, и в присутствии И-20А на  $35 \div 50$  в зависимости от скорости приработки. При сухой обработке скорость фрезерования при  $S_z = 0,15$  мм/зуб и  $t = 0,4$  мм не зависимо от  $V_{пр}$  не оказывает влияния на изменение стойкости инструмента.

Анализ графических зависимостей  $T = f(t)$  стойкости зубьев фрез от глубины резания (рис. 4) показывает, что при фрезеровании с подачей  $S_z = 0,15$  мм/зуб и  $V_c = 28$  м/мин наибольшее влияние глубины резания на стойкость инструмента наблюдается в присутствии касторового масла.

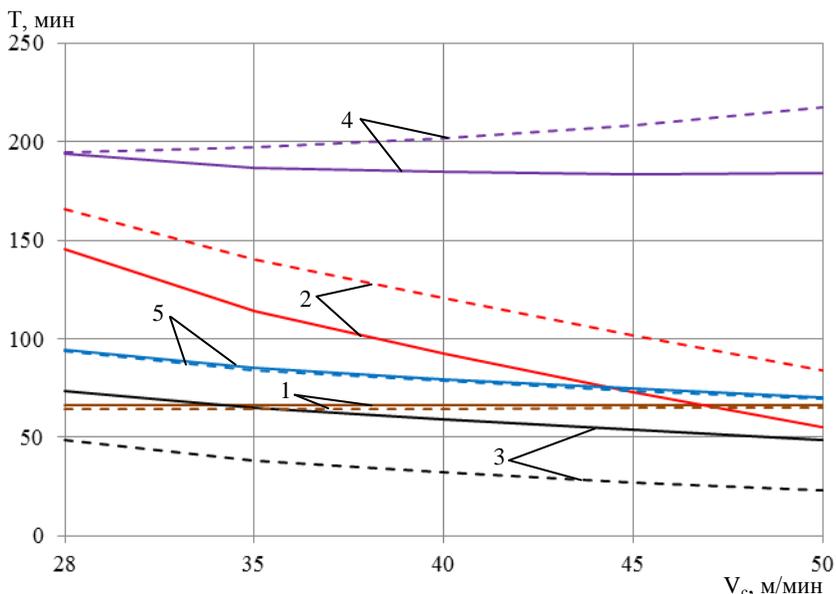


Рисунок 3 – Зависимости  $T = f(V_c)$  при фрезеровании стали 12Х18Н10Т:  
 —  $V_{пр} = 15,5$  м/мин; - - -  $V_{пр} = 28$  м/мин;  $V_c = 28$  м/мин;  $t = 0,4$  мм;  
 1 – сухая обработка, 2 – рапсовое масло (ТМС), 3 – И-20А (ТМС),  
 4 – касторовое масло (ТМС), 5 – МР-99 (ТМС)

Так, при  $V_{пр} = 15,5$  м/мин при увеличении глубины резания до  $t = 1,2$  мм наблюдается интенсивное уменьшение стойкости (2,7 раза). При дальнейшем увеличении глубины резания до  $t = 2,0$  мм интенсивно уменьшается стойкость инструмента до 1,4 раза. При  $V_{пр} = 28$  м/мин интенсивное снижение стойкости (6 раз) наблюдается при увеличении глубины резания до  $t = 1,2$  мм. Дальнейшее увеличение глубины резания до  $t = 2,0$  мм уменьшает стойкость зубьев фрез на 1,5 раза.

Сопоставляя результаты исследований влияния режимных параметров приработки и дальнейшей эксплуатации фрез после приработки на стойкость инструмента в присутствии касторового масла (рис. 1, 2, 3, 4) показывают, что с уменьшением подачи  $S_z$ , глубины резания стойкость инструмента резко увеличивается, что позволяет рекомендовать наиболее эффективное использование касторового масла при фрезеровании стали 12X18H10T в условиях чистовой обработки.

Влияние глубины резания на стойкость инструмента в присутствии рапсового масла значительно меньше, чем при использовании касторового масла. При  $V_{пр} = 15,5$  м/мин некоторое снижение наблюдается при увеличении глубины резания до  $t = 0,8$  мм. При  $V_{пр} = 28$  м/мин уменьшение стойкости инструмента при увеличении глубины до  $t = 1,2$  мм в 1,4 раза. Дальнейшее повышение глубины резания не влияет на изменение стойкости.

Таким образом, анализируя результаты зависимостей стойкости от режимных параметров процесса приработки инструмента и его работы после приработки фрезерование при использовании рапсового масла более эффективно применять в условиях полуставного резания.

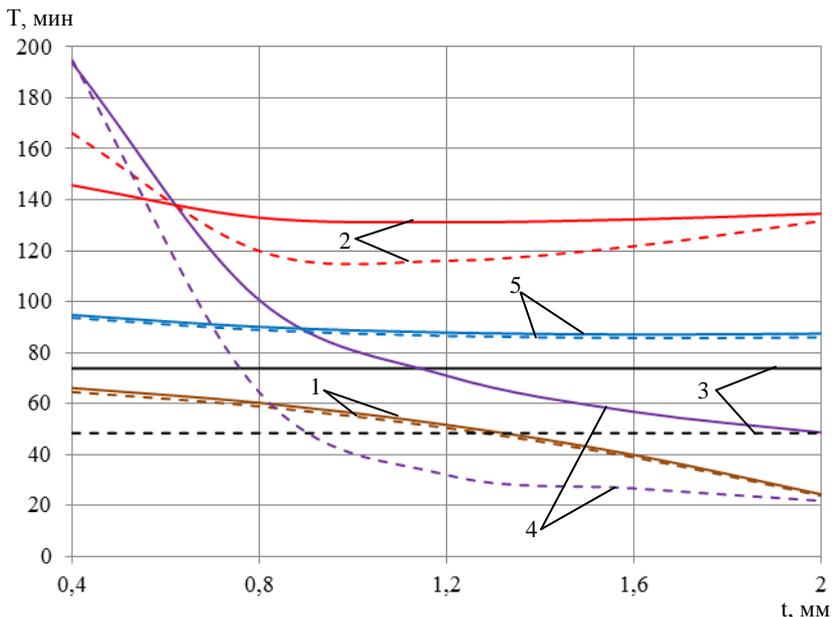


Рисунок 4 – Зависимости  $T = f(t)$  при фрезеровании стали 12X18H10T:  
 —  $V_{пр} = 15,5$  м/мин; - - -  $V_{пр} = 28$  м/мин;  $V_c = 28$  м/мин;  $S_z = 0,15$  мм/зуб;  
 1 – сухая обработка, 2 – рапсовое масло (ТМС), 3 – И-20А (ТМС),  
 4 – касторовое масло (ТМС), 5 – МР-99 (ТМС)

Изменение глубины резания от 0,4 мм до 2,0 мм при сухом резании не зависимо от значений скорости приработки, уменьшает стойкость зубьев фрез в 2,7 раза.

Проведенный анализ влияния режимов приработки и режимов фрезерования приработанного инструмента позволяет сделать следующие выводы.

**Выводы.** Проведенный анализ влияния на стойкость инструмента режимов приработки и режимов фрезерования приработанным инструментом в присутствии различных технологических сред показал, что использование растительных масел (касторового и рапсового) значительно повышает стойкость зубьев фрез в сравнении с сухой обработкой и с использованием таких СОТС как МР-99 и И-20А.

Показано, что для чистовой обработки наиболее эффективно применить в качестве СОТС с использованием технологии минимальной смазки касторовое масло. При фрезеровании с глубинами резания более 0,5 ÷ 0,8 мм целесообразно применять рапсовое масло.

Установлено, что наибольшее влияние на стойкость инструмента в принятом диапазоне изменения режимов резания оказывают подача на зуб и глубина резания для растительных масел, используемых в качестве СОТС, а при сухой обработке и при использовании СОТС МР-99 и И-20А – подача на зуб.

**Список использованных источников:** 1. *Ящерицын П.И.* Теория резания: учебник / П.И. Ящерицын, Е.Э. Фельдштейн, М.А. Корниевич. – 2-е издание, исправлено и дополнено – Мн.: Новое знание, 2006. – 512 с. 2. *Мазур М.П.* Основи теорії різання матеріалів: підручник [для вищ. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.М. Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залого, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов; під заг. ред. М.П. Мазур. – Львів: Новий Світ – 2000, 2010. – 422 с. 3. *Старков В.К.* Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве / В.К. Старков – М.: Машиностроение, 1989. – 297 с. 4. *Родин П.Р.* Монолитные твердосплавные концевые фрезы / Родин П.Р., Равская Н.С., Касьянов А.И., – Киев: Вища школа. Изд-во при Киев. ун-те, 1985. – 64 с. 5. *Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С.* Резание материалов: Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. – 448 с. 6. *Розенберг Ю.А.* Резание материалов: учебник для технических вузов / Ю.А. Розенберг. – Курган: ОАО «Полиграфический комбинат», Зауралье, 2007. – 294 с. 7. *Якубов Ф.Я.* Структурно-энергетические аспекты упрочнения и повышения стойкости режущего инструмента / Ф.Я. Якубов, В.А. Ким. – Симферополь, 2005. – 300 с. 8. *Якубов Ч.Ф.* Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием. – Симферополь: ОАО «Симферопольская городская типография» (СГТ), 2008. – 156 с. 9. *Якубов Ч.Ф.* Моделирование стойкости фрезы из Р6М5 при измерении условий её предварительной приработки и дальнейшей эксплуатации при фрезеровании стали 12Х18Н10Г / Якубов Ч.Ф., Ваниев Э.Р. // Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні: Збірник наукових праць «Вісник Національного університету «Львівська політехніка». Вип. №746 – Львов: Національний університет «Львівська політехніка», 2012. – С. 207 – 210. 10. *Бесарабев Ю.И.* О возможности использования в качестве оценки трибологических свойств СОТС коэффициента трения пары инструментальный-обрабатываемый материалы / Бесарабев Ю.И., Ваниев Э.Р., Скринник П.В. // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – Вып. 82. – С. 10-17.

*Поступила в редколлегию 02.07.2013*

УДК 621.9.06-752

Ю.Н. Внуков, д-р техн. наук, М.В. Кучугуров,  
С.И. Дядя, канд. техн. наук, Запорожье, Украина  
Р.Н. Зинченко, канд. техн. наук, Сумы, Украина  
Е.А. Гончар, Запорожье, Украина

## **СПОСОБ И УСТРОЙСТВО ДЛЯ ИССЛЕДОВАНИЯ РЕГЕНЕРАТИВНЫХ АВТОКОЛЕБАНИЙ ПРИ ТОЧЕНИИ**

*У статті запропоновано схему, яка описує динамічний процес різання металу при коливальному русі ріжучого інструменту. На її основі розроблена методика експериментального дослідження, що дозволяє вивчати регенеративні коливання при токарній обробці. Представлена конструкція пристрою, що дозволяє проводити даний вид досліджень в широкому діапазоні зміни статичних та динамічних характеристик пружної системи різця.*

*В статье предложена схема, описывающая динамический процесс резания металла при колебательном движении режущего инструмента. На ее основе разработана методика экспериментального исследования, позволяющая изучать регенеративные колебания при токарной обработке. Представлена конструкция устройства, позволяющего проводить данный вид исследований в широком диапазоне изменения статических и динамических характеристик упругой системы резца.*

*In this paper is proposed a diagram, which describes the dynamic process of cutting metal with vibration motion of the cutting tool. Based on it, the technique of experimental research allows studying the regenerative vibration when turning. The article presents a design of the device, which allows carrying out this type of research in a wide range of static and dynamic characteristics of an elastic system tool.*

Изыскание возможностей управления уровнем автоколебаний, возникающих при резании, требует ясного понимания механизмов их возбуждения и подавления.

По мнению большинства исследователей, первичное возбуждение автоколебаний происходит вследствие воздействия совокупности нескольких взаимосвязанных причин, из которых обычно одна или две доминируют в зависимости от конкретных условий процесса резания. Причины первичных автоколебаний разнообразны и широко изучались [1]. Наиболее существенными считаются:

- 1) запаздывание или опережение изменения величины силы резания относительно изменения толщины срезаемого слоя (фазовая характеристика силы резания);
- 2) координатная связь упругих деформаций технологической

системы (ТС) с несколькими степенями свободы и процесса резания, приводящая к замкнутой траектории перемещения режущего лезвия в виде эллипса;

3) падение величины силы трения на контактных поверхностях инструмента с повышением скорости относительного перемещения и др.

Причины и механизмы вторичного возбуждения автоколебаний изучены гораздо в меньшей степени.

Впервые Дроздов А.А. [2] показал автоколебательный характер вибраций возникающих при обработке на металлорежущих станках и важную роль волнистости на поверхности резания в их развитии и поддержании.

Позже исследования Каширина А.И. [3], Соколовского А.П. [4], Ильницкого И.И. [5], Кучмы Л.К. [6] и др. так же подтвердили важнейшее значение вторичного возбуждения для существования автоколебаний. Вторичное возбуждение связано со срезанием стружки по волнистому следу, который оставлен на поверхности резания во время предыдущего оборота детали из-за виброперемещения инструмента в направлении, перпендикулярном поверхности резания. В отечественной и зарубежной литературе это явление получило название: резание по “следу” или резание в условиях регенерации.

Амосов И.С. [7] по результатам экспериментальных исследований процесса точения установил, что регенерация обеспечивает 85% энергии возбуждения автоколебаний. Ильницкий И.И. [5] выявил важную особенность регенеративных автоколебаний, состоящую в том, что для их существования решающим условием является возможность осуществлять относительное смещение (виброперемещение) заготовки и инструмента в направлении, перпендикулярном поверхности резания. Им установлено, что искусственное ограничение виброперемещений в направлении, касательном к поверхности резания (т.е. в направлении скорости резания), не прекращает автоколебания; и наоборот – ограничение виброперемещений в направлении, перпендикулярном к поверхности резания, ведет к подавлению автоколебаний. Результат этого наблюдения позволил сформулировать ряд принципов по борьбе с автоколебаниями, в которых повышение жесткости ТС и введение всевозможных демпферов, гасящих автоколебания, рекомендуют в первую очередь ориентировать по направлению, перпендикулярному поверхности резания.

Использование переменной скорости резания для гашения регенеративных автоколебаний – сравнительно новая концепция. Наиболее

полный анализ этого подхода приведен в монографии проф. Свирина В.М. [1], где показано, что варьированием частоты и глубины модуляции (изменения) скорости резания можно добиться положительного результата в гораздо более обширной области технологических параметров. Автор считает, что "... физическая сущность механизма регенерации автоколебаний заключается, с одной стороны, в самоорганизации наиболее экономного, с точки зрения расходования энергии, движения посредством установления их фазы относительно колебаний следа с опережением на  $\pi/2$ , а с другой стороны – обеспечения поступления энергии для их поддержания посредством этой же фазы" [1]. Синергетический характер вторичных автоколебаний открывает новые пути управления ими. Поскольку колебания ТС всегда подстраиваются к следу, то для подавления вторичных автоколебаний необходимо поставить ТС в такие условия, чтобы процесс подстройки происходил постоянно.

Устойчивый результат гашения автоколебаний может дать принудительное создание переменного периода волны на поверхности резания, который определяется частотой колебаний ТС вдоль оси  $X$ , перпендикулярной к поверхности резания, и скоростью движения последней вдоль оси  $Z$ , т.е. скоростью резания. Отсюда следует, что для подавления колебаний необходимо задать периодически или случайным образом [8] изменяемую, т.е. модулированную скорость резания.

Этот путь по мнению ряда авторов [9, 10] является более универсальным и перспективным, но требует разработки новых систем управления приводами современных металлорежущих станков, позволяющих модулировать скорость резания непосредственно в процессе обработки.

Характеристики модуляции скорости резания (частоту и амплитуду ее изменения) для подавления автоколебаний при различных условиях обработки необходимо изучить экспериментально. В связи с этим в данной статье описан способ и устройство для исследования регенеративных колебаний при точении, посредством которых можно установить оптимальное сочетание характеристик модуляции скорости резания.

На рис. 1 приведена схема резания в условиях возникновения регенеративных колебаний, на основании которой разработан способ и устройство (рис. 2, 3) для исследования процесса возбуждения и подавления автоколебаний.

Так как регенеративные автоколебания развиваются преимущественно по направлению оси  $X$ , то целесообразно максимально упростить экспериментальную схему их исследования. Процесс точения удобно

рассматривать как одномассовую колебательную систему с одной степенью свободы. Для этого обрабатываемая деталь в направлении  $X$  должна быть значительно более жесткой, чем режущий инструмент с приведенной массой  $m$ , (колебания которого будут исследоваться). Для устранения роли координатной связи, инструмент должен быть искусственно ограничен в возможности перемещения по осям  $Z$  и  $Y$ . Измерение составляющих силы резания  $P_z$ ,  $P_x$  и  $P_y$  является обязательным условием рассмотрения колебательных процессов упругой системы (УС) инструмента. Однако, использование динамометров, в которые устанавливается инструмент, намного усложняет оценку результатов динамической составляющей силы резания, т.е. необходимо дополнительно учитывать массу, а также характеристики жесткости и демпфирование колеблющейся части динамометра. Поэтому, самым простым выходом является непосредственное использование УС инструмента для измерения как статической, так и динамической составляющей силы резания. Статическую составляющую удобно измерять по величине полного упругого отклонения инструмента от положения равновесия до начала резания в направлении действия силы. При оценивании величины динамической составляющей силы резания, которая изменяет свою величину и направление во времени, по сравнению с постоянно направленной статической составляющей, необходимо учитывать не только жесткость УС инструмента, но так же ее демпфирующие и инерционные свойства.

Таким образом, для того чтобы найти статическую и динамическую составляющие силы резания необходимо измерить полное перемещение инструмента, а также его виброперемещение, виброскорость и виброускорение, которые наложены на УС инструмента производящего резание.

На рис. 1 показано, что колеблющейся системой является УС реза с приведенной массой  $m$ , с характеристиками жесткости  $C_{уср}$  и демпфирования  $h_{уср}$ . Так как схема представлена в главной секущей плоскости  $P_T$ , то прямолинейная режущая кромка инструмента проектируется в точку  $O$ , которая для рассматриваемого случая будет является вершиной реза. Процесс точения происходит со скоростью резания  $V$  и номинальной толщиной среза  $a_n$ . Действительная толщина среза  $a_\delta$  в каждый момент времени будет изменяться в зависимости от величины фазы смещения траектории текущего колебания относительно следа на поверхности резания от предыдущего оборота детали  $\Delta\phi$ . Величину колебания следа можно оценивать длиной волны  $L$  и размахом  $2x$ , как это производилось в ранних

исследованиях [6]. Однако, намного точнее величину колебания оценивать непосредственно частотой  $f$  и амплитудой  $A$ . При очень точном измерении времени одного оборота детали  $\tau_{об}$  (мс) и периода одного колебания следа  $T$  (мс) отношение  $\tau_{об}/T$  позволит рассчитать целое количество волн на длине поверхности резания и остаток, по величине которого можно определить фазу смещения  $\Delta\varphi$  между следом от предыдущего оборота и траекторией текущего оборота детали.

На рис. 1 также приведены графики виброперемещения  $x$ , виброскорости  $\dot{X}$  и виброускорения  $\ddot{X}$  вершины резца. Известно, что в условиях гармонических колебаний эти графики смещены на  $1/4T$  и  $1/2T$  периода относительно графика виброперемещения. Это важно, т.к. при цикле врезания и цикле отталкивания инструмента направления их действия будет меняться на противоположные. Поэтому скорость стружки при цикле врезания будет больше  $V_{cmp+}$   $\dot{X}$  а при цикле отталкивания меньше  $V_{cmp-}$   $\dot{X}$  ее номинального значения  $V_{cmp}$ . Необходимо отметить, что разница в скоростях стружки (т.е. скорости ее трения о переднюю поверхность) будет наблюдаться при условии одинакового положения вершины резца на оси  $Z$ . Горизонтальную и вертикальную составляющие силы резания удобно рассматривать как алгебраическую сумму статических  $P_z, P_x$  и динамических  $\Delta P_z, \Delta P_x$  слагаемых. При резании “по следу”, из-за постоянного изменения действительной толщины среза  $a_{об}$ , угол условной плоскости сдвига  $\beta_1$  будет также меняться на величину  $\pm\Delta\beta_1$ , а поэтому и толщина стружки  $a_{cmp}$  также будет иметь колебание на величину  $\Delta a_{cmp}$ .

Продольное точение короткой жесткой заготовки 1 осуществляется режущей пластиной 2 из твердого сплава ВК8, имеющей следующую геометрию: передний угол  $\gamma = 0^\circ$ , задний угол  $\alpha = 10^\circ$ , главный угол в плане  $\varphi = 90^\circ$ , вспомогательный угол в плане  $\varphi_1 = 15^\circ$ , вспомогательный задний угол  $\alpha_1 = 5^\circ$ , угол наклона главной режущей кромки  $\lambda = 0^\circ$ , радиус при вершине  $r = 0,2$  мм. Режущая пластина закреплена в специальном устройстве 4, которое позволяет ей осуществлять колебания в направлении оси  $X$ , перпендикулярном поверхности резания 12. Конструкция устройства и геометрия режущей пластины позволяет свести к минимуму величину радиальной силы  $P_y$  и ограничить ее перемещение по оси  $Z$ . Для измерения статической величины силы  $P_x$  на неподвижной части устройства закреплен бесконтактный токовихревой датчик перемещений (Schneider Electric XS4-P12AB110) 8, а для измерения значений виброускорения, виброскорости и виброперемещения режущей пластины на подвижной части устройства закреплен акселерометр (АНС 041-02) 9. Для точного определения скорости

резания и расчета фазы смещения волны следа, предусмотрен отметчик оборотов детали во времени 14.

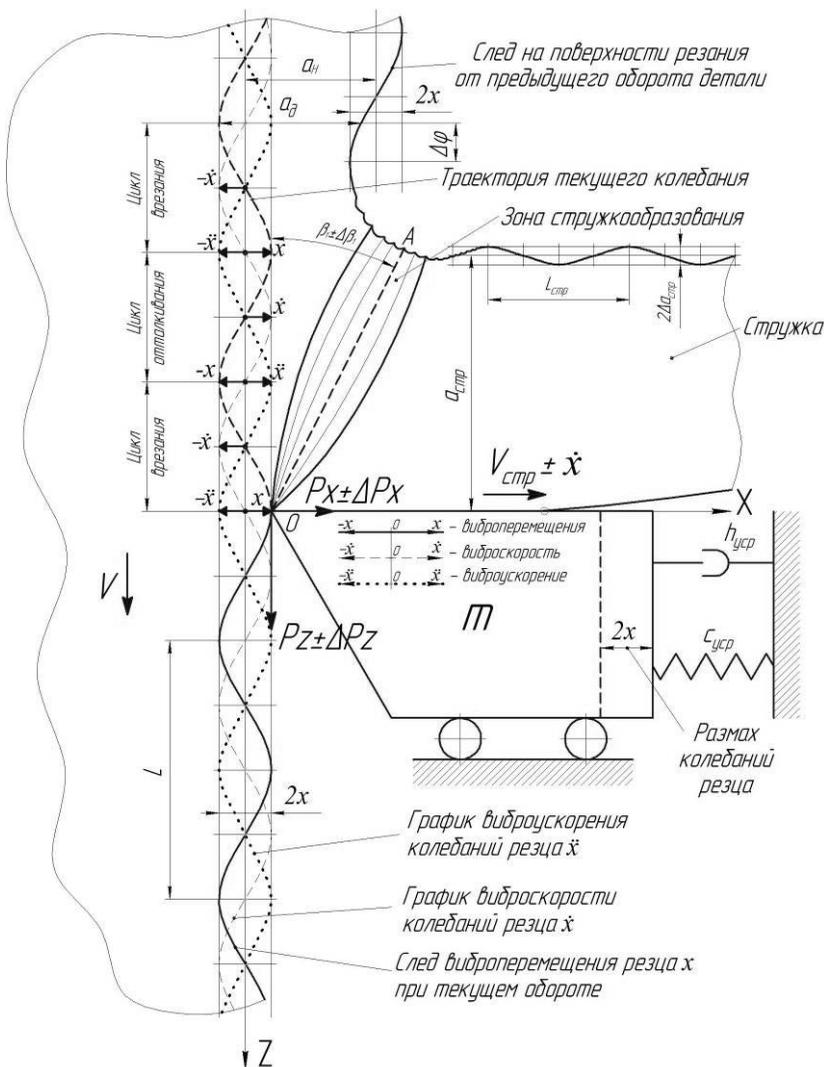


Рисунок 1 – Схема резания в условиях регенеративных автоколебаний (схема представлена в главной секущей плоскости  $P_T$ )

На рис. 2 приведена принципиальная схема установки для экспериментального изучения регенеративных колебаний при точении.

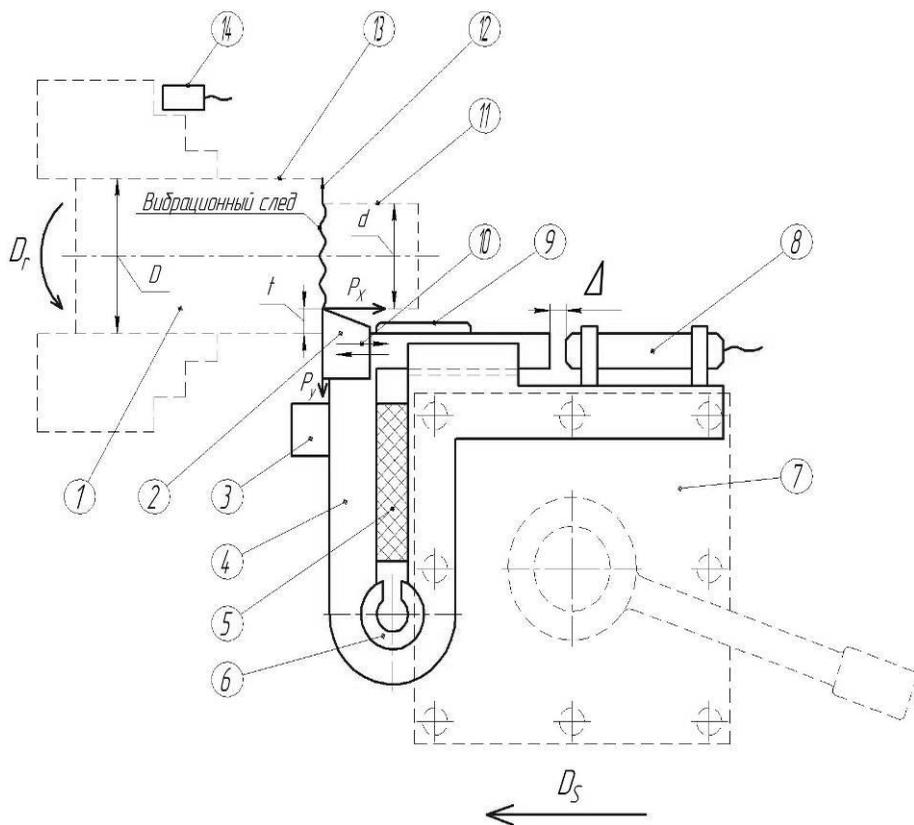


Рисунок 2 – Принципиальная схема установки для изучения регенеративных колебаний при точении: 1 – деталь; 2 – режущая пластина; 3 – дополнительная масса; 4 – упругая державка режущей пластины; 5 – вязкоупругая среда (демпфер); 6 – сменная разрезная втулка для изменения жесткости; 7 – резцедержатель станка; 8 – бесконтактный токовихревой датчик перемещений; 9 – акселерометр; 10 – колебательные движения резца по оси  $X$ ; 11 – обработанная поверхность; 12 – поверхность резания; 13 – обрабатываемая поверхность; 14 – отметчик оборотов детали

Общий вид устройства показан на рис. 3.

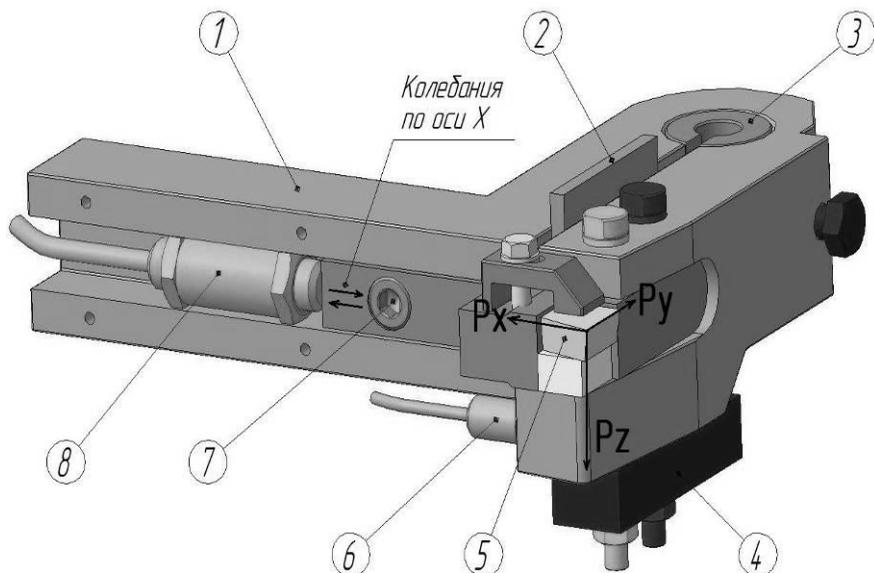


Рисунок 3 – Конструкция устройства для изучения регенеративных колебаний при точении: 1 – упругая державка режущей пластины; 2 – вязкоупругая среда (демпфер); 3 – разрезная втулка (изменение жесткости); 4 – дополнительная масса; 5 – режущая пластина; 6 – акселерометр; 7 – болт жесткой фиксации УСР (по оси  $X$ ); 8 – бесконтактный токовихревой датчик перемещений

Конструкция устройства позволяет изменять его упругие и динамические характеристики, что позволяет значительно расширить диапазон вибрационных исследований доминирующей ТС. Введением упругой разрезной втулки 3 можно изменить упругость колеблющейся части устройства, а введением дополнительной массы 4 и демпфирующих сред 2 ее динамические характеристики. Болт 7 позволяет жестко фиксировать перемещение колеблющейся части устройства в направлении оси  $X$ .

На рис. 4 приведены значения жесткости устройства по направлению осей  $Z$ ,  $X$  и  $Y$  при различных схемах его конфигурации, измеренных при статическом нагружении.

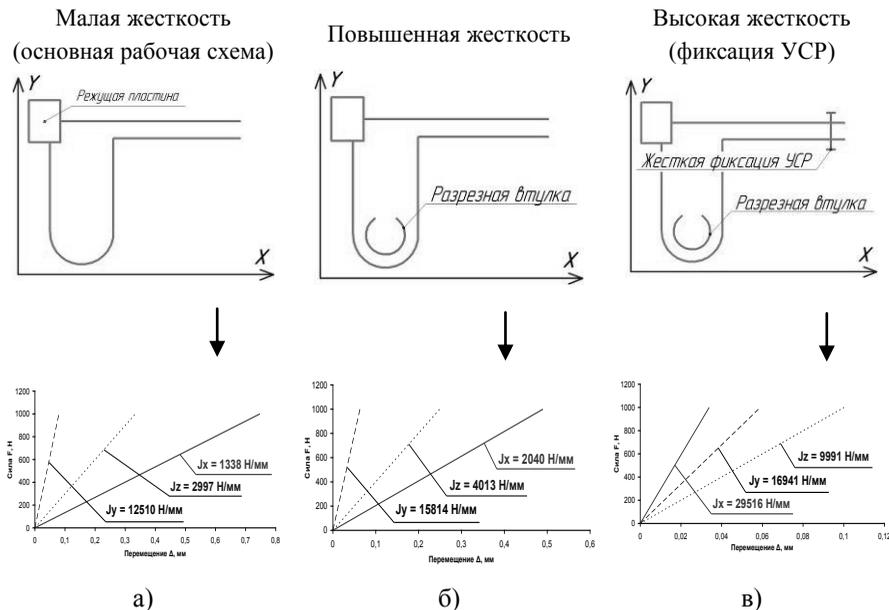


Рисунок 4 – Жесткость устройства при различных конфигурациях упругой державки режущей пластины: а) малая жесткость; б) повышенная жесткость; в) высокая жесткость

Конструкция устройства позволяет вести исследования по трем схемам. Так как регенеративные колебания возбуждаются по оси  $X$ , то предусмотрено максимальное изменение жесткости в данном направлении.

При малой жесткости по оси  $X$  ( $J_x = 1338 \text{ Н/мм}$ ) упругая державка режущей пластины находится в незакрепленном болтом 7 состоянии и без разрезной втулки 3 (см. рис. 3). С установкой разрезной втулки 3 жесткость по оси  $X$  увеличивается до  $J_x = 2040 \text{ Н/мм}$ , а при дополнительной фиксации болтом 7 до  $J_x = 29516 \text{ Н/мм}$ . Таким образом жесткость упругой системы реза (УСР) по оси  $X$  можно изменять в 22 раза. Естественно, при изменении

конфигурации устройства будет изменяться жесткость и в других направлениях: по оси  $Y$  в 1,3 раза, а по оси  $Z$  в 3,3 раза.

На рис. 5 показана схема калибровки и измерения динамических характеристик колебания режущей пластины.

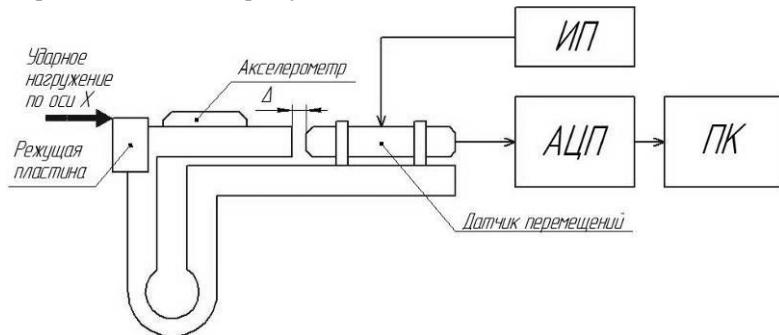


Рисунок 5 – Схема калибровки и измерения динамических характеристик колебаний режущей пластины: ИП – источник питания; АЦП – аналого-цифровой преобразователь; ПК – персональный компьютер

Определение частоты собственных колебаний (ЧСК) режущей пластины проводили по осциллограммам затухающих колебаний, которые вызывали методом ударного возбуждения [11]. Виброперемещение регистрировали индуктивным датчиком. Далее сигнал преобразовывали аналого-цифровым преобразователем E-140 фирмы LCARD и записывали с помощью программы L-Graph. ЧСК определяли спектральным анализом осциллограммы затухающих колебаний методом быстрого преобразования Фурье [12]. Из сигнала затухающих колебаний, используя преобразование Гильберта находили аналитический сигнал по которому определяли его амплитудную огибающую. Обработку виброграммы производили в среде программы MatLAB. Далее амплитудную огибающую аппроксимировали экспоненциальной функцией:

$$A(\tau) = A_{\max} \cdot e^{-b\tau} \quad (1)$$

По найденному коэффициенту  $b$  определяли логарифмический декремент:

$$\delta = \frac{b}{f} \quad (2)$$

где  $f$  – частота свободных колебаний режущей пластины.

Динамические характеристик устройства (колебания режущей пластины) при разных конфигурация его жесткости приведены в табл. 1.

Таблица 1 – Динамические характеристики устройства

Конфигурация по жесткости		ЧСК, Гц	Декремент затухания $\delta$
Маложесткая державка $J_x = 1338$ Н/мм	Без дополнительной массы и демпфера	253	0,07
	С дополнительной массой $m = 0,145$ кг	219	0,01
	С вязкоупругим демпфером	316	0,60
Державка повышенной жесткости (с разрезной втулкой) $J_x = 2040$ Н/мм		315	0,12
Высоко-жесткая державка (фиксация УСП) $J_x = 29516$ Н/м		2658	0,52

Результаты измерения динамических характеристик показывают, что разработанное устройство позволяет изучать особенности возбуждения и подавления регенеративных колебаний при точении в широком диапазоне изменения их свойств: ЧСК более чем в 10 раз, а декремента затухания до 60 раз.

На рис. 6 показана экспериментальная методика определения фазы регенеративных колебаний  $\Delta\varphi$  путем наложения осциллограмм виброперемещения режущей пластины при каждом очередном обороте детали.

На рис. 6а показана осциллограмма перемещения режущей пластины в направлении действия силы  $P_x$ . Величина  $P_x$  определяет статическую, а  $\Delta P_x$  динамическую составляющие действия силы. При определении фазы необходимо рассматривать колебания динамической составляющей силы  $\Delta P_x$  и очень точно определять время одного оборота детали  $\tau_{рез}$ . На рис. 6в показано, как записанную осциллограмму колебаний необходимо разбить на части, равные времени 1 оборота детали. Далее наложением осциллограмм двух соседних оборотов можно с высокой точностью определить фазу смещения  $\Delta\varphi$ .

Одновременным измерением величин  $\Delta P_x$  и  $\Delta\varphi$  при изменении различных условий резания, можно экспериментально установить роль величины фазы  $\Delta\varphi$  в поддержании устойчивых автоколебаний. Но самое важное то, что разработанный способ позволяет экспериментально проверить гипотезу о возможности нарушения процесса самоорганизации автоколебаний, путем целенаправленного создания переменного периода волны на поверхности резания. Изменение периода волны можно точно фиксировать уровнем изменения фазы на каждом обороте детали с одновременной фиксацией при этом уровня колебаний.

Таким образом, разработанный метод и устройство позволяет на современном уровне измерительных возможностей, экспериментально проверить ряд гипотез о способах гашения регенеративных колебаний при точении, выдвигаемых по результатам аналитических расчетов и моделирования.

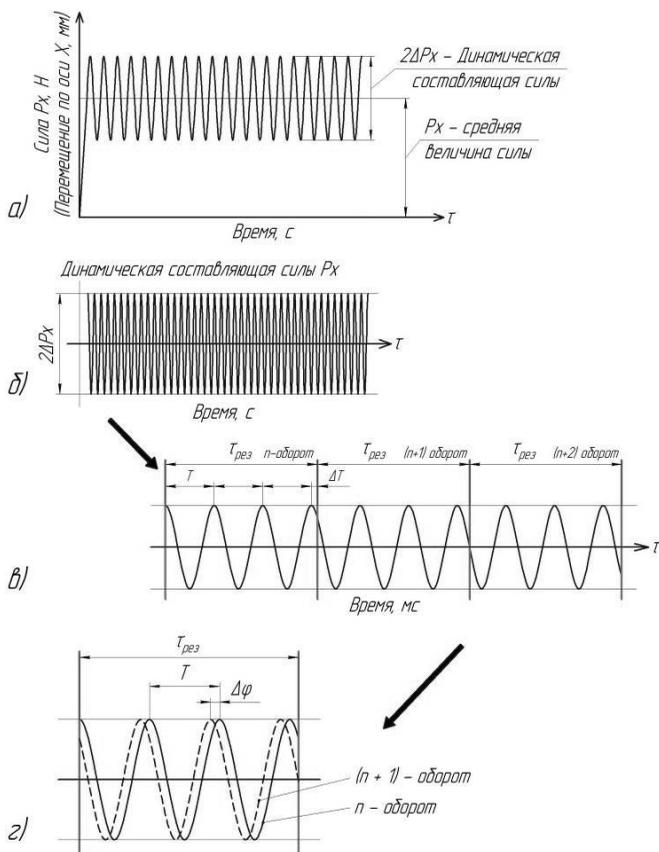


Рисунок 6 – Методика определения фазы регенеративных колебаний  $\Delta\varphi$ :  
 а) общий вид осциллограммы колебаний; б) выделение динамической составляющей силы  $P_x$ ; в) разбиение осциллограммы динамических колебаний на отдельные обороты; г) наложение осциллограмм соседних оборотов

### **Выводы:**

1. Описанное устройство позволяет измерить целый ряд параметров, определяющих вибрацию технологической системы в широком диапазоне изменения ее статических и динамических свойств:

-  $C_{\text{УСР}}$  – жесткость упругой системы резаца (УСР);

-  $h_{\text{УСР}}$  – характеристику демпфирования УСР;

- ЧСК – частоту собственных колебаний УСР;

-  $A$  – амплитуду и  $f$  – частоту колебаний следа на поверхности резания при предыдущих и текущем оборотах детали;

- количество вибрационных волн и фазу их смещения за 1 оборот детали;

- перемещение, виброперемещение, виброскорость и виброускорение режущей пластины по направлению действия статической и динамической составляющих силы резания  $P_x$ .

2. Разработанное устройство позволяет исследовать:

а) механизмы появления и возбуждения регенеративных колебаний при точении, а также способы их подавления;

б) влияние уровня вибраций на качество обработанной поверхности и стойкость режущего инструмента. Эти исследования возможно проводить для различных обрабатываемых материалов, геометрических параметров режущей пластины и условий трения (применение СОТС и износостойких покрытий)

**Список используемых источников:** 1. *Свинин В.М.* Фрезерование с модулированной скоростью резания / Под. ред. А.И. Промтова – Иркутск: Изд-во Ир:ГТУ, 2007, – 304 с. 2. *Дроздов Н.А.* К вопросу о вибрациях станка при токарной обработке / Н.А. Дроздов // Станки и инструмент. – 1937. – №22 – с. 21-25. 3. *Каширин А.И.* Исследование вибраций при резании / А.И. Каширин. – М.-Л.: Изд-во АН СССР, 1944. – 262 с. 4. *Соколовский А.П.* Научные основы технологии машиностроения. Машгиз, 1955. – 514 с. 5. *Ильницкий И.И.* Колебания в металлорежущих станках и пути их устранения. Машгиз, Москва – Свердловск, 1958, 142 с. 6. *Кучма Л.К.* Экспериментальное исследование вибраций при резании на токарном станке. – В кн.: Новые исследования в области резания металлов. М.; Л.: Машгиз, 1948, с. 100-128. 7. *Амосов И.С.* Осциллографическое исследование вибраций при резании металлов / И.С. Амосов // Точность механической обработки и пути ее повышения: сб. научн. тр. – М. –Л. Машгиз, 1951. 8. *Афонина Н.А., Афонин А.А., Орлов А.Б.* Способ подавления автоколебаний при токарной обработке / Патент, RU №2 267381 С1, опубли. 10.01.2006 Бюл. №01. 9. *Афонин А.А.* Повышение виброустойчивости технологической системы токарного станка с применением адаптивного управления приводом главного движения. Автореферат дисс. к.т.н., Тула, 1998, 20 с. 10. *Афонина Н.А.* Повышение виброустойчивости процесса токарной обработки на основе управляемых колебаний скорости резания. Автореферат дисс., к.т.н., Тула, 2004, 21 с. 11. ГОСТ ИСО 7626-5-99 Вибрация и удар. Экспериментальное определение механической подвижности. Часть 5. Измерения, использующие ударное возбуждение возбудителем, не приклеенным к конструкции. – Минск: Межгосударственный совет по стандартизации, метрологии и сертификации. – Введ. 2001.01.01. – М.: Изд-во стандартов, 2000. – 20 с. 12. *Серженко А.Б.* Цифровая обработка сигналов / А.Б. Серженко – СПб.: Питер, 2002. – 608 с.

*Поступила в редколлегию 03.07.2013*

УДК 621.923.9:004.94

Н.В. Гончар, канд. техн. наук, Э.В. Кондратюк, канд. техн. наук,  
Д.Н. Степанов, М.В. Кучугуров, Запорожье, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ОБРАБОТКИ ПОЛИМЕРНО-АБРАЗИВНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ПОМОЩИ МОДЕЛИРОВАНИЯ**

*Запропоновано методика комп'ютерного моделювання процесу полірування дисковим полімерно-абразивним інструментом, яку розроблено з метою вивчення поведінки пружних полімерних волокон у зоні різання, пояснення результатів, отриманих безпосередньо на верстаті, аналізу напружено-деформованого стану інструмента та деталі, а також з метою вибору раціональних режимів обробки та параметрів інструменту.*

*Предложена методика компьютерного моделирования процесса полирования дисковым полимерно-абразивным инструментом, разработанная с целью изучения поведения упругих полимерных волокон в зоне резания, объяснения результатов, полученных непосредственно на станке, анализа напряженно-деформированного состояния инструмента, а также с целью выбора рациональных режимов обработки и параметров инструмента.*

*The technique of computer simulation of polymer-disk polishing abrasive tool, developed to study the behavior of the elastic polymer fibers in the cutting zone, an explanation of the results obtained directly on the machine, the analysis of the stress-strain state of the instrument, as well as to the selection of rational treatment modes and parameters of the tool.*

Как известно, большинство деталей газотурбинных двигателей (ГТД) в силу своей специфики являются тонкостенными и сложнопрофильными, поэтому выбор метода финишной обработки для них часто становится проблемой. Не только из-за требований высокого качества поверхности, небольшого силового воздействия, необходимости обрабатывать труднодоступные участки, удалять заусенцы, скруглять острые кромки, непосредственно полировать плоские и фасонные участки с высокой производительностью. А также необходимо учитывать разнообразие и труднообрабатываемость жаропрочных сталей и сплавов, из которых изготавливают детали ГТД, необходимость минимизации ручного труда, т.е. возможность механизации и автоматизации, а также минимальное загрязнение окружающей среды [1].

Предварительные исследования показали, что финишная обработка инструментом на основе полимерно-абразивных волокон (рис. 1) [2] при правильном подборе режимов и параметров является конкурентноспособной альтернативой известным методам. Сложность состоит в том, что полимерно-

абразивные инструменты являются относительно новыми и недостаточно изученными, литературных данных по ним мало, особенно по обработке таких специфических материалов, как авиационные стали и сплавы.

Целью данной работы являлось изучение процесса обработки образцов из титанового сплава ВТ8-М полимерно-абразивным инструментом (ПАИ) дискового типа, в том числе и с помощью виртуального моделирования.

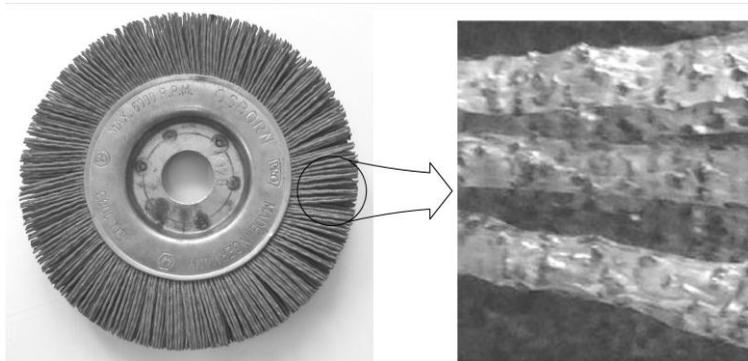


Рисунок 1 – Дисковый инструмент на основе полимерно-абразивных волокон

Титановый сплав ВТ8-М, широко распространенный в авиадвигателестроении. Из него изготавливают лопатки и диски ГТД, в технологическом процессе которых присутствуют финишные операции с применением монотонного ручного труда. Данный сплав – дорогостоящий, в связи с этим количество образцов и возможности проведения широких экспериментальных исследований ограничены.

Необходимо отметить, что применение СОТС, хотя бы в небольшом количестве, обязательно при обработке ПАИ титановых сплавов, так как они обладают низкой теплопроводностью. Полимерная основа волокон ПАИ теряет прочностные свойства при температуре 80...120 °С, поэтому температурный режим требует особого контроля, что однако имеет и свою положительную сторону – гарантировано невысокое температурное воздействие на обрабатываемую поверхность.

Для оценки механизма формирования обработанной поверхности исследовали работу полного дискового ПАИ (рис. 2а) и единичного волокна (рис. 2б) на плоскошлифовальном станке мод. ЗГ71. При обработке с поперечной подачей дискового ПАИ были получены две явно выраженных зоны (рис. 3а): АВ – зона входа (следы локальных ударов), ВС – зона обработки (следы от абразива в виде рисок). При определенных условиях

(ПАИ с неплотным расположением или с разной длиной волокон) появляется третья зона CD – зона выхода волокон из обработки (разнонаправленные следы отдельных волокон).

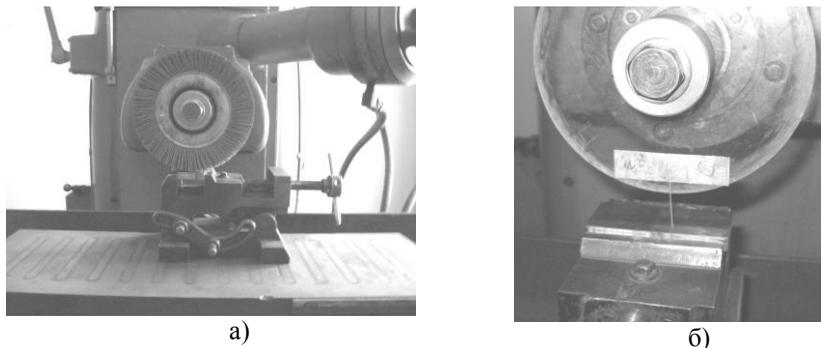


Рисунок 2 – Оборудование и оснастка для исследования дискового ПАИ (а) и единичного волокна (б)

Единичное волокно, закрепленное в ступице, оставляет двойной след с промежутком, полученным в результате его упругого отскока (рис. 3б).

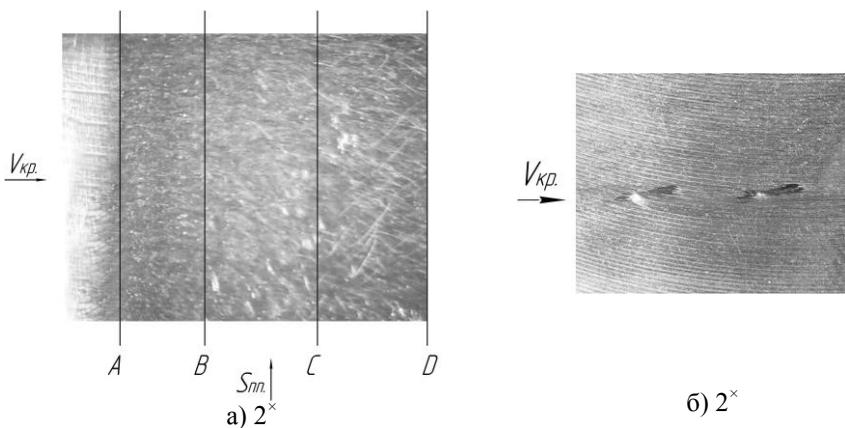


Рисунок 3 – Поверхность образцов после обработки полным ПАИ (а) и единичным волокном (б)

Также было установлено, что обработка дисковым ПАИ обеспечивает уменьшение шероховатости в 2...10 раз и при этом наводит в слое глубиной до 50 мкм остаточные напряжения сжатия величиной -100...-150 МПа.

Степень поверхностного наклепа достигает после обработки 8...18%. Объяснить данные факты можно, изучив кинематику движения волокон ПАИ.

Для рассмотрения особенности поведения упругих волокон в зоне обработки, необходимо специальное высокоскоростное видеоборудование, т.к. при окружной скорости 17 м/сек, волокна находятся в контакте с поверхностью плоского образца 0,0014 секунды. Длина зоны контакта зависит от натяга  $i$ : в случае  $i=1,5$  мм и диаметре ПАИ 75 мм составляет 30 мм. Применение стробоскопа и обычной камеры с приближением не обеспечило качественную съемку, четкое (замедленное в тысячи раз) изображение получить не удалось.

Поэтому было принято решение промоделировать поведение волокон ПАИ с помощью одной из компьютерных прочностных программ, имеющей динамический модуль.

Моделирование процесса механической обработки представляет собой сложную расчетную задачу. Это связано с тем, что в данном процессе учитывается множество входных параметров (геометрия объектов, их расположение, прикладываемые нагрузки) и законы, по которым осуществляются процессы, протекающие в объекте исследования (законы физики, механики, сопротивления материалов и др.).

Моделирование процесса, изменяющегося во времени, приводит к увеличению количества итераций, что в свою очередь влечет за собой увеличение времени расчета и требует значительных компьютерных ресурсов. Можно выделить три основных фактора существенно влияющих на скорость проведения расчетов:  $t$  – общая длительность времени исследуемого процесса,  $\Delta t$  – шаг моделирования (интервал времени, через который осуществляется перерасчет состояния элементов системы) и особенности геометрии изучаемых объектов.

Также при моделировании процессов, в которых осуществляется контакт между двумя и более телами, необходимо учитывать взаимодействие и степень деформации данных тел в зависимости от их геометрии, взаимного расположения, физических свойств материалов и других условий, в которых осуществляется контакт.

С учетом всего вышесказанного была разработана [3] и уточнена следующая методика моделирования процесса обработки образцов полимерно-абразивным инструментом.

Для решения задачи использовали программный конечно-элементный пакет ANSYS, в который входит модуль LS-DYNA, предназначенный для моделирования динамических процессов.

Первый этап: построение трехмерных моделей инструмента и обрабатываемого образца. Его выполняют в любом программном

обеспечении, которое позволяет работать с 3D-моделями. ПАИ имеет следующую конструкцию – цилиндрическая ступица, по периферии которой располагаются волокна (рис. 4а). В рабочей кромке модели волокна располагается модель абразивного зерна (рис. 4б). Форма зерна и параметры инструмента определяются поставленными задачами.

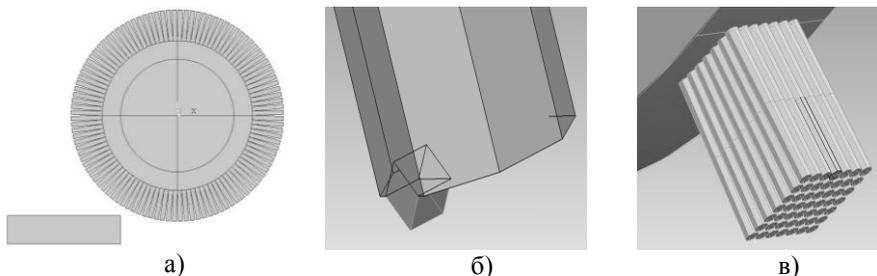


Рисунок 4 – Модели полимерно-абразивного инструмента: полная (а), с включением абразива (б), с волокнами, расположенными в ряд массивом 7×7 (в)

Волокна инструмента имеют цилиндрическую форму, но при построении модели ПАИ они выполняются в виде восьмигранной призмы. Такая форма волокна является более рациональной для разбиения их на конечные элементы и обеспечивает высокую точность и производительность расчетов. Исследование кинематики движения при использовании полной модели ПАИ предусматривает расположение волокон по всей периферии цилиндрической ступицы инструмента, но это существенно уменьшает производительность проведения расчетов. Поэтому при построении модели инструмента было принято решение использовать сектор волокон, которые расположены массивом 7×7 (рис. 4в). Такое расположение волокон является минимально необходимым и в то же время достаточным для корректного моделирования процесса обработки. Модель обрабатываемого образца выполняется в виде прямоугольного параллелепипеда соответствующих размеров.

Второй этап: импорт построенных моделей в программу ANSYS и их доработка. Доработка осуществляется в несколько шагов. Первый шаг – разбивка цилиндрической ступицы инструмента по диаметру так, чтобы она состояла из двух объемов. Это необходимо для правильного задания вращательного движения ПАИ, так как в модуле LS-DYNA при задании вращения твердого тела, его центральная часть должна быть выполнена из абсолютно жесткого недеформированного материала. Вторым шагом является геометрическое «склеивание» всех элементов инструмента в одну модель. При этом происходит физическое присоединение объемов с образованием соединительных кривых и плоскостей. Третий шаг – создание точек оси на

торцевых плоскостях центральной части ступицы. Это необходимо для того, чтобы при разбиении модели на сетку конечных элементов в местах геометрического расположения данных точек были созданы узлы сетки, за которые далее будет осуществляться закрепление модели ПАИ.

Третий этап: разбиение конструкции на конечные элементы (КЭ) определенного типа (SOLID 164 – восьмиузловой КЭ для твердотельных моделей). Конфигурация сетки определяет точность и производительность выполняемых расчетов. При разбиении моделей на КЭ по возможности необходимо получить максимально возможный размер элементов сетки, при этом достаточный для обеспечения точности результатов, а также равномерность элементов сетки в объеме твердого тела (рис. 5).

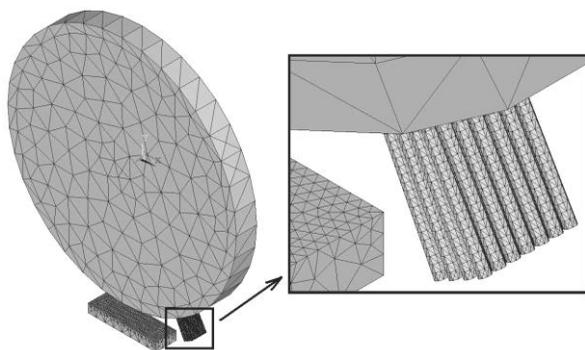


Рисунок 5 – Конечно-элементная модель полимерно-абразивного инструмента

Следует отметить, что при проведении динамических расчетов в модуле LS-DYNA, число итераций (соответственно интервал времени  $\Delta t$ ) не указывают явно, оно рассчитывается автоматически по минимальным геометрическим размерам конечных элементов: чем меньше размер элемента, тем меньше интервал времени  $\Delta t$ , соответственно тем больше количество итераций. В связи с этим, этап получения сетки КЭ определяет производительность выполняемых расчетов.

Четвертый этап: задание условий контактной задачи и коэффициентов трения для поверхностей контакта.

Пятый этап: закрепление модели и задание нагрузок, эквивалентных реальным условиям процесса обработки. Модель ПАИ закрепляется за центральные (осевые) узлы, ограничивая их перемещение во всех направлениях. Затем задается вращение ПАИ с определенной угловой скоростью. Закрепление модели образца производится по нижней плоскости,

исключив вертикальное перемещение и обеспечивая прямолинейное движение продольной подачи в горизонтальной плоскости. При использовании полной модели ПАИ для ускорения расчетов следует обеспечить предварительный подвод инструмента или образца.

Шестой этап: определение времени обработки, а также временного интервала, через который осуществляется запись результатов (количество шагов). Большое количество шагов приводит к значительному увеличению файла с результатами расчетов, а недостаточное его значение может привести к потере характерных моментов процесса, попавших во временной интервал между моментами записи результата.

Седьмой этап: расчет подготовленной задачи и обработка полученных результатов.

Результаты комбинации динамического анализа и контактной задачи, полученные с помощью пакета ANSYS, объясняют наличие нескольких зон (рис. 3а) на образце при обработке ПАИ (рис. 6). После первого удара о поверхность образца на входе в зону обработки, волокна отскакивают, однако, прижатые последующими рядами волокон, сразу же входят в зону длительного контакта ВС, в процессе которого и происходит непосредственно обработка. Множественные локальные удары волокон в зоне АВ приводят к поверхностно-пластическому деформированию: увеличению микротвердости и сжимающим остаточным напряжениям. При наличии волокон, длина которых несколько превышает средний вылет основной массы волокон ПАИ, одновременно выходящих из зоны обработки, появляется зона CD. Более длинные волокна еще продолжают скользить по поверхности образца, оставляя одиночные разнонаправленные риски, траектория которых обусловлена хаотическим расположением абразивных зерен в волокне, изменяющих направление его движения при отсутствии тесного строя соседних волокон ПАИ.

Полученные результаты позволяют сделать следующий вывод: несмотря на то, что изнашиваемые частички волокон удаляются, открывая новые абразивные зерна, и стойкость его высока из-за низких силовых и температурных составляющих процесса обработки, однако из-за утончения и «разломачивания» концов волокон или появления на них следов оплавления все же периодически необходимо ПАИ подвергать правке. Это необходимо для обеспечения производительности и высоких классов чистоты обрабатываемой поверхности ( $Ra$  0,1...0,2 мкм).

При помощи анимации, полученной моделированием случая единичного волокна (рис. 3б), было установлено, что волокно в свободном вращении после первого удара высоко подскакивает, после чего опять ненадолго контактирует с образцом, оставляя за собой вторую короткую риску. Это происходит из-за отсутствия соседних волокон, которые ограничивали бы

свободное перемещение изучаемого волокна, прижимая его к поверхности образца.

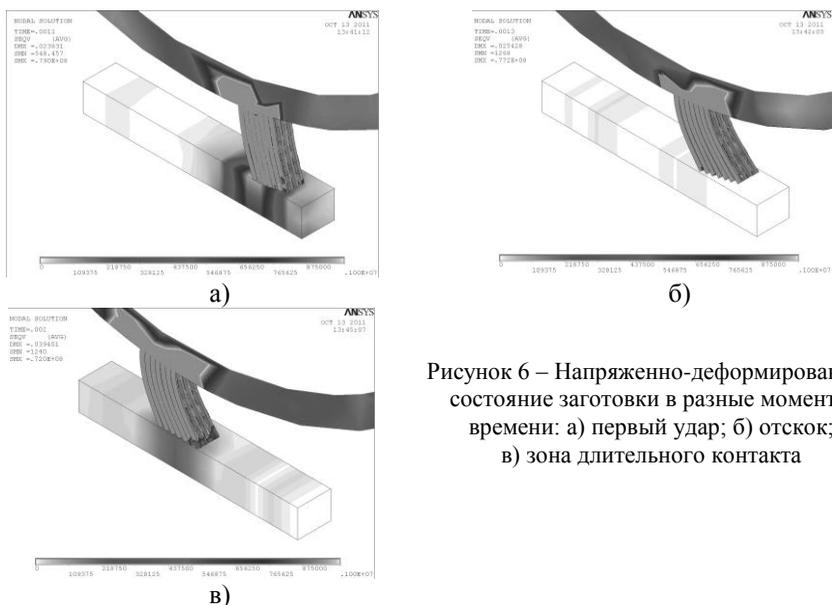


Рисунок 6 – Напряженно-деформированное состояние заготовки в разные моменты времени: а) первый удар; б) отскок; в) зона длительного контакта

При помощи такого моделирования можно изучать поведение волокон по разным схемам расположения их в ступице инструмента (волокно разной длины, расположение волокон вплотную или разрезенно).

Также изучая результаты моделирования, можно оценить нагрузку волокон в разные моменты времени, размещение наиболее нагруженных участков как волокон так и образца, т.е. проанализировать напряженно-деформированное состояние (НДС) системы в динамике (рис. 6).

Предполагая, что наиболее производительная обработка происходит, когда во время контакта «волокно-образец» напряжение на поверхности образца максимальное, проведя сравнительный анализ НДС образца, меняя режимы обработки, параметры инструмента и свойства материала, можно подобрать рациональные режимы для обработки ПАИ.

Для стандартного выбора рациональных режимов в случае натуральных экспериментов необходимо учесть большое количество варьируемых факторов: непосредственно режимы обработки ( $V$  – скорость,  $S$  – продольная подача,  $i$  – натяг,  $N$  – количество двойных ходов) и параметры инструмента ( $L$  – вылет волокон,  $d$  – диаметр волокон, материал и зернистость абразива).

Поэтому выбор рациональных из них даже для обработки одного материала – довольно длительная сложная задача, требующая больших материальных затрат.

На примере получения зависимости максимального эквивалентного напряжения  $\sigma_{max}$  поверхности образца от натяга  $i$  (рис. 7а) для титанового сплава ВТ8-М, в результате расчетов можно утверждать, что рациональный натяг составляет 1,5 мм, что подтверждается результатами натурных экспериментов. При этом максимальное напряжение в волокнах не критическое (рис. 7б), что объясняет высокую стойкость ПАИ.

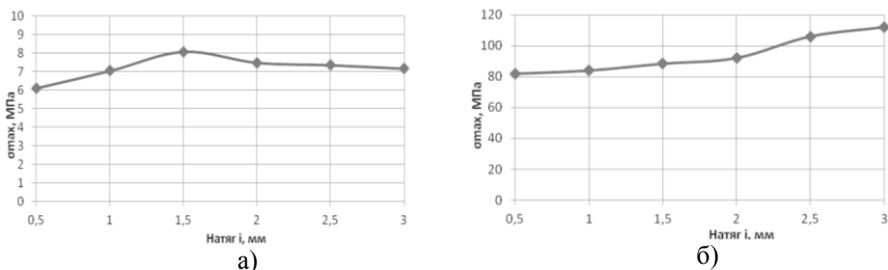


Рисунок 7 – Максимальные эквивалентные напряжения образца (а) и волокна (б)

Таким образом, компьютерное моделирование дает возможность получения ответов на вопросы, касающиеся поведения упругих полимерно-абразивных волокон и образца во время обработки, влияния режимов резания и параметров инструмента на изменение напряженно-деформированного состояния отдельных элементов системы и кинематику, и не требует материальных затрат на проведение экспериментов.

**Список использованных источников:** 1. Богуслаев В.А., Качан А.Я., Калинина Н.Е. и др. Авиационно-космические материалы и технологии. – ОАО «Мотор Сич», – 2009. – 382 с. 2. Абрашевич Ю.Д., Оглоблинский В.А., Оглоблинский А.В. Щеточные инструменты на основе полимерно-абразивных волокон // Мир техники и технологий. – Харьков, 2006. – №5. – С. 50-52. 3. Гончар Н.В., Кучугуров М.В., Степанов Д.М. Методика моделювання спільної роботи пружних полімерно-абразивних волокон при контакті з поверхнею зразка // Вісник Житомирського державного технологічного університету – 2011. – №3/58 – С. 9-11.

*Поступила в редколлегию 03.07.2013*

УДК 621.914

Д.А. Гончаров,  
А.М. Гончаров, канд. техн. наук, Кременчуг, Украина

## **ЗАВИСИМОСТЬ ТОЧНОСТИ НЕЗАТЫЛОВАННЫХ ЧЕРВЯЧНЫХ ФРЕЗ ОТ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ И КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ**

*Досліджено вплив різних геометричних і конструктивних параметрів збірних черв'ячних фрез при їх переточуванні на характер зміни профілю виробляючої поверхні і виникаючими при цьому похибками обробки. Визначено оптимальні геометричні та конструктивні параметри при проектуванні фрез, що забезпечують найменші похибки.*

*Исследовано влияния различных геометрических и конструктивных параметров сборных червячных фрез при их переточке на характер изменения профиля производящей поверхности и возникающими при этом погрешностями обработки. Определены оптимальные геометрические и конструктивные параметры при проектировании фрез, обеспечивающие наименьшие погрешности.*

*The effect of various geometric and structural parameters of modular hobs when regrinding the nature of the change in the profile of the generating surface and the concomitant errors in processing. The optimal geometry and design parameters for the design of mills that provide the least error.*

**Введение.** Сборные червячные фрезы с поворотными зубчатыми рейками являются наиболее прогрессивным инструментом, так как обеспечивают высокую производительность обработки зубчатых колес. Наибольшего распространения рассматриваемые фрезы получили в автомобильной и тракторной промышленности. Существует большое разнообразие различных конструкций червячных фрез с переносимыми или поворотными рейками, наиболее распространёнными из которых являются фрезы, у которых передняя поверхность зуба выполнена по прямолинейной образующей.

Введение рациональных по стойкости передних углов является резервом дальнейшего увеличения эффективности использования данных фрез. Однако введение передних углов скажется на точности этих фрез в процессе их переточки. На точность таких фрез влияют как их геометрические параметры, так и параметры установки реек в технологических корпусах при их шлифовании по необходимому профилю. При проектировании таких фрез важным является выбор этих параметров, обеспечивающих минимальные погрешности при обработке зубчатых колес, вызванные переточкой инструмента.

**Анализ предыдущих исследований.** По сравнению с обычными затылованными червячными фрезами фрезы с поворотными рейками обеспечивают увеличение числа переточек в 2-2.5 раза за счет увеличения зоны стачивания зуба, повышение производительности обработки на 30-40% за счет увеличения задних углов до 15-18° [1].

Одним из известных путей повышения износостойкости цельных и сборных червячных фрез, а также производительности процесса зубофрезерования, является использование рациональной геометрии режущей части зуба червячной фрезы [2]. Параметры режущей части оказывают влияние не только на работоспособность червячной фрезы, но и на точность профилирования, точность после переточки, а также на технологичность изготовления и трудоемкость их контроля. Определяющим параметром для применения червячных фрез определенной конструкции являются погрешности обработки, связанные с их эксплуатацией.

Наибольшее влияние на эти погрешности оказывают геометрические (угол профиля, передние и задние углы и т.д.) и конструктивные (число зубьев, число заходов и т.д.) параметры червячных фрез. Погрешности переточки можно снизить за счет геометрии зуба фрезы, но избавиться от них полностью невозможно. Они существуют даже в том случае, если основные параметры червячной фрезы подобраны и выполнены идеально.

Основной особенностью червячных фрез данного типа является обработка профиля зубчатых реек не на затыловочных, а на резьбошлифовальных станках. При этом, рейки устанавливаются в технологическое положение в рабочих или технологических корпусах, вершинные поверхности зубьев располагаются на цилиндрической поверхности, а боковые на винтовой. Таким образом, обработка профиля получила название «технологический червяк». Подобная установка зубчатых реек позволяет обрабатывать их профиль на всей длине зуба с высокой производительностью и точностью. После обработки профиля в технологическом положении зубчатые рейки разворачиваются на 180<sup>0</sup> или поворачиваются на необходимый угол в пазах рабочего корпуса, создавая при этом необходимые задние углы по вершине зуба, и закрепляются различными средствами [3].

**Цель работы.** Используя разработанную методику, провести аналитические исследования влияния различных геометрических и конструктивных параметров незатылованных сборных червячных фрез при их переточке на характер изменения профиля производящей поверхности, образованной режущими кромками фрезы и возникающими при этом погрешностями обработки. Исследованиями определить оптимальные значения конструктивных параметров фрез, обеспечивающие минимальные погрешности при их переточке. Наметить пути по дальнейшему

совершенствованию геометрических и конструктивных параметров этих фрез, которые обеспечат при использовании рациональной по стойкости геометрии повышение точности и производительности.

**Материал и результаты исследований.** Первоначально исследовались червячные фрезы, заточка которых выполнялась с прямолинейной образующей, и передний угол зуба которых был равен нулю.

Исследовались характер изменения и зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$ , связанной с ее переточкой, от величины наружного диаметра технологического червяка  $D_{iao}$  (рис. 1). Для исследований была принята червячная фреза модулем  $m = 5$  мм, с наружным диаметром  $D_{ao} = 140$  мм. Профиль исходного червяка брался для новой фрезы. Следует отметить, что погрешности профиля зуба слева – 1 меньше чем справа – 2. Минимальные погрешности профиля зуба будут при получении задних поверхностей слева при диаметре технологического червяка  $D_{iao} = 136,225$  мм (точка  $L$ ), а справа при  $D_{iao} = 137,425$  мм (точка  $P$ ). Также видно, что точки  $L$  и  $P$  являются точками перегиба. До этих точек погрешности профиля слева и справа имеют отрицательные значения, то есть размеры профиля действительного червяка переточенной фрезы меньше размеров профиля теоретически точного. После этих точек также имеются погрешности имеющие положительные значения, то есть размеры профиля действительного червяка переточенной фрезы больше размеров профиля теоретически точного.

Исследовалась зависимость суммарной погрешности  $\Sigma ddF$  профиля зуба фрезы слева – 1 и справа – 2 при её переточке от величины диаметра технологического червяка  $D_{iao}$  (рис. 2). Из графика зависимости видно, что для таких фрез оптимальным значением диаметра технологического червяка, обеспечивающим минимальную суммарную погрешность профиля зуба, будет  $D_{iao} = 137,425$  мм.

Исследовались характер изменения и зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425 мм. Профиль исходного червяка брался для новой фрезы. При  $D_{iao} = 137,425$  мм погрешности профиля слева будут иметь отрицательные значения, а справа отрицательные и положительные значения (рис. 3). Суммарная погрешность профиля зуба в этом случае 13,8 мкм.

Также исследовались характер изменения и зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметрами 137,425 мм. Профиль исходного червяка фрезы брался для фрез определенной сточенности ( $Ksi = 2,5^\circ; 5^\circ; 10^\circ; 15^\circ$ ). Установлено, что с увеличением угла стачивания  $Ksi$ , по которому рассчитывается профиль исходного червяка фрезы, в начале происходит

увеличение положительного отклонения профиля зуба до некоторого значения, а в дальнейшем это значение уменьшается.

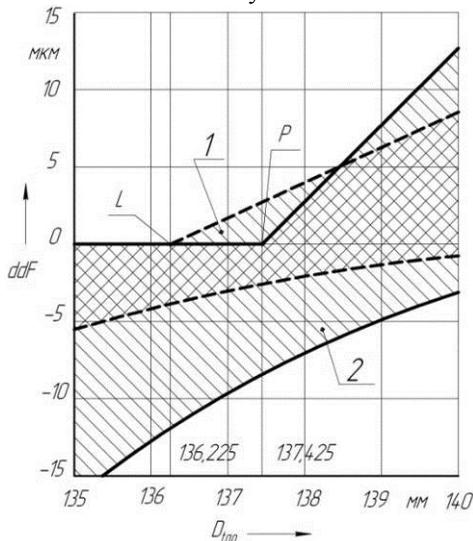


Рисунок 1 – Характер изменения максимальной величины погрешности профиля зуба у фрезы с передним углом  $\gamma_{ao} = 0$  при её переточке в зависимости от диаметра технологического червяка  $D_{1ao}$ .

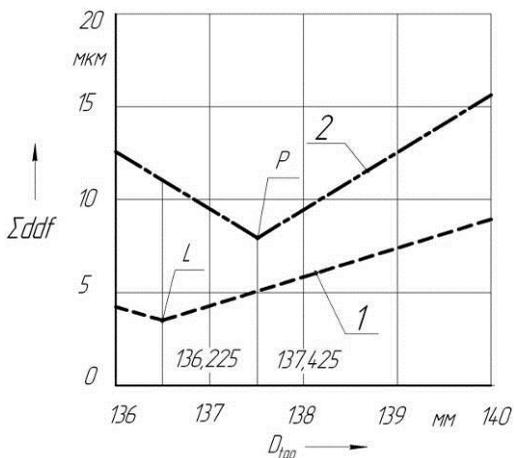


Рисунок 2 – Зависимость суммарной погрешности  $\Sigma ddf$  профиля зуба фрезы при её переточке от величины диаметра технологического червяка  $D_{1ao}$ .

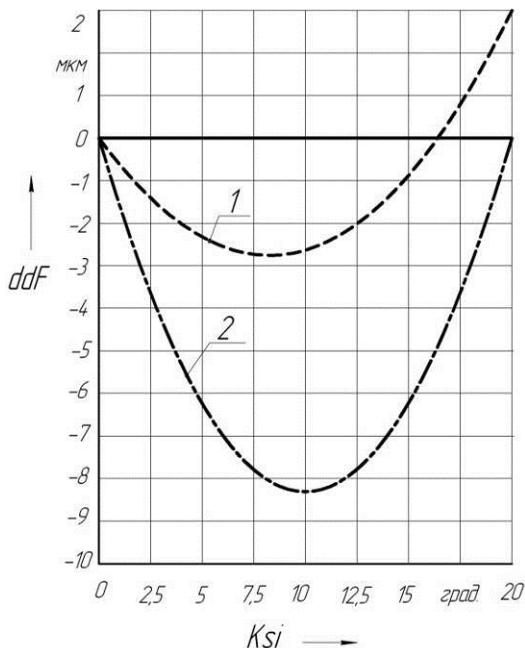


Рисунок 3 – Зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425 мм

Это дает возможность выбирать значение угла стачивания  $Ksi$ , по которому рассчитывается профиль исходного червяка фрезы в зависимости от того в какой области должно колебаться значение погрешности слева и справа профиля зуба фрезы. На рис. 4 показана зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425 мм. Исходный профиль принят для сточенной фрезы на  $3^\circ$ . В этом случае колебание значений погрешности слева и справа профиля зуба фрезы находится в диапазоне от  $-4,1$  мкм до  $+4,3$  мкм.

Исследовался характер и величина отклонения профиля по высоте зуба действительного червяка в мкм от теоретически точного для различных углов стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425 мм. для левой и правой стороны профиля (рис. 5). Исходный профиль при этом принят для сточенной фрезы на  $3^\circ$ .

Установлено, что действительный профиль зуба при переточке не только смещается относительно исходного профиля, но и поворачивается относительно исходного положения.

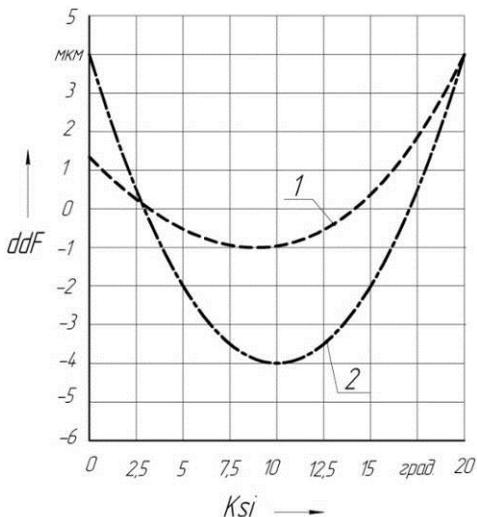


Рисунок 4 – Зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425 мм

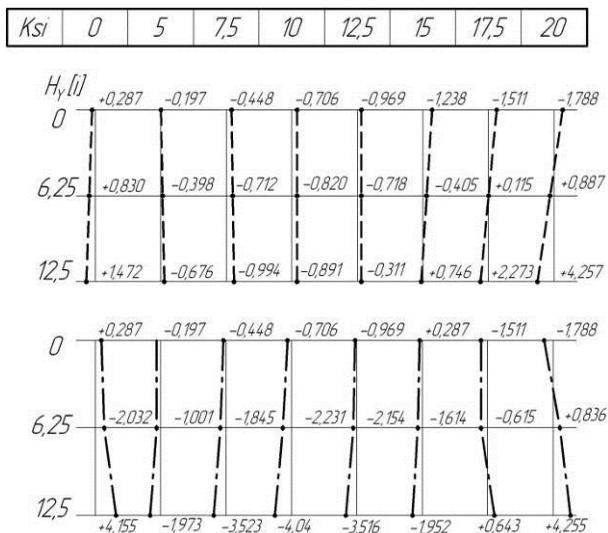


Рисунок 5 – Характер отклонения профиля по высоте зуба действительного червяка в мкм. от теоретически точного для различных углов стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 137,425мм

Известно, что введение положительных передних углов и использование прямолинейной образующей передней поверхности в режущей части зуба незатыванной фрезы из быстрорежущей стали повышает их стойкость, однако это скажется на их точности. Для оценки и сравнения с фрезами, имеющими нулевые передние углы, были проведены аналогичные исследования.

Как и в предыдущем случае исследовались характер изменения и зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddf$ , связанной с ее переточкой, от величины наружного диаметра технологического червяка  $D_{iao}$  (рис. 6).

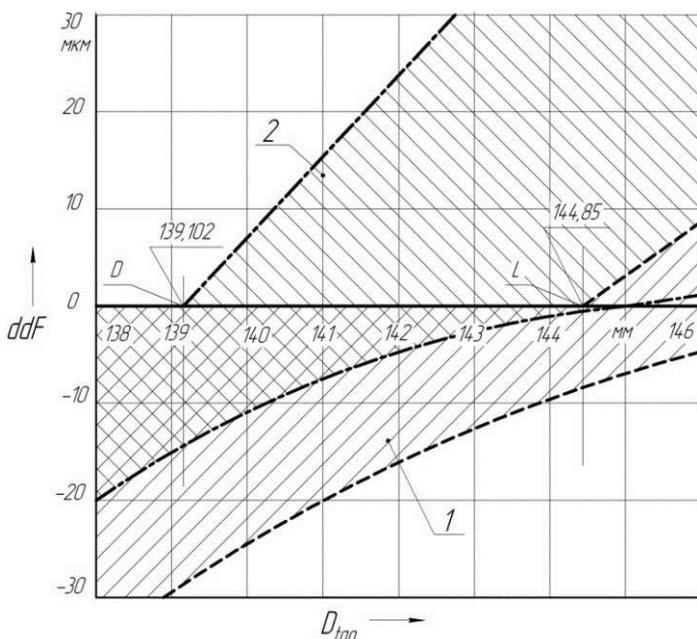


Рисунок 6 – Характер изменения профиля зуба слева – 1 и справа – 2 у фрезы с передним углом  $\gamma = 10^0$  при её переточке в зависимости от диаметра технологического червяка  $D_{iao}$

Червячная фреза модулем  $m = 5$  мм с наружным диаметром  $D_{ao} = 140$  мм. Профиль исходного червяка брался для новой фрезы. Следует отметить, что погрешности профиля зуба слева – 1 меньше чем справа – 2. Минимальные погрешности профиля зуба будут при получении задних поверхностей слева при диаметре технологического червяка  $D_{iao} = 144,85$  мм (точка – L), а справа при  $D_{iao} = 139,102$  мм (точка – P). Также видно, что точки L и P

являются точками перегиба. До этих точек погрешности профиля слева и справа имеют отрицательные значения, то есть размеры профиля действительного червяка переточенной фрезы меньше размеров профиля теоретически точного. После этих точек также имеются погрешности имеющие положительные значения, то есть размеры профиля действительного червяка переточенной фрезы больше размеров профиля теоретически точного.

Так же исследовалась зависимость суммарной погрешности  $\Sigma ddF$  профиля зуба фрезы слева – 1 и справа – 2 при её переточке от величины диаметра технологического червяка  $D_{iao}$  (рис. 7). Из графика зависимости видно, что для таких фрез можно считать оптимальным значением диаметра технологического червяка, обеспечивающего минимальную суммарную погрешность профиля зуба, которая будет  $D_{iao} = 140,62$  мм (точка *M*). В этой точке погрешности справа и слева равны между собой.

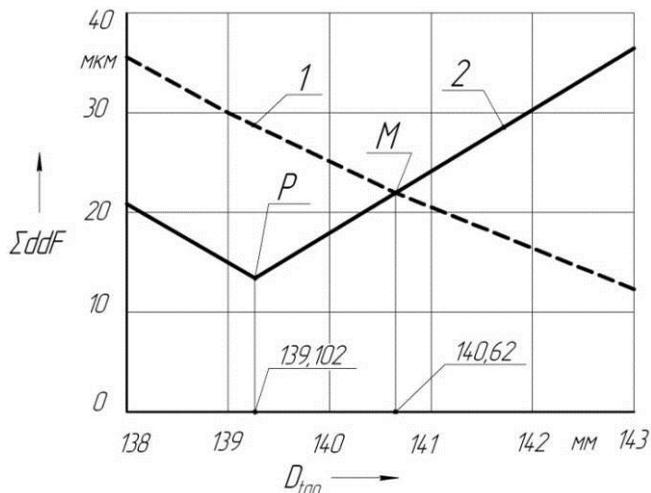


Рисунок 7 – Зависимость суммарной погрешности  $\Sigma ddF$  профиля зуба фрезы слева – 1 и справа – 2 при её переточке от величины диаметра технологического червяка  $D_{iao}$

Исследовались характер изменения и зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 140,62 мм. Профиль исходного червяка брался для новой фрезы. При  $D_{iao} = 140,62$  мм погрешности профиля слева – 1 будут иметь отрицательные значения, а справа – 2 отрицательные и

положительные значения (рис. 8). Суммарная погрешность профиля зуба в этом случае 44,5 мкм.

На рис. 9 показана зависимость погрешности профиля зуба фрезы  $ddF$  слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания  $Ksi$  для технологического червяка диаметром 140,62 мм. Исходный профиль принят для сточенной фрезы на  $2,5^\circ$ . В этом случае колебание значение погрешности слева и справа профиля зуба фрезы находится в диапазоне от -15 мкм до +18 мкм.

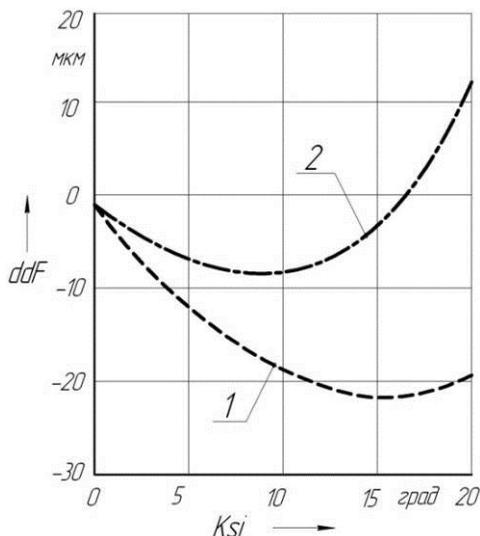


Рисунок 8 – Зависимость погрешности профиля зуба фрезы слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания для технологического червяка диаметром 140,62 мм  
Исходный профиль принят для новой фрезы

Были также проведены исследования зависимости суммарной погрешности профиля  $\Sigma ddF$  зуба фрезы от величины переднего угла  $\gamma_{ao}$  (рис. 10) для фрез модулем: 1 –  $m_o = 2$  мм; 2 –  $m_o = 3$  мм; 3 –  $m_o = 4$  мм; 4 –  $m_o = 5$  мм. Следует отметить, что с увеличением переднего угла и модуля фрез с прямолинейной образующей передней поверхности при их переточке значительно растет погрешность профиля. Что является основной причиной ограниченного их использования.

**Выводы.** Диаметр технологического червяка для незатылованных червячных фрез должен выбираться в каждом конкретном случае. Для симметричного расположения погрешностей обработки при переточке фрезы параметры профиля исходного червяка должны браться для фрезы с определенным углом стачивания. Червячные фрезы с поворотными рейками

и рациональными по стойкости передними углами с прямолинейной образующей передней поверхности имеют ограниченное применение, так как не во всех случаях полностью переточенная фреза обеспечивает необходимую точность обработки зубчатых колес.

Также очевидно, что при проектировании таких фрез в зависимости от необходимой величины переднего угла в первую очередь необходимо выполнять подбор оптимальных параметров технологического червяка, в котором выполняется шлифование реек фрезы, обеспечивающих минимальные погрешности профиля зуба фрез, связанных с их переточкой.

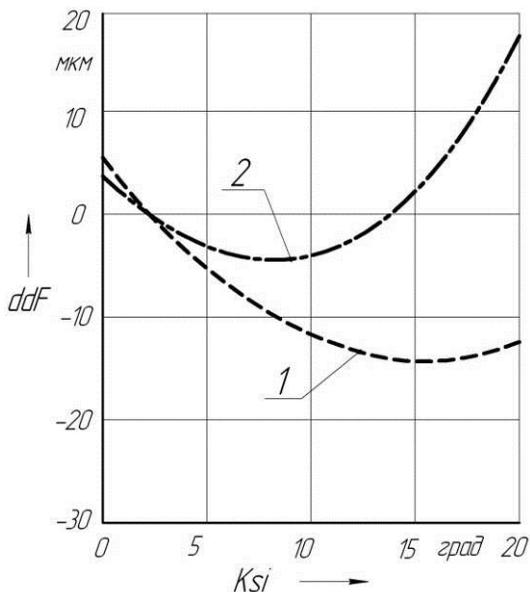


Рисунок. 9 – Зависимость погрешности профиля зуба фрезы слева – 1 и справа – 2 от угла стачивания для технологического червяка диаметром 140,62 мм. Исходный профиль принят для сточенной фрезы на 2,5°

Для дальнейшего повышения точности фрез с рациональными передними углами необходимо изменить прямолинейную форму образующей передней поверхности на криволинейную. Это позволит уменьшить эти погрешности, как это было сделано для затылованных червячных фрез заточенных по архимедовой спирали [4]. В этом случае при переточке затылованных червячных фрез с рациональными по стойкости передними углами погрешности профиля зуба такие же, как и у фрез с нулевыми передними углами. Использование рациональной геометрии режущей части

зуба фрезы является резервом в повышении производительности процесса фрезерования.

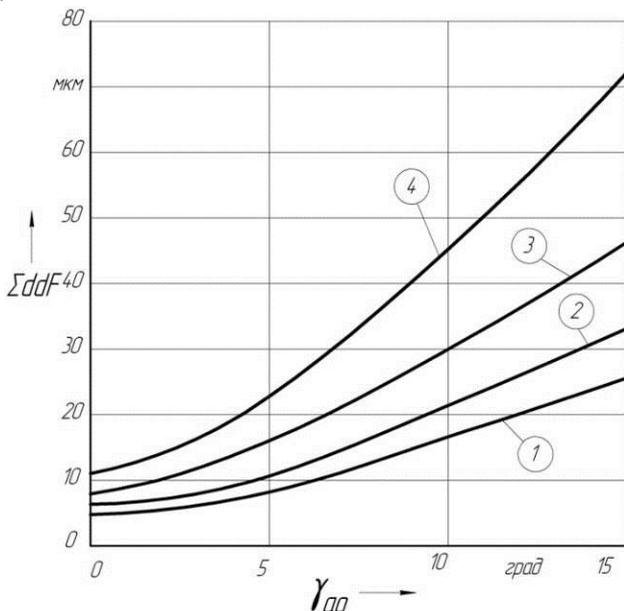


Рисунок 10 – Зависимость суммарной погрешности профиля  $\Sigma ddF$  зуба фрезы от величины переднего угла  $\gamma_{ao}$  для фрез модулем: 1 –  $m_o = 2$  мм; 2 –  $m_o = 3$  мм; 3 –  $m_o = 4$  мм; 4 –  $m_o = 5$  мм

Заточка червячных фрез с поворотными рейками и рациональными передними углами с криволинейной образующей передней поверхности зуба фрезы может быть выполнена аналогично, как и затылованных червячных фрез.

**Список использованных источников:** 1. *Ординарцев И.А. и др.* Справочник инструментальщика/Под общей редакцией И.А. Ординарцева.-Л.: Машиностроение. 1987. –846с. 2. *Гончаров А.М.* Повышение точности профилирования червячных фрез с оптимальными передними углами. – Резание и инструмент. Харьков. 1990. №43. с.64-68. 3. *Гончаров Д.А., Гончаров А.М.* Методика расчета конструктивных параметров сборных незатылованных червячных фрез различных конструкций. Вісник КДПУ – Кременчук. Вип. 4 /2004 (27) с. 77-81. 4. *Гончаров А.М.* Проектирование червячных фрез с оптимальными передними углами для зубчатых деталей с эвольвентным профилем. – Изв. ВУЗов. Машиностроение. 1989. – №3. – с. 64-68.

Поступила в редколлегию 14. 02. 2013

УДК 621.923

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

## **ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПЛОСКОГО ТОРЦЕВОГО ШЛІФУВАННЯ**

*Розглянуті питання, пов'язані з перспективою розширення технологічних можливостей процесу плоского торцевого шліфування за рахунок інтенсифікації прокачування технологічної рідини через зони шліфування і правки круга. На базі розроблених ефективних способів шліфування і пристроїв для їх здійснення запропоновано конструкцію плоскошліфувального верстата з вертикальним шпинделем, що дозволило вирішити поставлену задачу.*

*Рассмотрены вопросы, связанные с перспективой расширения технологических возможностей процесса плоского торцевого шлифования за счет интенсификации прокачки технологической жидкости через зоны шлифования и правки круга. На базе разработанных эффективных способов шлифования и устройств для их осуществления предложена конструкция плоскошлифовального станка с вертикальным шпинделем, что позволило решить поставленную задачу.*

*We consider the problems connected with prospect of expansion of technological opportunities of the process of the flat of the mechanical grinding due to the intensification of pumping process fluid through the zone grinding and dressing of the circle. On the basis of the developed effective ways of grinding and devices for their implementation of the proposed design surface grinding machine with vertical spindle, which allowed to solve the task.*

**Постановка проблеми.** Відомо, що верстати, що працюють торцем круга, широко використовуються в різних галузях промисловості. Серед них особливе місце займають верстати з вертикальним розташуванням шпинделя, які можуть мати як прямокутні [1], так і круглі (оберткові) столи [5]. Крім цього часто використовуються двосторонні верстати, на яких можна обробляти дві паралельні площини деталі одночасно.

Шліфувальні верстати з вертикальним розташуванням шпинделя забезпечують високі показники продуктивності і точності обробки при низькій шорсткості обробленої поверхні виробів. За умови, що діаметр кола (абразивної голівки) більше ніж ширина робочого столу, обробка поверхні ведеться на прохід [1], що сприятливо позначається на значеннях вихідних показників обробки. Такі верстати призначені для шліфування плоских поверхонь в умовах масового і серійного типів виробництва. При чорновому шліфуванні шпиндель шліфувальної бабки нахиляють в горизонтальній площині в напрямку поздовжнього переміщення столу верстата. Цим уникають надмірного нагрівання (а, отже, і деформації) оброблюваної деталі

і досягають підвищення продуктивності обробки до 50% [5]. У деяких випадках нахил круга сприяє спрощенню подачі технологічної рідини в зону шліфування [6]. На етапі чистового шліфування нахил шпинделя зменшують. Величина нахилу круга проявляється характерною сіткою на шліфованій поверхні [5]. При прецизійному шліфуванні, коли вимоги до рівня поверхні особливо високі, круг повертають у вихідне положення, в результаті чого його робоча поверхня стає паралельної площині столу [3]. Перспективність плоского шліфування пов'язано з тим, що в даний час близько 20% деталей машинобудування мають плоскі поверхні, і багато з них підлягають остаточній обробці на плоскошліфувальних верстатах [4].

**2. Аналіз останніх досліджень і публікацій.** Питання розширення технологічних можливостей процесів шліфування за рахунок поліпшення умов охолодження зони шліфування вже досить повно висвітлені в літературі і особливо в публікаціях наукової школи Л.В. Худобина [9], [2]. Як показали праці наукової школи М.Ф. Семка [8], це повною мірою відноситься і стосовно комбінованим процесам шліфування. Важливою особливістю тут є те, що паралельно з функцією охолодження ступінь наповнення зони шліфування технологічної рідиною багато в чому визначає ефективність протікання або електроерозійних розрядів при алмазно-іскровому шліфуванні або електрохімічних процесів у разі алмазно-електрохімічної обробки. При електрохімічній правці робочої поверхні (РПК) струмопровідних кругів в автономній зоні важливе значення має ступень наповненості електролітом як зони обробки, так і зони правки. Електроліт в даному випадку одночасно виконує дві функції – охолодження зони шліфування та забезпечення нормального протікання процесу правки РПК. Таким чином, можна в результаті сказати, що створення умов, що забезпечують досить повне заповнення зон шліфування і правки круга технологічної рідиною, є важливою умовою, що забезпечує передумови для розширення технологічних можливостей як звичайних, так і комбінованих процесів плоского торцевого шліфування.

Як звісно, торцешліфувальні верстати, які мають прямокутні столи вважаються більш універсальними, бо дозволяють вести обробку важкодоступних (наприклад, нахилених) плоских поверхонь [5]. Недоліком існуючих плоскошліфувальних верстатів з вертикальним розташуванням шпинделя можна вважати те, що з одного боку в них використовуються недостатньо ефективні методи подачі технологічної рідини в зону шліфування, а з іншого вони не мають пристроїв для практичної реалізації сучасних комбінованих процесів шліфування. А це, у свою, чергу практично виключає широке застосування для процесів обробки алмазних кругів на зносостійких металевих зв'язках.

На даний момент вже зроблені важливі кроки в цьому напрямку. У роботі [7] виконаний докладний аналіз сучасного стану питання стосовно до процесу плоского торцевого шліфування на верстатах з вертикальним шпинделем. Зокрема, встановлено, що здійснення процесу в суцільному шарі технологічної рідини з додатковою її подачею у внутрішню порожнину круга відкриває нові перспективи в плані розширення технологічних можливостей розглядуваного процесу обробки. При цьому використання катодів-сепараторів частково вирішує завдання електрохімічної правки алмазних кругів на металевих зв'язках.

**3. Мета дослідження.** Підвищення ефективності плоского торцевого шліфування на верстатах з вертикальним шпинделем шляхом розширення його технологічних можливостей.

**4. Основні матеріали досліджень.** Виконані дослідження дозволили виявити додаткові можливості в плані вдосконалення запропонованого процесу. Досвід застосування процесу дозволив довести, що в умовах, коли злив технологічної рідини організований таким чином, що шліфування ведеться в її суцільному шарі має не тільки переваги, але і недоліки. До останніх слід віднести те, що з одного боку технологічна рідина швидко забруднюється продуктами шліфування і правки круга, які, потрапляючи в зону обробки, можуть погіршувати якість обробленої поверхні. З другого використання катоду-сепаратору суттєво ускладнює можливість здійснення електрохімічної правки круга при обробці струмопровідних деталей. Все це в цілому знижує технологічні можливості процесу шліфування.

У даній роботі була зроблена спроба розробки конструкції плоскошліфувального верстата з вертикальним розташуванням шпинделя стосовно використання торцевих кругів. Ця конструкція розроблена з урахуванням існуючих напрацювань, а саме запропонованих способів шліфування і правки, а також пристроїв для їх здійснення. Це повинно дати можливість істотного підвищення ефективності процесу плоского торцевого шліфування.

Відмітна особливість запропонованого верстата є те, що він оснащений додатковим електродвигуном, вал якого встановлений співвісно зі шпинделем і механічно пов'язаний з ним за допомогою муфти зі змінним пружним елементом. При цьому напівмуфта, розміщена на шпинделі, встановлена з можливістю реалізації або робочого, або холостого ходу, а пристрій для зливу технологічної рідини виконаний з можливістю ступінчастої або плавної зміни її рівня у ванні по відношенню до рівня зони шліфування. Що стосується робочої частини пристосування, то вона складається з двох ділянок при цьому правлячий катод встановлений на ділянці, прилеглої до периметра робочої поверхні пристосування, а середня

частина призначена для розміщення оброблювальних деталей. З метою можливості реалізації шліфування «на прохід» ширина ділянки для розміщення оброблюваних виробів приймається менше не зовнішнього, як звичайно, а внутрішнього діаметру круга. Це дає можливість паралельно зі шліфуванням вести процес електрохімічної правки круга.

Запропонована конструкція верстата дозволяє, по-перше, здійснювати як попереднє (за умови, що рівень зливного отвору знаходиться вище за рівень зони шліфування), так і остаточне шліфування (за умови, що рівень зливного отвору знаходиться нижче за рівень зони шліфування), по-друге, використання додаткового електродвигуна, пов'язаного з шпинделем за допомогою механічної муфти зі змінним пружним елементом, дозволяє істотно підвищити ефективність попереднього шліфування за рахунок створення механічних коливань (вібрацій) шпинделя, а, отже, і шліфувального круга (тобто фактично реалізовується вібраційне шліфування). В цілому, у поєднанні з можливістю реалізації електрохімічної правки круга, це призводить до істотного розширення технологічних можливостей процесу шліфування.

На рис. 1, (вигляд збоку) зображена принципова схема плоскошліфувального верстата з прямокутним столом, що здійснює зворотно-поступальне переміщення з подовжньою подачею  $S_{\text{под}}$  і періодичною вертикальною подачею  $S_{\text{в}}$  (глибина шліфування  $t$ ). Оскільки шліфування ведеться «на прохід», то поперечна подача  $S_{\text{поп}}$  використовується в даному випадку для попереднього налаштування верстата. Як видно з рисунку, на станині 1 верстата розміщений шпиндельний вузол 2 з вертикальним шпинделем 3 на нижньому кінці якого за допомогою оправки 4 встановлений шліфувальний круг 5 (в даному випадку торцевий алмазний круг на металевій зв'язці). Стіл 6 верстата забезпечений ванною 7 в якій розміщені пристосування 8 для оброблюваних деталей 9 і катод 10 для електрохімічної правки круга 5. Додатковий електродвигун 10 за допомогою фланцю 11 з'єднаний з верхньою частиною шпиндельного вузла 2. Вал 12 електродвигуна і шпиндель 3 встановлені співвісно і з'єднані за допомогою муфти 13 зі змінним пружним елементом 14. Муфта складається з двох напівмуфт, причому напівмуфта, розміщена на шпинделі, встановлена з можливістю реалізації або робочого (попереднє вібраційне шліфування), або холостого ходу (якщо реалізується остаточне шліфування з передачею обертання на шпиндель від іншого електродвигуна через ремінну передачу, на схемі показано пунктиром). Позитивний полюс джерела постійного електричного струму (на рисунку не показаний) підключений до шпинделя 3, що обертається, (за допомогою струмоз'ємника),

а негативний полюс до столу 6 верстата. Діелектрична пластина 15 між станиною 1 і шпіндельним вузлом 2 дозволяє електрично ізолювати їх одне від одного. Оскільки вал електродвигуна 10 і шпіндель 3 з'єднані безпосередньо через муфту 13, а, отже, подача технологічної рідини (ТР) у внутрішню порожнину круга через порожнистий шпіндель 3 представляє певні труднощі, то використовується стакан 16, закріплений на торці круга 5. Отвори на торцях стакану і круга співпадають. Гумовий кожух 17 усуває надмірне розбризкування технологічної рідини. Пристрої 18 для підведення технологічної рідини забезпечують її подачу як безпосередньо у ванну 7, так і у внутрішню порожнину шліфувального круга 5. В останньому випадку електропровідна рідина (електроліт) під дією відцентрових сил інтенсивно прокачується через зону шліфування, а також через міжелектродний зазор  $\Delta$  і цим самим забезпечує оптимальні умови як для охолодження зони обробки, так і для нормального протікання електрохімічного процесу правки круга.

Пристрій 19 для зливу технологічної рідини виконаний з можливістю ступінчастої (за допомогою системи отворів з різним рівнем по висоті ванни, як показано на рисунку) або плавної зміни її рівня у ванні по відношенню до рівня зони шліфування, причому верхній рівень (ВРТР) служить для реалізації чорнового, а нижній (НРТР) чистового етапів шліфування.

Це пов'язано з тим, що для остаточної операції важливо подавати в зону шліфування очищену технологічну рідину, що і забезпечується у разі, коли її рівень у ванні знаходиться нижче рівня зони шліфування. Змінний елемент 14 з заданими пружними властивостями дозволяє в деякій мірі управляти інтенсивністю вібрацій в зоні шліфування, а, отже і продуктивністю попередньої обробки.

Необхідність витримування вимоги, щодо значення ширини робочої частини пристосування пояснюється наступним. При ширині її ділянки, призначеної для розміщення оброблювальних деталей, меншій ніж внутрішній діаметр круга ( $V_{дет.} < d_{кр. min}$ ) реалізується ідея шліфування «на прохід», а установка правлячого катода на ділянці, прилеглий до периметра робочої поверхні пристосування, забезпечуються необхідні умови для електрохімічної правки робочої поверхні круга в тому числі і при обробці струмопровідних деталей. При цьому катод повинен перекирвати робочу поверхню круга по всій її ширині.

Слід зазначити, що даний верстат може з успіхом застосовуватися і при звичайному алмазно-абразивному шліфуванні, тобто у разі використання алмазних і ельборових кругів на органічних і керамічних зв'язках, а також кругів на основі звичайних абразивів. В даному випадку використовуються

традиційні технологічні рідини, а процес обробки ведуть при виключеному джерелі постійного струму.

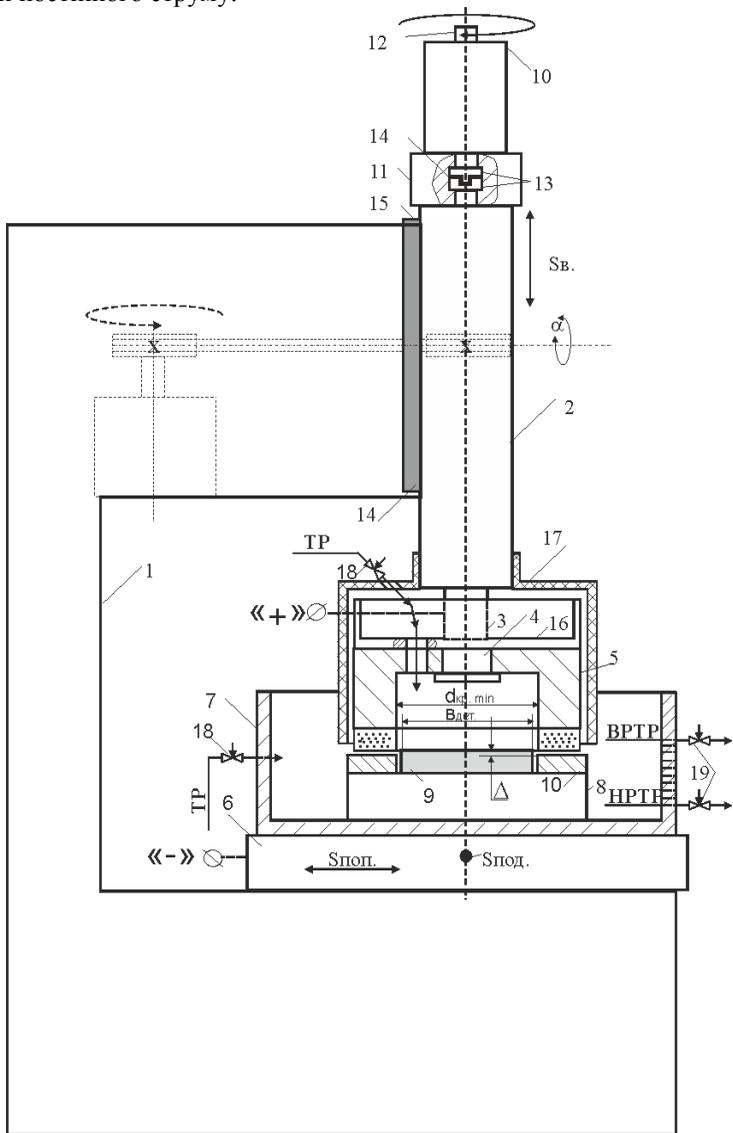


Рисунок 1 – Запропонована конструкція плоскошліфувального верстата

Головка шпинделя встановлена з можливістю реалізації відповідного повороту РПК на кут  $\alpha$  (рис. 1). Величина цього кута, як було відмічено вище, залежить від виду технологічної операції (чорнова, чистова чи прецизійна). При цьому найбільш раціональним варіантом обробки слід вважати такий [10], коли вертикальна подача ( $S_v$ ) здійснюється на подвійний хід столу верстата, а величина кута  $\beta$  між вектором подовжньої подачі ( $S_{под.}$ ) столу і віссю шпинделя не перевищує  $90^\circ$  (рис. 2 а,б). В умовах комбінованого процесу шліфування нахил круга, як правило, не роблять, бо завдяки безперервній електрохімічній правці РПК температура у зоні шліфування може бути значно зменшеною. Це одночасно дозволяє знизити питомі витрати алмазів круга за рахунок того, що на частині РПК, яка не приймає участі у шліфуванні, не відбувається зняття зв'язки електрохімічним способом.

Верстат може мати також і стіл, що обертається. Як звісно [5], такі верстати вважаються найбільш продуктивними і можуть працювати за двома схемами обробки: багатопрхідною або однопрхідною (глибинне шліфування). Ванна 6 в цьому випадку виконується у вигляді ємкості, поперечний перетин якої має форму кільця (рис. 3).

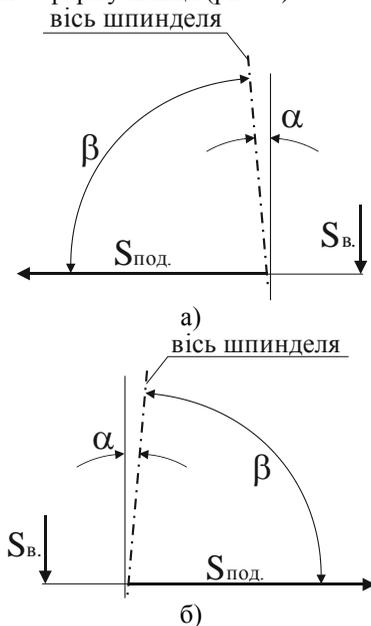


Рисунок 2 – Порядок здійснення  $S_v$  на подвійний хід столу верстата

На рисунках 1 і 3 наведений випадок, коли для подачі технологічної рідини у внутрішню порожнину круга, а отже і в зони шліфування і правки використовується пристрій у вигляді спеціального торцевого круга [11]. Недоліком цього пристрою є те, що для його реалізації потрібні спеціальні круги з пазами на базовому торці, а також необхідність складання пристрою кожного разу при заміні круга. Окрім цього за наявності пазів є небезпека ослаблення міцності круга і особливо у разі використання кругів зі звичайних абразивів, а також кругів з надтвердих матеріалів з пресованим (неметалічним) корпусом, що є додатковим обмежуючим фактором при призначенні високопродуктивних режимів обробки, а отже знижує технологічні можливості процесу шліфування.

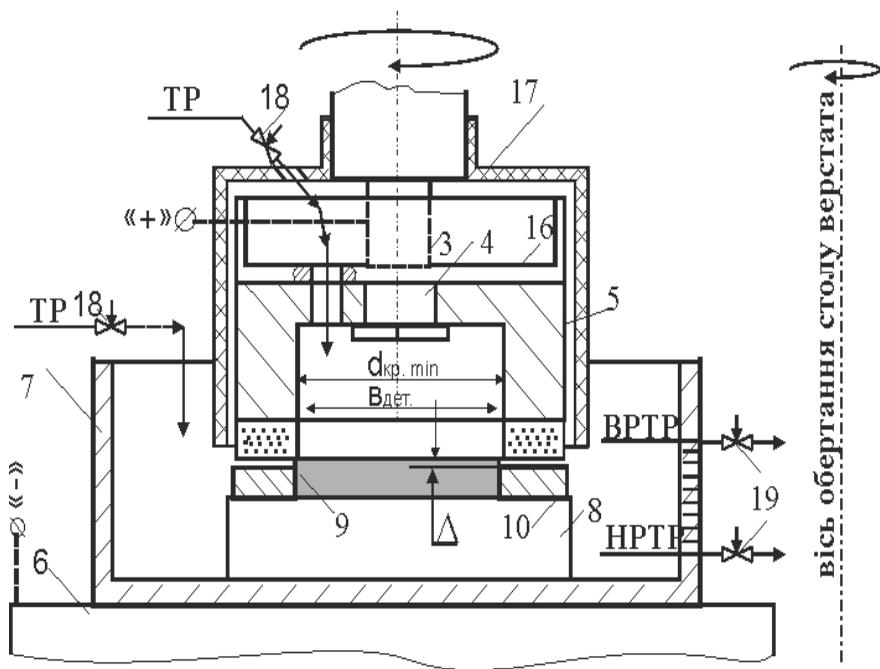


Рисунок 3 – До реалізації процесу стосовно верстата з круглим столом

У зв'язку з цим нами запропоновано більш ефективний пристрій, конструкція якого наведена на рис. 4. Змінна оправка 1, встановлена за

допомогою конуса в шпинделі 2 плоскошліфувального верстата, виконана як одне ціле зі стаканом, у внутрішню порожнину якого подається технологічна рідина.

Внутрішня поверхня стакану нахилена по відношенню до осі обертання круга під гострим кутом  $\alpha$ , що сприяє кращому попаданню технологічної рідини в зону шліфування. При необхідності оправка 1 може додатково кріпитися в шпинделі, наприклад, за допомогою струни (на рисунку не показана) для чого вона має верхній різьбовий отвір. Нижня зовнішня торцева поверхня стакану є головною настановною базою для шліфувального круга 3, який кріпиться до оправки 1 за допомогою шайби 4 і болта 5. Для цього в нижній частині оправки передбачений різьбовий отвір. На утворюючих циліндровій поверхні, яка є для круга направляючою базою, виконані не наскрізними по глибині пази. При цьому візуально дана циліндрова поверхня нагадує шліцьовий вал.

В осьовому напрямі пази виконані наскрізними, при цьому з одного боку вони виходять в порожнину стакану, а з іншою у внутрішню порожнину шліфувального круга 3. На торці шайби 4, прилеглому до внутрішнього торця круга 3 не наскрізні по глибині пази виконані в радіальному напрямі, що дозволяє спрямовувати технологічну рідину, що надходить з порожнини стакану через пази на оправці 1, на внутрішню поверхню круга 3.

Еластична прокладка 6 дозволяє забезпечити попадання всього потоку рідини в пази шайби 4, а, отже, на внутрішню поверхню круга 3 звідкіля вона під дією відцентрових сил інтенсивно прокачуватиметься через зону шліфування, як показано на рисунку стрілками.

Отже, змінна оправка одночасно виконує три функції: по-перше, в ній установлюється і закріплюється шліфувальний круг, по-друге, за її допомогою круг механічно зв'язаний зі шпинделем станка, по-третє, завдяки стакану і системі пазів оправка виконує функцію доставки технологічної рідини у внутрішню порожнину круга. Таким чином за рахунок розташування пазів на стаціонарній змінній оправці, виконаній спільно зі стаканом для подачі технологічної рідини, запропонований пристрій дозволяє, по-перше, використовувати стандартні шліфувальні круги, а, отже, реалізовувати високопродуктивні режими шліфування, по-друге, зменшити допоміжний час на обробку за рахунок виключення операції складання пристрою при зміні круга.

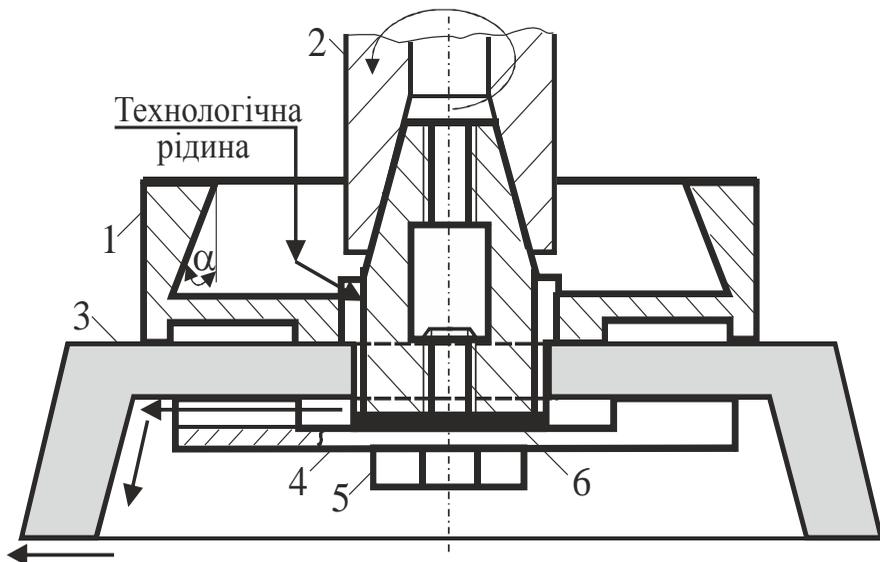


Рисунок 4 – Пристрій для подачі технологічної рідини в зони шліфування і правки

Як відомо, для правки шліфувальних кругів зі звичайних абразивів широко застосовуються алмазні правлячі інструменти (олівці, ролики, гребінки і т. і.). Температурний фактор має суттєве значення у випадку правки абразивних кругів цими інструментами [2]. Дуже важливо забезпечувати у зоні правки температуру нижчу ніж її критичне для алмазу значення, тобто  $T \leq 700^\circ\text{C}$ , щоб не дозволити проявитися інтенсивному протіканню відомому ефекту графітизації алмазу. Згідно ГОСТ 607-80 у цьому випадку рекомендується використовувати рясну подачу технологічної рідини (не менш ніж 20л/хв.). При використанні звичайних процесів шліфування це вимагає застосування спеціальних пристроїв для захисту від розбризкування. Найбільш ефективно ця задача вирішується стосовно правки торцевих кругів на запропонованому верстаті, коли правлячий алмазний інструмент знаходиться у суцільному шарі технологічної рідини [12]. Це дозволяє суттєво (на 10-20%) збільшити загальний строк служби алмазних правлячих інструментів і сприяє підвищенню ефективності плоского торцевого шліфування на верстатах з вертикальним розташуванням шпинделя.

**Висновки та перспективи розвитку.** Таким чином, виконані розробки дозволили запропонувати прості і надійні підходи, що забезпечують основні передумови для розширення технологічних можливостей як звичайного, так і комбінованого процесів плоского торцевого шліфування.

Надалі представляє значний інтерес питання дослідження вихідних показників, які забезпечує запропонований плоскошліфувальний верстат, у тому числі і стосовно обробки наноматеріалів, які, як відомо, мають підвищену чутливість до рівня температур в зоні шліфування.

**Список літератури:** 1. [Електронний ресурс]. Плоскошліфувальний верстат з вертикальним шпинделем і електромеханічним управлінням ШПВ 01. – Режим доступу: [http://www.bulstan.ru/shlif/ spec/shpy01.htm](http://www.bulstan.ru/shlif/spec/shpy01.htm). 2. *Киселев Е.С.* Теплофизика правки шлифовальных кругов с применением СОЖ. / Е.С. Киселев. – Ульяновск: УлГТУ, 2001. 171 с. 3. *Лоскутов В.В.* Шлифовальные станки. / В.В. Лоскутов. – М.: Машиностроение. – 1976. –191 с. 4. *Маталин А.А.* Технология машиностроения / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 5. *Наерман М.С.* Справочник молодого шлифовщика. / М. С. Наерман. – М.: Высш. шк., 1985. – 207 с. 6. Пат. 2162788 Российская Федерация, МПК В24В55/02. Способ подачи смазочно-охлаждающей технологической смеси в зону шлифования / Степанов Ю.С., Афонасьев Б.И., Куценко С.А., Харламов Г.А., Подзолков М.Г.; патентообладатель и заявитель Орловский государственный технический университет. – 99107768/02; заявл. 07.04.1999; опубл. 10.02.2001. Бюл. №4. 7. Расширение технологических возможностей процесса плоского торцевого шлифования / Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Клименко В.Г. // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. науч.-техн. сб. – Харьков: 2012. – Вып.81. – С. 64-75. 8. *Семко М.Ф.* Алмазное шлифование синтетических сверхтвердых материалов / Семко М.Ф., Грабченко А.И., Ходоревский М.Г. – Харьков: Вища школа, 1980. – 192 с. 9. *Худобин Л.В.* Техника применения смазочно-охлаждающих средств в металлообработке / Л.В. Худобин, Е.Г. Бердичевский. – М.: Машиностроение. – 1977. – 189 с. 10. Пат. 76437 Україна, МПК (2013.01) В24 В 1/00. Спосіб шліфування надтвердих матеріалів / Алексеев Д.М., Грабченко А.І., Пыжов И.М., Клименко В.Г. Власник Сумський державний університет. -№ 2012 05440; заявл. 03.05.2012; опубл. 10.01.2013. Бюл. № 1. 11. А.с. 1627394 СССР. МПК<sup>5</sup> В24D17/00 В24В55/02. Торцовый шлифовальный круг / А.И. Грабченко, И.Н. Пыжов, С.А. Култышев, Еременко Ю.В. (СССР) – № 4639488/08; заявл. 14.12.1988; опубл. 15.02.1991, Бюл. № 6. 12. Пат. 76444 Україна, МПК (2013.01) В24 В 53/00. Спосіб правки торцевих абразивних кругів на шліфувальних верстатах з вертикальним шпинделем / Грабченко А.І., Пыжов И.М., Кравченко С.І., Клименко В.Г. Власник Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут». – № 2012 05634; заявл. 08.05.2012; опубл. 10.01.2013. Бюл. № 1.

*Надійшла до редколегії 11.03.13*

УДК 621.923

В.В. Гусев, д-р техн. наук, Л.П. Калафатова, д-р техн. наук,  
Донецк, Украина, С.Ю. Олейник, Краматорск, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ВО ВРЕМЯ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТОНКОСТЕННЫХ ОБОЛОЧЕК ВРАЩЕНИЯ ИЗ СИТАЛЛОВ**

*У статті представлена структура взаємозв'язків факторів, що впливають на рівень вібрації технологічної системи.*

*В статье представлена структура взаимосвязей факторов, влияющих на уровень вибрации технологической системы.*

*The structure of intercommunications of factors which influence on the level of vibration of the technological system is presented in the article.*

**Введение.** Алмазное шлифование крупногабаритных сложнопрофильных тонкостенных оболочек из хрупких неметаллических материалов является неотъемлемой частью технологического процесса создания элементов конструкций изделий авиационной и ракетной техники, эффективность которого определяет трудоемкость, себестоимость и качество изделий.

Требования к качеству, предъявляемые к рассматриваемым деталям, определяются условиями их эксплуатации. Основными требованиями являются обеспечение аэродинамичности конструкции, высокой механической прочности, способной сохраняться при эксплуатационных температурах, а также селективное пропускание электроэнергии в заданном интервале частот и относительно малая масса изделия. Аэродинамические требования обеспечиваются формой рассматриваемых деталей-оболочек. Требования к прочности, радиопрозрачности и небольшой массе обеспечиваются физико-механическими свойствами материала (ситалла АС-418), из которых изготавливают рассматриваемые изделия. Обеспечение необходимых радиотехнических свойств изделия возможно при соблюдении высоких требований по точности формы, отклонению от заданной толщины стенки не более  $\pm 0,1$  мм и шероховатости обработанной поверхности  $Ra \leq 2,5$  мкм. Прочность изделия в основном обеспечивается отсутствием дефектности в приповерхностном слое.

Заготовки тонкостенных оболочек вращения из ситалла получают методом центробежного литья. Усадка материала при формовании заготовки

приводит к значительным макроотклонениям ее контура от заданного, что предполагает последующую многоэтапную механическую обработку. Заданная точность профиля изделия обеспечивается на операциях механической обработки, которые включают черновые и чистовые операции шлифования внутреннего и наружного контуров, на которых удаляется основной припуск (до 8-10 мм на сторону). При этом алмазно-абразивная обработка ведется способом глубинного шлифования (глубина резания - 0,5... 1,5 мм), которое сопровождается хрупким разрушением обрабатываемого материала (ОМ) и формированием нарушенного обработкой дефектного слоя.

**Целью** представляемой работы является обобщение результатов проведенных исследований, связанных с определением влияния входных технологических факторов на динамическую устойчивость элементов системы алмазного шлифования сложнопрофильных изделий из ситалла и, как следствие, на волнистость формируемой поверхности как очевидного показателя уровня вибраций, вызванных обработкой.

**Основная часть.** Алмазное шлифование тонкостенных оболочек вращения происходит в условиях динамической нестабильности процесса резания, которая обусловлена неравномерной жесткостью подсистемы «шпиндель-оправка-заготовка» по длине оболочки; неравномерностью сил резания в процессе шлифования при перемещении круга по формируемой поверхности изделия; быстрым износом шлифовальных кругов; биением (до 0,02 - 0,06 мм) и огранкой алмазного инструмента, что является источником возбуждения вынужденных колебаний с частотами, кратными частоте вращения круга [1, 2].

Схема базирования заготовки представлена на рисунке 1. В результате обработки формируется профиль изделия, который как в продольном, так и в радиальном направлениях характеризуется волнистостью с переменными шагом (3 – 8,5 мм) и высотой (0,08 – 0,16 мм) для различных участков заготовки. Окончательная механическая обработка поверхности осуществляется доводкой алмазными брусками, которая в виду сложности профиля изделия производится вручную, что увеличивает трудоемкость получения готовой детали. Наряду с этим вибрации в технологической системе во время обработки не только влияют на точность и качество профиля, но и повышают глубину распространения дефектного слоя и интенсивность дефектообразования вплоть до глубин 200 - 360 мкм, что было экспериментально доказано в работе [3]. Для обеспечения заданных прочностных свойств изделия после его механической обработки в зависимости от наличия, глубины и структуры нарушенного обработкой поверхностного слоя проводится операция химического травления, на которой полностью удаляется дефектный слой, с последующим ионным упрочнением сформированной поверхности. Поэтому важной технологической задачей является повышение качества поверхности (минимизация дефектности) детали после алмазно-абразивной обработки.

В работах [4, 5] было определено, что спектр колебаний технологической системы (ТС) во время алмазного шлифования обусловлен сложным комплексом взаимодействия свободных, вынужденных, параметрических колебаний. Спектр собственных частот технологической подсистемы «шпиндель-приспособление-заготовка» также достаточно разнообразен и зависит от конструктивных характеристик подсистемы, включая конструкции приспособления-оправки и обрабатываемой заготовки, а также от расположения их друг относительно друга, то есть, от способа базирования и фиксации заготовки на оправке.

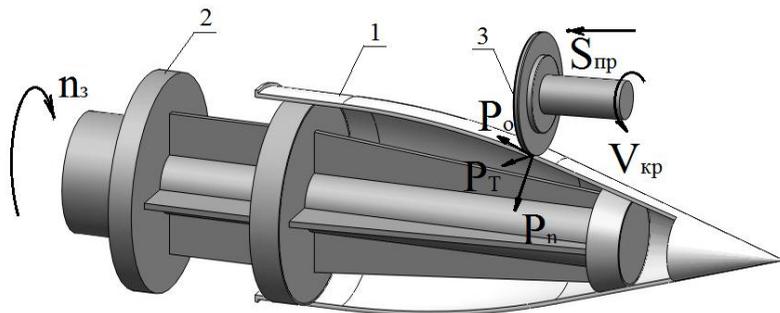


Рисунок 1 – Схема базирования заготовки на операции наружного шлифования изделия: 1 – формируемый контур изделия; 2 – приспособление-оправка, в котором опорными участками служат гетинаксовые втулки; 3 – алмазный круг 1А1 200х10х3х76 А1-315/250-4- М2-01

По результатам анализа динамического поведения ТС алмазного шлифования были разработаны расчетные схемы (рис. 2 а, б) упругой системы алмазно-абразивной обработки, на основании которых была создана модель динамического поведения ТС с учетом параметрических колебаний заготовки-оболочки. Используя разработанную модель, проведено исследование влияния различных входных технологических параметров на интенсивность вибраций в зоне контакта инструмента и заготовки, результаты которых представлены в работе [6].

Вибрации ТС (см. рис. 2,а) в данном случае рассматриваются как фактор, напрямую влияющий на качество поверхностного слоя, в данном случае его геометрическую характеристику – волнистость. В связи с этим расчет динамических характеристик был приведен к зоне контакта шлифовального круга и заготовки как к пространству, в котором происходит формирование геометрии поверхности изделия. Подсистему алмазно-абразивной обработки наружной поверхности заготовки – тонкостенной оболочки представим в виде трехмассовой модели. На схеме (см. рис. 2,а) элементы системы обозначены

следующим образом: инструмент (алмазный круг)  $m_1$ , обрабатываемая заготовка  $m_2$ ; оправка, на которой установлена заготовка,  $m_3$ . Кроме того, для расширения возможностей модели в принципиальной расчетной схеме учтен шпиндельный узел  $m_4$ . Расчет колебаний поверхности оболочки будет осуществляться по законам теории оболочек [7-9] (рис 2, б). Колебания моделируются в направлении действия нормальной составляющей силы резания  $P_n(t)$  как силы, оказывающей наибольшее влияние на возникновение динамической неустойчивости процесса обработки. На рис. 2, б точки 1...10 – точки, ограничивающие области изменения параметров рассматриваемой технологической системы.

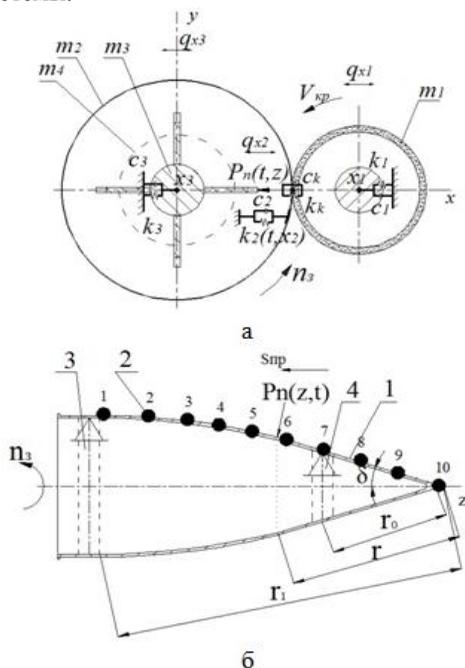


Рисунок 2 – Расчетная схема: а) Принципиальная схема упругой системы алмазно-абразивной обработки тонкостенной оболочки вращения из ситалла; б) Схема к расчету параметрических колебаний стенки заготовки-оболочки, где 1 – консольная часть оболочки; 2 – часть оболочки, располагающаяся между опорами; 3, 4 – опоры приспособления

Для моделирования характеристик параметрических колебаний схема алмазной обработки изделия представлена как оболочка, на которую действует

локальная нагрузка ( $P_n(z,t)$ ), перемещающаяся по ее поверхности со скоростью вращения заготовки, и с нагрузкой, соответствующей нормальной составляющей силы резания, действующей на обрабатываемую поверхность, с учетом параметров рабочей поверхности инструмента (РПИ) (см. рис. 2, б).

Причиной возникновения параметрических колебаний является изменение во времени жесткости оболочки под влиянием приложенных перемещающихся локальных нагрузок – составляющих силы резания. Этот эффект является следствием взаимовлияния продольных и поперечных прогибов в системе. Расчет и анализ амплитуд и частот колебаний стенки оболочки проведен на основании решения дифференциального уравнения с периодическими коэффициентами [10], описывающими динамическое поведение системы, к которой приведена рассматриваемая ТС алмазной обработки. На основании схемы (см. рис. 2, а) составлена модель динамического поведения ТС алмазного шлифования с учетом биения и огранки шлифовального круга, а также нелинейных колебаний тонкостенной оболочки [5].

Показатели вибраций в зоне контакта шлифовального круга и заготовки являются результатом действия большого количества входных параметров. Для наглядности анализа влияния входных параметров на вибрации и качество получаемой поверхности на основании разработанной динамической модели поведения ТС составлена схема взаимосвязи факторов, оказывающих влияние на вибрации в зоне контакта и состояние поверхности после шлифования, которая представлена на рис. 3.

При помощи схемы, представленной на рис. 3 и динамической модели, созданной с использованием системы имитационного моделирования Simulink, исследованы способы снижения вибраций ТС.

**Выводы.** Основными факторами, определяющими вынужденные колебания, в соответствии с результатами моделирования процесса шлифования и проведенными исследованиями, являются динамические характеристики элементов ТС: частоты, вызывающие вынужденные колебания, определяемые биением и огранкой шлифовального круга, и нормальная составляющая силы резания. Однако наибольшее влияние на вибрации и волнистость формируемой поверхности оказывают параметрические колебания стенки оболочки, которые определяются частотой вращения заготовки, величиной прикладываемой подвижной нагрузки (нормальной составляющей силы резания  $P_n(z,t)$ ) и геометрическими параметрами самой оболочки. Эти факторы и определяют основные методы управления вибрациями при алмазном шлифовании тонкостенных сложнопрофильных оболочек вращения. К ним относятся: уменьшение силового воздействия на обрабатываемую поверхность; «отстройка от резонансной частоты» путем управления параметрами режима резания, определяющими скорость перемещения нагрузки по поверхности; увеличение жесткости оболочки с целью увода ТС из неустойчивого состояния относительно области возникновения ее параметрических колебаний.

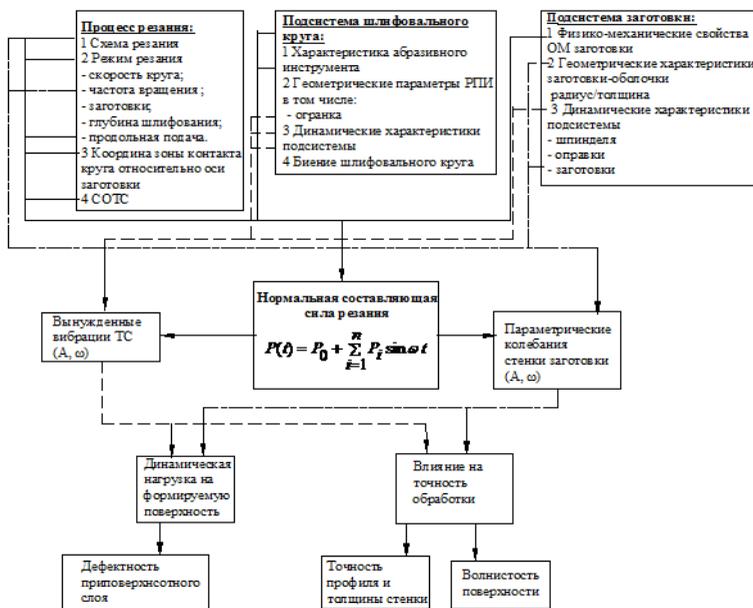


Рисунок 3 – Структура взаимосвязи факторов, влияющих на вибрации в зоне контакта круга и заготовки – тонкостенной оболочки при алмазном шлифовании

**Список используемых источников:** 1. Гусев В.В. Исследование динамических характеристик элементов системы СПИД при шлифовании деталей сложной пространственной формы из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2007. – №21. – С. 148 – 155. 2. Гусев В.В. Повышение качества алмазного шлифования тонкостенных оболочек из ситалла путем снижения вибраций в технологической системе / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Наукові праці ДонНТУ. – 2010. – №7 (166). – С. 156-167. 3. Гусев В.В. Влияние динамического воздействия на формирование структуры дефектного слоя ситалла / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Резание и инструмент в технологических системах. – 2012. - вып. 81. – С. 76 – 82. 4. Гусев В.В. Обоснование расчетной схемы для исследования динамического состояния технологической системы алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситалла / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Сучасні технології в машинобудуванні. – 2011. – №6. – С. 14-23. 5. Гусев В.В. Исследование динамического состояния технологической системы алмазно-абразивной обработки тонкостенных оболочек из ситаллов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Вісник СевНТУ. – Вып. 128. – 2012. – С. 60-67. 6. Гусев В.В. Исследование влияния конструкции оправки на вибрации в зоне контакта алмазного круга и изделия при шлифовании крупногабаритных тонкостенных оболочек вращения из хрупких неметаллических материалов / В.В. Гусев, Л.П. Калафатова и др. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2013. – №. 32. – С. 122-130. 7. Вольмир А.С. Нелинейная динамика пластинок и оболочек / А.С. Вольмир – М.: Наука, 1972. – 432 с. 8. Шмидт Г. Параметрические колебания / Пер. с нем. В.М. Старжинского. – М.: Мир, 1978. – 336 с. 9. Михасев Г.И. Локализованные колебания и волны в тонких оболочках. Асимптотические методы / Г.И. Михасев, П.Е. Товстик. – М.: Физматлит. – 2009. -292 с. 10. Якушев Н.З. Коническая оболочка под действием подвижных нагрузок / Н. З Якушев, Р. С. Якушев // Исследования по теории пластин и оболочек. – 1975. – № 11 – С. 303-316.

Поступила в редакцию 25.06.2013

УДК 621.923

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

## **ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ СОТС НА КАЧЕСТВО ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОРЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

*У статті представлений спосіб визначення контактних навантажень при торцевому фрезеруванні в будь-який момент технологічної операції, заснований на тензометрії і максимально наближений до динаміки процесу різання. Експериментально отримані результати впливу МОТС на параметри якості поверхні, а також на величину і характер контактних навантажень по довжині обробки.*

*В статье представлен способ определения контактных нагрузок при торцевом фрезеровании в любой момент технологической операции, основанный на тензометрии и максимально приближенный к динамике процесса резания. Экспериментально получены результаты влияния СОТС на параметры качества поверхности, а также на величину и характер контактных нагрузок по длине обработки.*

*The article presents a method of the contact loads determination during the butt milling at any moment of manufacturing operation, based on strain-measurement and approximated to the dynamics of the cutting process. The results of COTS influence surface quality parameters as well as the amount and nature of contact loads on the length of treatment were obtained experimentally.*

На современном уровне развития машиностроения всё большее внимание уделяется качеству и себестоимости продукции. Поиск эффективных способов механической обработки поверхностей с требуемым качеством остается случайным, так как в большей степени зависит от таланта исследователей.

Применение теоретических моделей для проектирования методов обработки является более предпочтительным. Однако этот подход в настоящее время в методическом плане не доведен до логического завершения. Это обусловлено недостаточно глубоким исследованием ряда физических закономерностей процессов образования поверхностей при механической обработке и несовершенством самих моделей. Имеющиеся в литературе математические модели либо слишком просты и не учитывают влияния на процесс образования поверхностей большинства технологических факторов, либо наоборот – слишком сложны и трудно реализуемы.

При обработке резанием актуальным направлением является разработка моделей, адекватно отражающих процесс достижения необходимого уровня шероховатости. Оценка параметров шероховатости поверхности по ее сечению чаще всего оказывается недостаточной, поскольку многие задачи

практики требуют исследования свойств поверхности в целом, что обусловлено спецификой контактирования поверхностей.

Торцевая обработка является одной из самых распространенных фрезерных операций.

При торцевом фрезеровании происходит процесс наибольшего съема поверхности материала. Поэтому технологов всегда волнует оптимизация данного процесса торцевого фрезерования. Главными вопросами в сфере металлообработки деталей являются правильный выбор фрезерного оборудования, и инструмента в частности, а также правильность выбранного режима и условий обработки.

Имеется ряд опубликованных работ, посвященных исследованию процесса фрезерования поверхностей [1, 2, 3].

Процесс торцевого фрезерования проходит при сложном комплексе контактного взаимодействия инструмента с обрабатываемой деталью, учитывающий и роль смазочно-охлаждающих технологических средств, их влияние на качество изделий [4].

Проведенный анализ определил цель исследований, который заключается в повышении качества обработки плоских поверхностей торцевым фрезерованием, на основе исследования контактного взаимодействия инструмента с деталью при применении различных СОТС.

С учетом анализа существующих измерительных установок и методики исследования механики взаимодействия инструмента с деталью в процессе фрезерования поверхностей была определена схема измерения контактных нагрузок при взаимодействии с обрабатываемой деталью.

С целью получения объективных данных и снижения погрешностей измерения разработанная схема максимально приближена к процессу резания.

Схема установки для измерения контактных нагрузок, представлена на рис. 1.

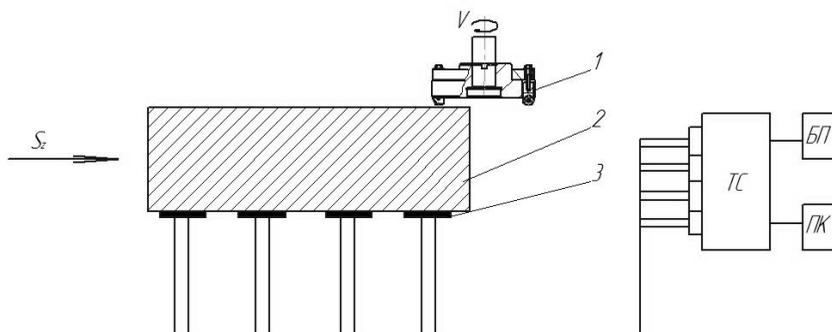


Рисунок 1 – Схема измерения контактных нагрузок:  
1 – инструмент; 2 – обрабатываемая заготовка; 3 – тензодатчики

По разработанной схеме была изготовлена экспериментальная установка, позволяющая определять контактные нагрузки на поверхности режущего инструмента при ее взаимодействии с заготовкой (рис. .2).



Рисунок 2 – Установка для определения контактных нагрузок

Для проведения исследований контактного взаимодействия режущей пластины с поверхностью заготовки в качестве оборудования использовался вертикально-фрезерный станок мод. 6P11.

Применяемый режущий инструмент – фреза торцевая насадная Ø100 мм.

В качестве материала при проведении экспериментов была использована сталь 45 (HB 229) по ГОСТ 1050–88.

Режимы резания соответствовали производственным: частота вращения шпинделя – 400 об/мин, подача шпинделя – 0,35 мм/об.

По результатам проведенных измерений (табл.1) построены эпюры контактных нагрузок (рис. 3).

Таблица 1 – Значения контактных нагрузок

Обрабатываемый материал	Припуск ( $t$ ), мм	Длина образующей ( $L$ ), мм	Линейно распределенная нагрузка ( $p_y$ ), кгс		
			Без СОТС	В среде масла «Shell»	В среде рапсового масла
Сталь 45	1	15	0	9,29297652	32,8000463
		25	68,17423659	52,4760153	38,8137973
		35	23,75670133	26,7213098	27,5771559
		45	37,84259467	39,2866757	34,8551770

В процессе исследования микрогеометрии поверхности после фрезерования было определено, что параметры шероховатости переменны.

Для измерения шероховатости был использован портативный профилометр TR 200 с программным обеспечением.

В табл. 2 приведены результаты проведенных измерений шероховатости и на основании полученных данных построены графики (рис.4).

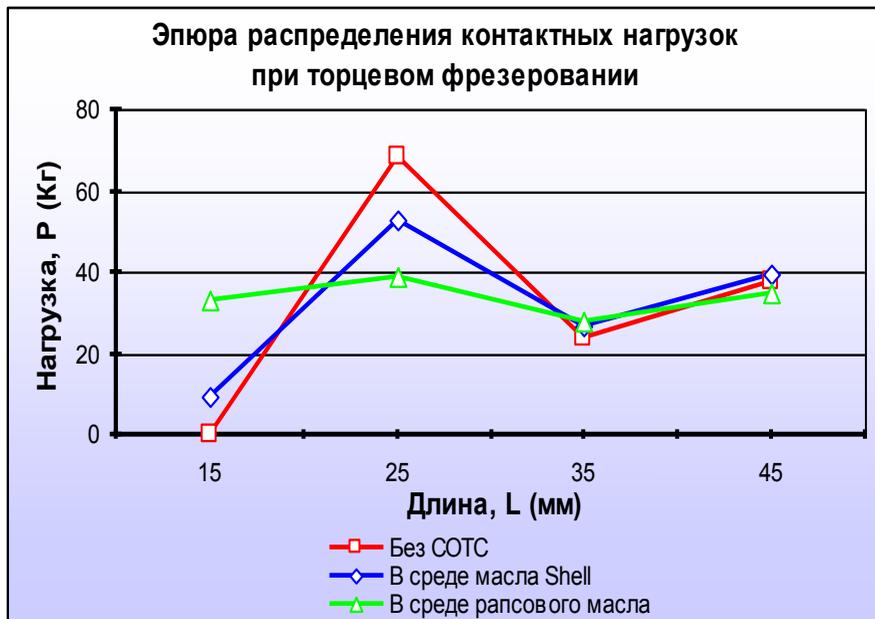


Рисунок 3 – Эпюра линейно распределенной контактной нагрузки

Таблица 2 – Величина шероховатости после торцевого фрезерования

Инструмент	СОТС	Шероховатость (Ra), мкм			
		Длина обработки, мм			
		15	25	35	45
Фреза торцевая	Без СОТС	2,586	2,431	2,91	2,886
	Масло Shell	1,89	2,101	2,344	1,766
	Масло рапсовое	1,632	1,322	1,406	1,328

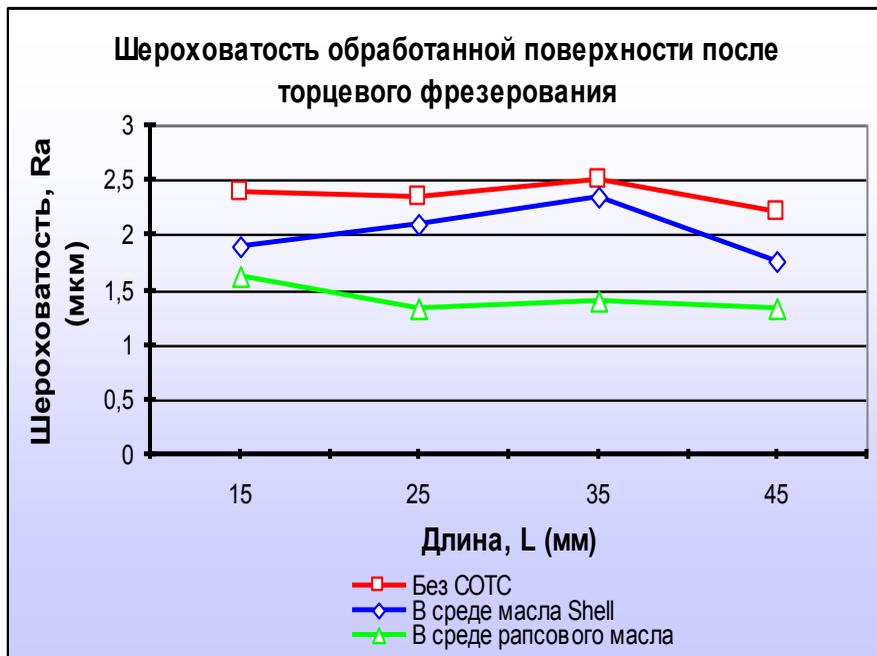
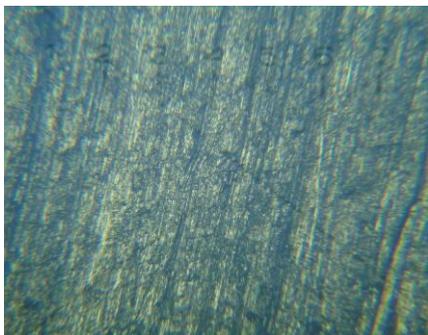


Рисунок 4 – Шероховатость обработанной поверхности после торцевого фрезерования

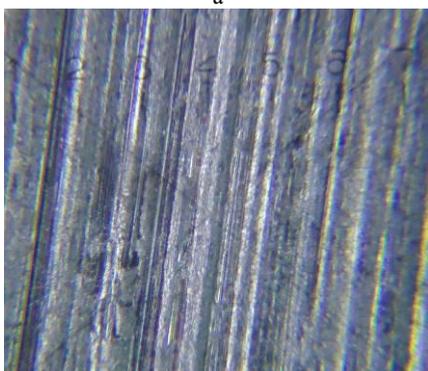
С помощью микротвердомера *ПМТ-3М (Хрущева)* получены фотографии обработанной поверхности детали, которые представлены на рис. 5.

Использование компьютерной программы *FemtoScan Online* позволило создать 3D изображения обработанных поверхностей, которые показаны на рис. 6.

Характер распределения контактных нагрузок по длине обработки при торцевом фрезеровании показал, что СОТС способствует повышению качества обработки и параметры шероховатости поверхности составили: без СОТС –  $R_a = 2,586 \div 2,886$  мкм; с минеральным маслом «Shell» –  $R_a = 1,89 \div 1,766$  мкм; с рапсовым маслом –  $R_a = 1,632 \div 1,328$  мкм.



а



б



в

Рисунок 5 – Фото поверхности после торцевого фрезерования:  
а – без СО<sub>2</sub>; б – в среде минерального масла «Shell»; в – в среде рапсового масла

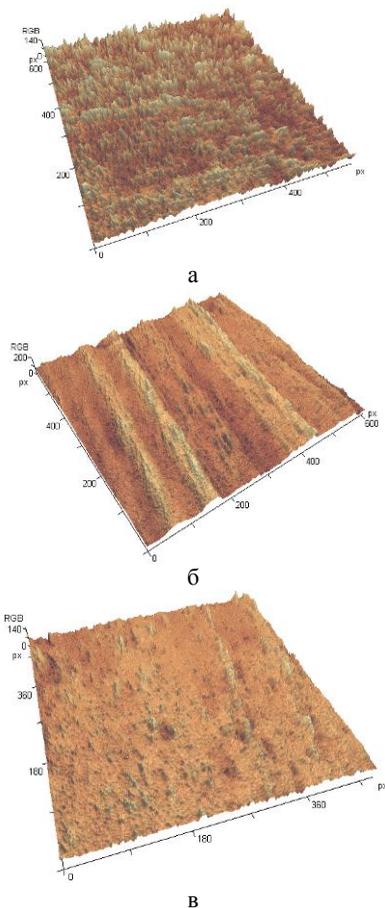


Рисунок 6 – 3D поверхность после торцевого фрезерования:

А – без СОТС; б – в среде минерального масла «Shell»; в – в среде рапсового масла

**Список использованных источников:** 1. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов – М.: Машиностроение, 1977. – 526 с. 2. Латышев В.Н. Повышение эффективности СОЖ / В.Н. Латышев – М.: Машиностроение, 1975. – 88 с. 3. Маталин А.А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин / А.А. Маталин. – М.: Машгиз, 1956. – 225 с. 4. Бердичевский Е.Г. Смазочно-охлаждающие средства для обработки материалов: справочник / Е.Г. Бердичевский – М.: Машиностроение, 1984. – 224 с.

*Поступила в редколлегию 02.07.2013*

УДК 621.9

К.О. Дядюра, д-р техн. наук, А.С. Юнак, Сумы, Украина

## **ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СОВРЕМЕННЫХ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ РЕЗАНИЕМ ИЗНОСОСТОЙКОГО ЧУГУНА ИЧ210Х30ГЗ**

*У даній роботі представлені результати експериментального дослідження механічної обробки різання заготовок із зносостійкого чавуну з високою твердістю. Пропонується використовувати сучасні інструментальні сплави. Розглядається вплив на властивостей матеріалу, що обробляється на працездатності різального інструменту. Запропоновано раціональні параметри режимів різання для забезпечення необхідної якості поверхневого шару.*

*В работе приведены результаты экспериментального исследования механической обработки резанием заготовок из износостойкого чугуна с повышенной твердостью. Предлагается использовать современные инструментальные сплавы. Рассмотрено влияние обрабатываемости материала на работоспособность режущего инструмента. Предложены рациональные параметры режима резания для обеспечения требуемого качества поверхностного слоя.*

*In this work the results of the experimental study of mechanical cutting of workpieces made of wear-resistant cast iron with high hardness. Proposes to use modern instrumental alloys. Considers the impact of the workability of the material on the performance of cutting tool. Offered rational parameters of cutting modes to ensure the required quality of the surface layer.*

**Постановка проблемы.** В последнее время в связи с расширением номенклатуры выпускаемой машиностроительной продукции повышаются требования к эффективности ее производства. Разнообразие эксплуатационных нагрузок, действующих на детали машин, требует научно обоснованного технологического обеспечения параметров поверхностного слоя. Как правило, в большинстве технологических процессов изготовления деталей из различных материалов качество обрабатываемых поверхностей определяет механическая обработка резанием. Характеристики поверхностного слоя, сформированные на операциях механической обработки резанием, определяют эксплуатационные свойства деталей. В связи с этим актуальными являются исследования по установлению рациональных параметров процесса резания, которые обеспечивают высокую производительность обработки и выполнение требований к качеству обрабатываемых поверхностей деталей. Основа таких исследований - теоретические и эмпирические зависимости показателей процесса резания от параметров режимов обработки, свойств обрабатываемого и инструментального материала, геометрии инструмента и динамических

характеристик металлорежущего оборудования.

В данной работе рассматриваются вопросы выбора рациональных параметров режима механической обработки резанием заготовок из износостойкого чугуна марки ИЧ210Х30Г3, подвергнутых термообработке (закалка до твердости HRC 55-58). Высокохромистые чугуны ИЧ190Х30Г3 и ИЧ210Х30Г3 используют для изготовления литых деталей машин и механизмов различного промышленного оборудования, которое работает в условиях абразивно-коррозионного воздействия [1]. Требования к износостойкому чугуну как к конструкционному материалу постоянно растут по мере увеличения нагрузок на детали в машинах и узлах. В последнее время значительно расширяется номенклатура изделий из этого класса материала, что позволяет повысить надежность и долговечность машин и оборудования, т.е. их конкурентоспособность. Новые сплавы легированных износостойких чугунов, кроме технических преимуществ, значительно выигрывают конкуренцию за счет более низкой себестоимости их производства по сравнению с известными марками. Легирование существенным образом влияет на эксплуатационные свойства (износостойкость, контактная жесткость, усталостная прочность и др.) и обрабатываемость чугунов.

На механическую обработку резанием легированных чугунов, как правило, необходимо в три раза больше режущего инструмента, чем на обработку серого чугуна [2, 3]. В связи с этим для повышения производительности и надежности процесса обработки за счет сокращения числа остановок на замену режущего инструмента к его работоспособности предъявляют повышенные требования. Одной из основных предпосылок повышения качества деталей и точности обработки износостойких чугунов является эффективное применение сверхтвердых материалов.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Износостойкие легированные чугуны стандартизированы техническими условиями ASTM A532. Лучшая обрабатываемость резанием и отсутствие никеля в чугуне ИЧ210Х30Г3 дает этому сплаву дополнительные преимущества перед чугуном ИЧ290Х30Н2. Такие чугуны в структуре содержат значительное количество твердой и износостойкой карбидной фазы и по структурному типу их относят к белым чугунам.

В работах отечественных [3, 4, 5, 6] и зарубежных авторов [7, 8, 9] рассмотрены вопросы формирования физико-механического состояния поверхностного слоя заготовок из износостойкого чугуна (шероховатость, наклёп, структура, остаточные напряжения) и его влияние на эксплуатационные характеристики деталей.

Традиционно в подавляющем большинстве технологических процессов механической обработки резанием высокопрочных хромистых чугунов

предусмотрено использование инструментов, оснащенных вольфрамкобальтовыми твердыми сплавами. Скорость резания при точении заготовок из таких сплавов составляет 0,05...0,08 м/с, а глубина резания – до 0,5 мм. На операциях финишной обработки заготовок из износостойких чугунов главным образом применяется шлифование абразивными, алмазными или кубонитовыми кругами. В процессе механической обработки образуется специфическая структура поверхностного слоя деталей, которая имеет высокую твердость и прочность.

Однако в работах [3, 6] отмечено, что традиционная технология механической обработки резанием и поверхностного упрочнения деталей из высокопрочного и износостойкого чугуна является малоэффективной, энергоемкой и трудоемкой, в процессе которой возникают дефекты поверхностного слоя.

Имеется два основных недостатка [3]:

а) локальный перегрев, проявляющийся в появлении на обработанной поверхности локальных «прижогов», связанных с образованием вторичного аустенита отпуска, остаточных напряжений растяжения, снижающих износостойкость и усталостную прочность обработанных заготовок деталей;

б) шаржирование обработанной поверхности абразивными зёрнами и их осколками в результате контактного взаимодействия инструмента и заготовки в процессе шлифования.

Внедренные в поверхность детали частицы абразива образуют дефекты в ее поверхности и отрицательно сказываются на условия эксплуатации.

Поэтому на современном этапе существует необходимость разработки новых экономичных методов механической обработки и поверхностного упрочнения заготовок из износостойкого чугуна, в том числе с использованием инструмента из синтетических сверхтвердых материалов на основе нитрида бора.

При точении износостойких материалов резцами из поликристаллического кубического нитрида бора (ПКНБ) отсутствуют недостатки, характерные для обработки резцами, оснащенными вольфрамкобальтовыми твердыми сплавами и в процессе шлифования абразивными кругами, а режимы резания могут быть существенно повышены [10].

Несмотря на достаточно большое количество исследований по использованию инструментов из сверхтвердых материалов, вопросы регламентации рациональной области их применения и расчеты оптимальных режимов резания для обработки износостойких чугунов остаются достаточно актуальными. Технологические особенности эффективного применения инструментов из таких материалов обусловлены спецификой их физико-механических свойств.

В работах [3, 11] отмечается, что нагрузки и тепловые процессы, определяющие механический и физико-химический износ инструмента в процессе его контактного взаимодействия в зоне резания с обрабатываемой заготовкой, существенно интенсифицируют химические реакции между элементами и соединениями обрабатываемого материала и ПКНБ, особенно при высоких температурах (свыше 900°С). Поэтому более глубокое изучение механизма формирования структуры и качества поверхностного слоя заготовки в процессе резания имеет непосредственную связь с достижением стабильного процесса изнашивания режущего инструмента, что является главным условием успешной обработки чугунов.

Целью данной работы является исследование зависимости показателей качества обработанной поверхности заготовок из износостойкого чугуна и закономерностей изнашивания и разрушения режущего инструмента от параметров режима резания и условий токарной обработки.

Ставилась задача разработки рекомендаций по выбору рационального диапазона параметров режима резания, который позволяет обеспечить с одной стороны необходимую работоспособность режущего инструмента, а с другой стороны требуемые характеристики поверхностного слоя деталей с учетом особенностей инструментального материала и износостойкого чугуна.

**Результаты исследований.** Во время экспериментальных работ проводилось исследование влияния параметров режима резания (скорость резания  $v$ , м/мин; подача  $S$ , мм/об; глубина резания  $t$ , мм) на шероховатость и отклонение от округлости обработанной поверхности, интенсивность изнашивания инструмента и составляющие силы резания.

Исследования для сравнения проводились на базе токарно-винторезного станка модели 16K20T1 с жесткой системой СПИД и токарного обрабатывающего центра с ЧПУ модели SBL 500. При точении использовались резцы с механическим креплением режущих пластин: SNMA120412-YBD152; Mitsubishi CNMA 120408; Korloy (CNMG 120408-GR NC 6301); TaeguTec (TT7310); Secomax™ PCBN(CBN200) с высокой износостойкостью. Поперечное сечение державки инструмента 25x16 мм. Углы резания формировались за счет установки режущей пластины в корпусе резца и составляли: передний угол  $-7^\circ$ , задний угол  $-10^\circ$ .

В качестве обрабатываемого материала для проведения исследований использовали заготовки из износостойкого чугуна ИЧ210Х30Г3 диаметром 30 мм и длиной 100 мм.

При проведении экспериментов использована экспериментальная установка, состоящая из трехкомпонентного динамометра УДМ-600, сигнал с которого, после усиления с помощью восьмиканального усилителя 8АНЧ-21 обрабатывался на ЭВМ. Износ рабочей части режущей пластины исследовался с помощью инструментального микроскопа ИМЦ 100x50А.

Контроль шероховатости обработанной поверхности осуществлялся с помощью профилометра с унифицированной электронной системой тип А группа II по ГОСТ 19300-86 модели 283 и профилометра модели 201. Определение отклонения от округлости обработанной поверхности производилось на приборе модели ВЕ-20А.

Работоспособность режущего инструмента оценивали по интенсивности изнашивания

$$J = \frac{h_3}{L}, \quad (1)$$

где  $h_3$  – средняя величина фаски износа на задней поверхности режущей лезвия инструмента, мм;  $L$  – длина резания, которая соответствует моменту достижения фаски износа  $h_3$  заданного значения, мм

Значения параметров режима резания, которые использовали при исследованиях, соответствовали рекомендуемым для данных инструментальных сплавов. Интервалы варьирования параметров режима резания ( $v$ ,  $S$ ,  $t$ ) приведены в таблице 1.

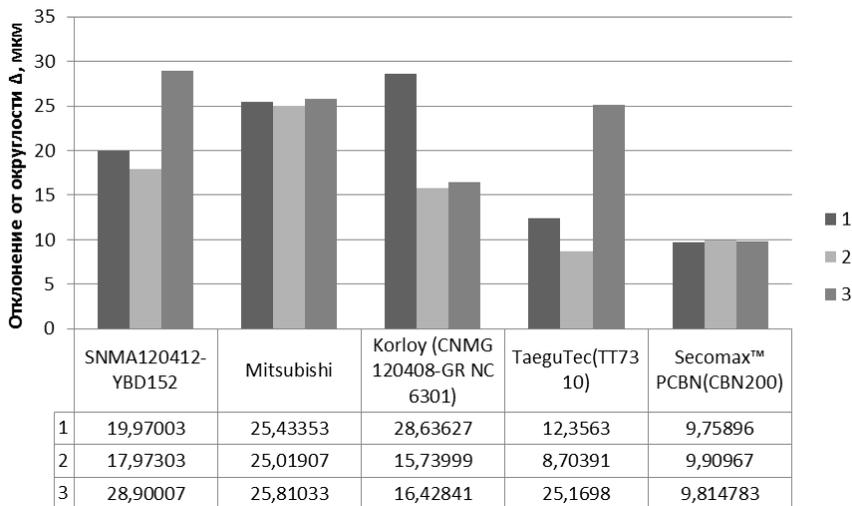
Таблица 1 – Интервалы изменения значений параметров режима резания

Факторы	Кодированное обозначение	Интервал варьирования	Уровни факторов		
			Верхний уровень (+1)	Нулевой уровень (0)	Нижний уровень (-1)
$S$ – подача, мм/об	$X_1$	0,03-0,11	0,12	0,15	0,26
$t$ – глубина резания, мм	$X_2$	0,5	0,5	1	1,5
$v$ – скорость резания, м/мин	$X_3$	5-25	20	25	50

Для экспериментального исследования зависимости показателей процесса резания (получения модели в виде полинома) от параметров режима резания ( $v$ ,  $S$ ,  $t$ ) был реализован некомпозиционный план первого порядка.

Результаты исследования влияния параметров режима резания ( $v$ ;  $S$ ;  $t$ ) на отклонение от округлости обработанной поверхности и интенсивность изнашивания режущего лезвия инструмента приведены на рисунках 1 и 2. Предполагается, что все факторы, влияющие на показатели процесса резания, можно разделить на три группы: свойства обрабатываемого и инструментального материала; геометрия режущего лезвия и кинематика формообразования; жесткость системы СПИД и качество инструмента.

Последние факторы можно исключить из рассмотрения, правильно выбрав оборудование и используя качественный инструмент. Кинематика формообразования и физика процесса резания в сочетании с геометрией лезвия формирует поверхности заготовки и инструмента.



1 -  $v=30$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=0.5$  мм.

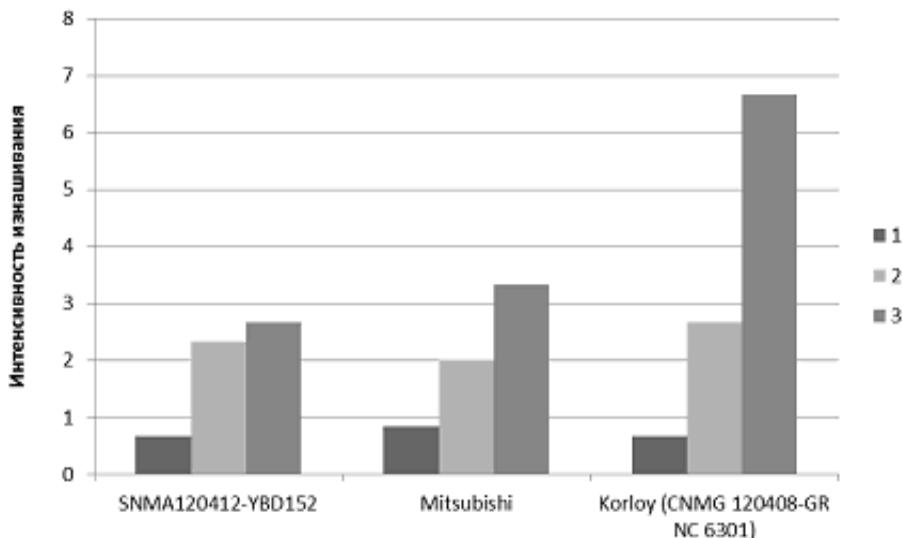
2 -  $v=30$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=1$  мм.

3 -  $v=60$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=1$  мм.

Рисунок 1 – Влияние параметров режима резания и свойств инструментальных материалов на отклонение от округлости обработанной поверхности

Результаты исследований показали, что при малых скоростях резания ( $v=30-60$  м/мин) значения составляющих силы резания  $P_x$ ,  $P_y$ ,  $P_z$  значительны. На передней поверхности режущего лезвия образуется плотный слой налипшего обрабатываемого материала, граничащий с наростом, и снижающий эффективность обработки. При увеличении скорости резания повышается температура резания, и, следовательно, температура поверхностного слоя. В результате совместного действия указанных факторов увеличивается значение отклонения от округлости при обработке инструментом из материалов SNMA120412-YBD152, TaeguTec (TT7310). При обработке сплавами Mitsubishi CNMA 120408 и Secomax™ PCBN(CBN200) значение отклонения от округлости практически не изменяется. Использование инструментального материала Korloy (CNMG 120408-GR NC

6301) приводит даже к уменьшению значения отклонения от округлости. Интенсивность изнашивания поверхности режущего лезвия в диапазоне скорости резания ( $v=30-60$  м/мин) увеличивается (рисунок 2).



- 1 -  $V=30$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=0,5$  мм.
- 2 -  $V=30$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=1$  мм.
- 3 -  $V=60$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=1,2$  мм.

Рисунок 2 – Влияние параметров режима резания и свойств инструментальных материалов на интенсивность изнашивания при обработке заготовок из износостойкого чугуна ИЧ210Х30ГЗ

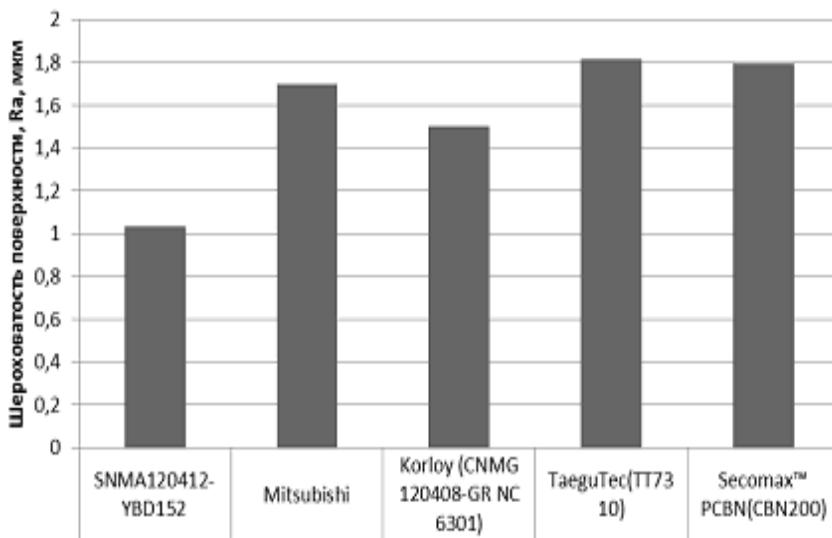
При обработке износостойких чугунов преобладающим является абразивный износ режущей кромки инструмента. Чугунные заготовки имеют достаточно не однородную структуру, такую как раковины и твердые включения. Поэтому наблюдаются значительные колебания величины износа инструмента. Достижение стабильного процесса изнашивания режущей кромки является главным условием успешной обработки износостойких чугунов. Если режущая кромка затупляется слишком быстро из-за неправильного выбора пластины или параметров режима резания, то возможны непредвиденные поломки, а вследствие этого плохое качество обработанной поверхности. Использование режущих пластин из сплава Secomax™ PCBN(CBN200) показало высокую износостойкость и качество

обработанной поверхности по сравнению с другими инструментальными материалами.

Анализ экспериментальных данных позволяет сделать вывод о том, что величина фаски износа по задней поверхности инструмента является фактором, который в значительной степени определяет значения отклонения от округлости, шероховатости поверхности и составляющих силы резания.

Результаты исследований показали, что увеличение подачи  $S$  и глубины  $t$  не оказывает значительного влияния на интенсивность структурных превращений поверхностного слоя заготовок из износостойкого чугуна, что объясняется незначительным влиянием изменения  $S$  и  $t$  на температуру резания. Однако с увеличением подачи и глубины резания растет степень деформации поверхностного слоя. Увеличение подачи обуславливает рост толщины срезаемого слоя, что приводит к увеличению сил, действующих на переднюю поверхность инструмента. Глубина резания оказывает существенное влияние на возрастание рабочей длины режущей кромки.

На рисунке 3 и 4 приведены результаты исследования шероховатости



1 -  $V=30$  м/мин;  $S=0,25$  мм;  $t=0.5$  мм.

Рисунок 3 – Зависимость шероховатости обработанной поверхности от свойств инструментального материала

обработанной поверхности различными инструментальными материалами. Шероховатость поверхностей заготовок из износостойкого чугуна ИЧ210Х30Г3 больше при обработке сплавами TaeguTec (TT7310) и Secomax™ PCBN(CBN200), чем при использовании других инструментальных материалов.

Расчет параметров уравнения регрессии произведен на ЭВМ с помощью специальной компьютерной программы. Адекватность моделей подтверждена высоким значением критерия Фишера (0,228). Коэффициенты в уравнении регрессии значимые.

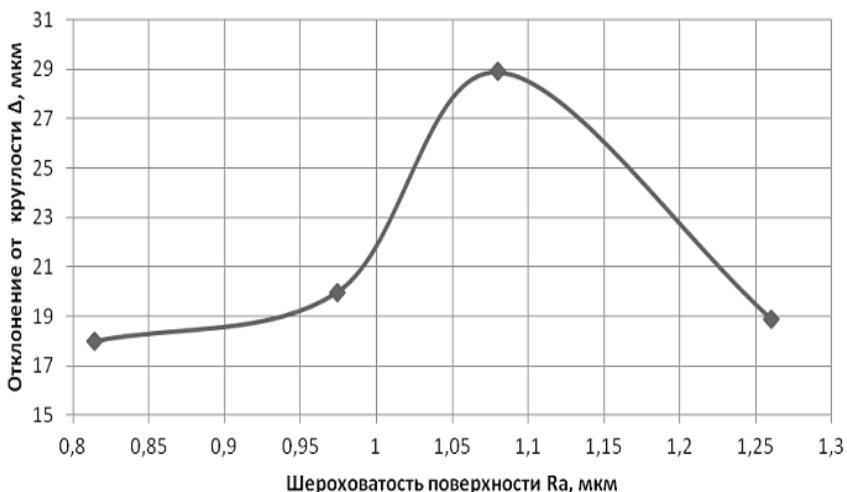


Рисунок 4 – Изменение отклонения от округлости и шероховатости поверхности при обработке инструментальным сплавом SNMA120412-YBD152

Таким образом, результаты исследований позволяют разработать рекомендации для повышения работоспособности режущего инструмента при обработке заготовок из износостойкого чугуна ИЧ210Х30Г3 и обеспечении требуемого качества обработанной поверхности деталей.

**Выводы по результатам исследования.** Современный уровень развития металлообработки, которая характеризуется широким внедрением конструктивных и инструментальных материалов, высокопродуктивного оборудования и адаптивных систем управления, выдвигает принципиально новые требования к проектированию технологических систем. Рассмотрены вопросы и разработаны рекомендации по применению новых

инструментальных сплавов, в том числе и сверхтвердых материалов при использовании их для обработки износостойкого чугуна ИЧ210Х30ГЗ. Результаты исследований будут использованы для дальнейшего выбора рациональных условий механической обработки заготовок из износостойких чугунов. Сформирован перечень инструментов различных фирм поставщиков, позволяющий производить обработку с оптимальными затратами при соблюдении требований по приемлемой эффективности механической обработки с использованием современного оборудования, оснащенного ЧПУ, и станков, подвергнутых модернизации.

**Список использованных источников:** 1. Исследования и разработка новых износостойких чугунов. [Электронный ресурс] // Режим доступа: <http://оптиинструмент.рф/a99532-issledovaniya-gazrabotka-novuyh.html>. 2. *Тренив Д.* Обработка чугуна резанием. [Электронный ресурс] // Режим доступа: [http://www.rmo.ru/ru/nmoporudovanie/nmoporudovanie/2007-3/10\\_11\\_OTA\\_03\\_07.pdf](http://www.rmo.ru/ru/nmoporudovanie/nmoporudovanie/2007-3/10_11_OTA_03_07.pdf). 3. *Новиков Н.В.* Контактное взаимодействие резцов, оснащенных КНБ, с обрабатываемым материалом при точении износостойкого чугуна / Н.В. Новиков, А.Н. Ващенко // Збірник наукових праць Житомирського державного технологічного університету. Процеси механічної обробки в машинобудуванні. — Житомир: ЖДТУ, 2007. — Вип. №5. — С. 118–124. 4. Получение чугунов повышенной прочности / Л.А. Солнцев, А.М. Зайденберг, А.Ф. Малый. - Харьков: Вища школа. Изд-во при Харьковском ун-те, 1986. - 152 с. 5. *Бабей Ю.И.* Физические основы импульсного упрочнения стали и чугуна / Ю.И. Бабей. - Киев: Наукова думка, 1988. - 240 с. 6. *Пуятягина Л.И.* Влияние комплексной механической обработки на качество поверхностного слоя чугунных деталей / Л.И. Пуятягина, В. П. Тарабанова и др. - Кременчук: КрНУ, 2011. - Выпуск 4 (69), часть 1. - С. 75 -77. 7. Patent - US 6344265 B1 Coated cutting insert / Per Blomstedt, Mikael Lagerqvist, Marian Mikus; 05.02.2002. [Электронный ресурс] // Режим доступа: <http://www.google.com/patents/US6344265>. 8. New High-Strength & Wear-Resistant Grade For Cast Iron Machining From Valenite [Электронный ресурс] // Режим доступа: <http://news.thomasnet.com/fullstory/Wear-Resistant-Inserts-suit-cast-iron-machining-487791>. 9. Patent - US 4765836 Wear and corrosion resistant articles made from pm alloyed irons / A. John, J. Hauser, Kenneth E. Pinnow, William Stasko 11.12.1986. [Электронный ресурс] // Режим доступа: <http://www.google.com/patents/US4765836>. 10. *Klimenko S.A., Mukovoz Yu.A., Polonsky L.G.* Advanced Ceramics Tool for Machining Application-2 // Edit by I.M.Low and X.S.Li. - Chapter 1. Cutting Tools of Superhard Materials. - Switzerland: Trans Tech Publications, 1996. - P. 1-66. 11. *Лещинер Я.А., Свирицкий Р.М., Ильин В.В.* Лезвийные инструменты из сверхтвердых материалов. - Киев: Техніка, 1981. - 120 с.

*Поступила в редколлегию 01.07.2013*

УДК 519.868:658.56:62-412

В.А. Залога, д-р техн. наук, О.Д. Дынник,  
А.В. Ивченко, канд. техн. наук, Сумы, Украина

## **ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ДЛЯ РАСЧЕТА РЕЗУЛЬТАТИВНОСТИ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ КАЧЕСТВОМ ЗАГОТОВИТЕЛЬНОГО ПРОИЗВОДСТВА**

*У статті розглянуті проблеми оцінки результативності системи управління якістю заготівельного виробництва машинобудівного підприємства. Запропоновано модель оцінки результативності системи управління якістю заготівельного виробництва, основу якої складає баланс вимог зацікавлених сторін.*

*В статье рассмотрены проблемы оценки результативности системы управления качеством заготовительного производства машиностроительного предприятия. Предложена модель оценки результативности системы управления качеством заготовительного производства, основу которой составляет баланс требований заинтересованных сторон.*

*In this article, the problems of assessment of quality management system effectiveness of production in machine-building enterprise are investigated. The model of assessment of quality management system effectiveness of production is offered, on the basis of which, the balance of interested parties' requirements is incorporated.*

Среди основных принципов современной работы машиностроительного предприятия необходимо отметить соблюдение условий управления качеством выпускаемой продукции на всех этапах ее жизненного цикла, в том числе и в заготовительном производстве (ЗП). Известно, что от качества заготовок и качества работы заготовительного производства зависит надежность продукции, а также конкурентоспособность промышленного предприятия [1].

Обеспечение производства качественных заготовок невозможно без создания и успешного функционирования системы управления качеством (СУК) ЗП. Сегодня актуальным является проблема разработки метода оценки результативности СУК ЗП, результаты которого можно использовать для совершенствования как процессов системы ЗП, так и системы управления предприятием в целом [2].

Таким образом, оценка результативности является одной из важнейших научно-методических проблем. Причем оценка результативности СУК ЗП должна базироваться на ожиданиях и потребностях заинтересованных в деятельности ЗП сторон [3,4].

Задача управления предприятием в этих обстоятельствах заключается в поиске и реализации таких решений, которые бы в любой момент времени сохраняли баланс интересов всех сторон. Следовательно, в современных условиях стратегией промышленного предприятия должно стать обеспечение сбалансированного роста уровня удовлетворенности и лояльности всех заинтересованных сторон.

Теоретическая и практическая значимость исследуемой проблемы, а также ее недостаточная методическая проработка в трудах отечественных и зарубежных авторов определили актуальность выбранной темы.

Целью исследования является построение экономико-математической модели, определяющей степень взаимосвязи между обобщенным показателем результативности СУК ЗП и факторами, влияющими на данный показатель [5]:

$$Y = f(x_1, x_2, x_3 \dots x_{m-1}, u), \quad (1)$$

где  $Y$  – зависимая переменная;  $x_j (j=1 \dots m-1)$  – независимая переменная;  $u$  – стохастическая составляющая.

В качестве показателя результативности СУК ЗП в исследовании предлагается использовать «Критерий удовлетворенности заинтересованных сторон» (КУЗС).

Постановкой задачи в данной модели является определение возможного изменения КУЗС от изменения ряда факторов: индексов удовлетворенности отдельных групп заинтересованных сторон (потребителей, персонала ЗП, владельцев предприятия, высшего руководства ЗП, поставщиков, общества).

Отношения ЗП с любой из заинтересованных сторон должны строиться на основе стремления к достижению обоюдной удовлетворенности. При этом удовлетворенность заинтересованных сторон должна оцениваться, и результаты этой оценки должны использоваться как основные данные для непрерывного улучшения СУК ЗП (рис. 1).

Основными задачами оценки удовлетворенности заинтересованных сторон в деятельности ЗП МП являются [6]:

- определение требований заинтересованных сторон к основным видам деятельности ЗП, в том числе к качеству выпускаемой продукции, анализ динамики этих требований;
- учет ранее определенных требований при проектировании и производстве продукции ЗП;
- доведение этих требований до сведения всех сотрудников ЗП;
- разработка корректирующих и предупреждающих действий для совершенствования СУК ЗП, повышения эффективности и результативности деятельности ЗП.

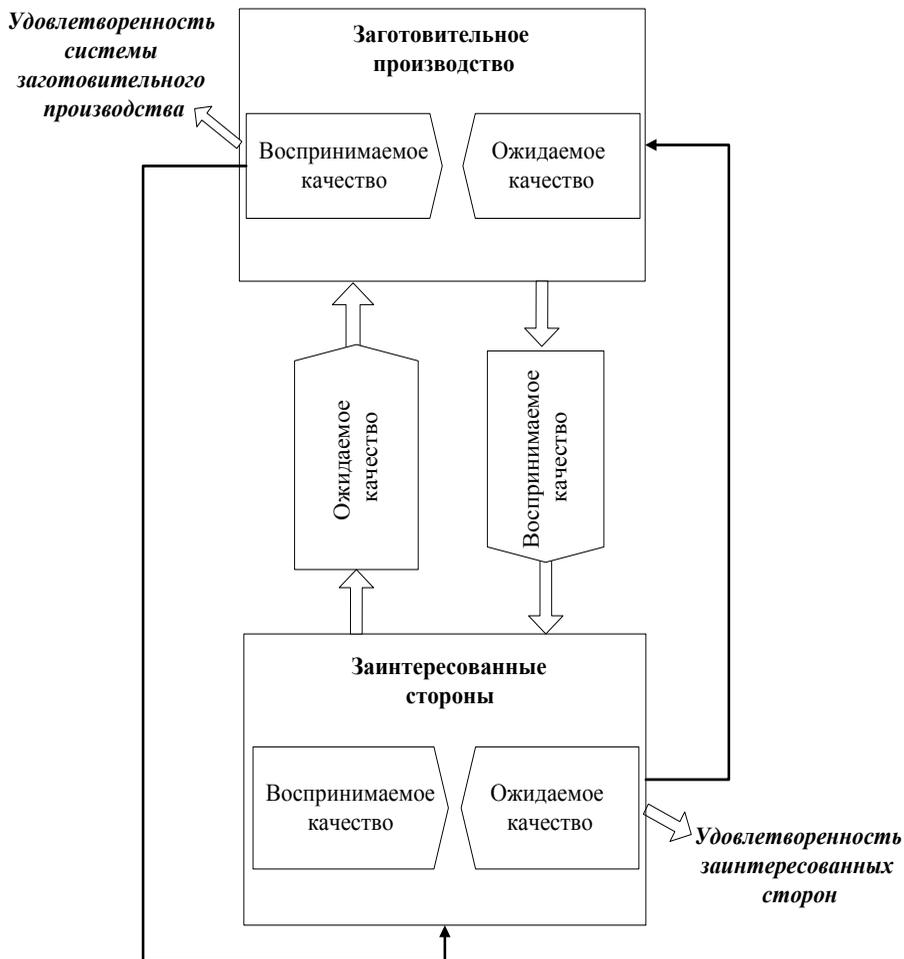


Рисунок 1 – Отношения «Заготовительное производство – заинтересованная сторона»

Проведем спецификацию модели с целью определения ее аналитической формы на основе исследуемых факторов. Зависимость КУЗС от выше перечисленных факторов будет описываться линейной моделью [7]:

$$Y = a_0 + a_1x_1 + a_2x_2 + \dots + a_mx_m, \quad (2)$$

где  $x_1 \dots \tilde{\sigma}_m$  – независимые переменные;  $\hat{a}_1 \dots \hat{a}_m$  – параметры функции.

Следующим шагом является формирование массива исходной информации согласно цели исследования. Присвоим значимым факторам соответствующие значения параметров функции:  $\tilde{\sigma}_1$  – индекс удовлетворенности владельцев предприятия;  $\tilde{\sigma}_2$  – индекс удовлетворенности высшего руководства ЗП;  $\tilde{\sigma}_3$  – индекс удовлетворенности поставщиков;  $\tilde{\sigma}_4$  – индекс удовлетворенности потребителей продукции ЗП;  $\tilde{\sigma}_5$  – индекс удовлетворенности персонала ЗП;  $\tilde{\sigma}_6$  – индекс удовлетворенности общества. Индексы удовлетворенности отдельных групп заинтересованных сторон в исследовании предлагается определить по методике, изложенной в работе [8].

Между результативным показателем (в нашем случае – критерием удовлетворенности заинтересованных сторон) и весомыми факторами существует стохастическая взаимосвязь, которая основывается на том, что на КУЗС, кроме выделенных факторов, влияют еще другие неконтролируемые или неучтенные моделью факторы. Поэтому связь между результативным показателем и весомыми факторами существует стохастическая, которую можно описать с помощью множественной регрессии, служащей основой разрабатываемой модели. Построим математическую модель, чтобы выяснить связь между КУЗС и индексами удовлетворенности групп заинтересованных сторон (табл.1).

С помощью коэффициентов парной корреляции оценим связь весомых факторов с результативным показателем (рис.2).

Таким образом, на основе анализа данных, представленных на рис. 2, можно утверждать, что наиболее значимыми факторами для разрабатываемой модели являются:

- индекс удовлетворенности потребителей;
- индекс удовлетворенности персонала ЗП;
- индекс удовлетворенности владельцев предприятия;
- индекс удовлетворенности высшего руководства ЗП;
- индекс удовлетворенности поставщиков.

Из расчета коэффициентов парной корреляции видно, что фактор заинтересованности общества не имеет существенной связи с результативным показателем, поэтому его не целесообразно включать в разрабатываемую эконометрическую модель.

Таблица 1 – Исходные данные для построения эконометрической модели

	У	Владельцы предприятия	Высшее руководство ЗП	Поставщики	Потребители продукции ЗП	Персонал ЗП	Общество
		$x_1$	$x_2$	$x_3$	$x_4$	$x_5$	$x_6$
03.511.006.01.	0,85	0,86	0,82	0,84	0,84	0,83	0,81
03.511.006.02.	0,87	0,88	0,85	0,84	0,85	0,85	0,8
03.511.006.03.	0,83	0,85	0,8	0,81	0,81	0,81	0,78
03.511.006.04	0,77	0,75	0,72	0,75	0,76	0,78	0,75
03.511.006.05	0,85	0,86	0,82	0,84	0,84	0,83	0,8
03.511.005.01	0,84	0,85	0,82	0,83	0,82	0,85	0,76
03.511.005.02	0,86	0,88	0,84	0,85	0,85	0,85	0,82
03.511.005.03	0,82	0,84	0,78	0,8	0,8	0,83	0,76
03.511.005.05	0,86	0,89	0,84	0,84	0,85	0,84	0,7
03.514.011.01	0,88	0,86	0,9	0,89	0,86	0,88	0,74
03.514.011.02	0,86	0,88	0,84	0,85	0,84	0,85	0,72
01.411.105.01	0,78	0,8	0,75	0,8	0,77	0,79	0,68

Для построения многофакторной модели зависимости КУЗС от факторов, которые имеют значительную связь с результативным показателем, воспользуемся функцией ЛИНЕЙН из надстройки Windows MS Excel; результаты расчетов представлены в табл. 2.

По данным табл. 2 можно построить такое уравнение многофакторной регрессии зависимости КУЗС от факторов  $x_1 - x_5$  :

$$Y = 0,087 + 0,127x_1 + 0,338x_2 - 0,240x_3 + 0,562x_4 + 0,126x_5, \quad (3)$$

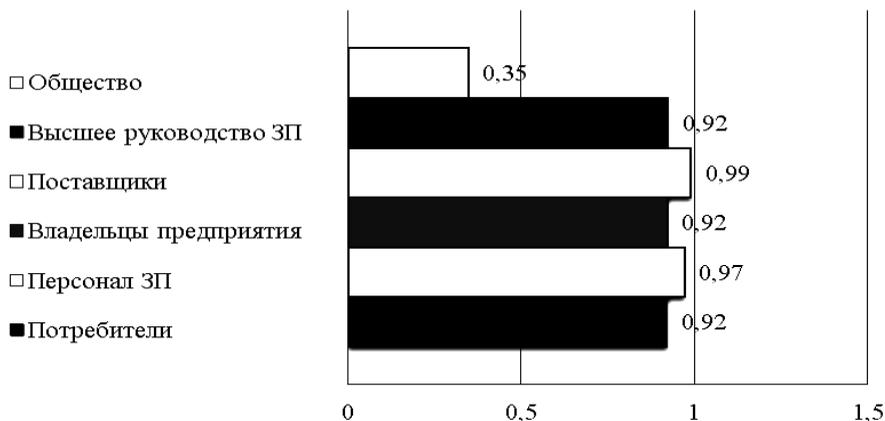


Рисунок 2 – Коэффициент парной корреляции значения критерия удовлетворенности заинтересованных сторон и факторов его формирования

Таблица 2 – Результаты расчета линейной регрессионной зависимости

Коэффициенты многофакторной регрессии					
$a_5$	$a_4$	$a_3$	$a_2$	$a_1$	$a_0$
0,126338	0,561557	-0,24049	0,337547	0,126941	0,087376
Стандартные ошибки для коэффициентов регрессии					
0,114652	0,136976	0,111862	0,136604	0,064595	0,069411
Коэффициент детерминации $R^2$ 0,99494	Стандартная ошибка для $y$ 0,003297				
Критерий Фишера 235,9481	Степень свободы системы $b$				

Коэффициент детерминации модели составляет 0,995. Это значит, что вариация КУЗС на 99,5 % объясняется вариацией рассмотренных факторов и на 0,5% – вариацией других факторов, которые не учтены в модели.

Расчетное значение F-статистики составляет 235,95. Сравнивая это значение с табличным показателем  $F_{табл}(0,05;5;12) = 4,28$  ( $F_{табл} < F_{розн}$ ) можно сделать вывод о неслучайности взаимосвязи между зависимой величиной и рассмотренными факторами, то есть коэффициент детерминации является статистически значимым, а разработанная модель является адекватной.

Проведем анализ чувствительности КУЗС по отношению к факторам, от которых он зависит. Для этого рассчитаем коэффициенты эластичности:

$$E_{xi} = a_i \cdot \frac{\bar{X}_i}{\bar{Y}}, \quad (4)$$

где  $a_i$  – коэффициент регрессии соответствующего факторного признака;  $\bar{X}_i$  – среднее значение соответствующего факторного признака;  $\bar{Y}$  – среднее значение результативного показателя.

Коэффициент эластичности показывает, на сколько процентов в среднем изменится результативный показатель (КУЗС) при условии изменения соответствующего факторного признака на 1%.

$$E_{x_1} = 0,126941 \times \frac{0,85}{0,839167} = 0,129;$$

$$E_{x_2} = 0,337547 \times \frac{0,815}{0,839167} = 0,328$$

$$E_{x_3} = -0,24049 \times \frac{0,828333}{0,839167} = -0,237$$

$$E_{x_4} = 0,561557 \times \frac{0,824167}{0,839167} = 0,551$$

$$E_{x_5} = 0,126338 \times \frac{0,8325}{0,839167} = 0,125$$

Данные коэффициенты обозначают, что результативный показатель (КУЗС) является наиболее чувствительным к удовлетворенности потребителей продукции ЗП и высшего руководства предприятия. Обратной пропорциональной зависимостью наблюдается между КУЗС и удовлетворенностью поставщиков. Чувствительность КУЗС к удовлетворенности персонала и владельцев предприятия является несущественной.

## **Выводы**

1. На основе определения удовлетворенности заинтересованных сторон разработана эконометрическая модель оценки результативности СУК ЗП, которая позволит принимать обоснованные управленческие решения относительно усовершенствования деятельности СУК ЗП.

2. Данная эконометрическая модель является адекватной и доказывает неслучайность взаимосвязи между критерием удовлетворенности заинтересованных сторон и рассмотренными факторами.

3. Построенная модель показывает, что существует прямо пропорциональная связь между критерием удовлетворенности заинтересованных сторон и индексами удовлетворенности потребителей, высшего руководства ЗП; и обратно пропорциональна удовлетворенности поставщиков.

**Список использованных источников:** 1. *Ткачук Л.М.* Сучасні тенденції управління якістю на підприємствах України/ Л.М. Ткачук // Вісник Київського національного університету ім.Т.Г.Шевченка. Серія “Економіка”. – 2003. – Вип. 65. – С. 101–102. 2. *Чейз Р.Б.* Производственный и операционный менеджмент/ Ричард Б. Чейз, Николас Дж. Эквилайн, Роберт Ф. Якобс; пер.с англ. М.: ИД "Вильямс", 2001. - 704 с. 3. *Михеева С.В.* Некоторые аспекты оценки качества управления/ С.В.Михеева// Методы менеджмента качества. - 2003. - №3. - С.29-31. 4. *Шишков Г.М.* Удовлетворенность потребителя. Стоимость достижения/ Г.М. Шишков, Д.К. Кошкин // Компетентность, 2004. - №5 - С.40-42. 5. *Черный А.А.* Математическое моделирование в литейном производстве: Учеб. пособие/ А.А.Черный - Пенза : Пенз. гос.ун-т, 2001. - 121с. 6. *Мирошников В.В.* Методика измерения удовлетворенности заинтересованных сторон при внедрении системы качества/ В.В. Мирошников // Композиционные материалы в промышленности: материалы 24-й ежегод. междунар. науч.-практ. конф. (31 мая – 4 июня 2004 г., г. Ялта). – Киев: Наука. Техника. Технология, 2004. – С. 61–64. 7. *Наконечный С.И.* Эконометрия: підручник/ С. И. Наконечный, Терещенко Т.О., Романюк Т. П. – вид. 3-те, доп. та перероб. — К.: КНЕУ, 2004. — 520 с. 8. *Динник О.Д.* Оптимізація системи управління якістю заготівельного виробництва за критеріями задоволеності зацікавлених сторін / В. О. Залого, О. Д. Динник, О. В. Івченко // Сучасні технології в промисловому виробництві : матеріали науково-технічної конференції викладачів, співробітників, аспірантів і студентів факультету технічних систем та енергоефективних технологій, Суми, 18-22 квітня 2011 року – Суми : СумДУ, 2011. – Ч.1. – С. 84-85.

*Поступила в редколлегию 04.07.2013*

УДК 621.91

В.А. Залога, д-р техн. наук, Р.Н. Зинченко, канд. техн. наук,  
Ю.В. Шаповал, Сумы, Украина

## **СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ ВОПРОСА О ДИАГНОСТИКЕ СОСТОЯНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

*У даній статті розглянуто питання діагностики стану різального інструменту при фрезеруванні. Встановлено, що із усіх систем діагностики стану різального інструменту, які є на даний час, найбільш перспективними є системи побудовані на основі непрямих методів, у зв'язку з можливістю проведення безперервного контролю стану різального інструменту у процесі різання. Також мало уваги приділяється діагностуванню стану різального інструменту при чистовому та тонкому фрезеруванні. Показано, що основними проблемами при побудові сучасних систем діагностики стану різальних інструментів при фрезеруванні, є вибір первинних давачів, які мають широкий діапазон вимірювань і високу чутливість, а також побудова швидкодіючих систем прийняття рішень по оцінці стану зношеності із достатньо високою достовірністю*

*В данной статье рассмотрены проблемы диагностики состояния режущего инструмента при фрезеровании. Установлено, что из всех существующих систем диагностики состояния режущего инструмента наиболее перспективными являются системы построенные на основе косвенных методов, вследствие возможности осуществления непрерывного контроля состояния режущего инструмента в процессе резания. Также мало внимания уделено диагностике состояния режущего инструмента при чистовом и тонком фрезеровании. Показано, что основными проблемами при построении современных систем диагностики состояния режущего инструмента при фрезеровании являются выбор первичных датчиков, которые обладают широким диапазоном измерения и высокой чувствительностью, а также построение быстродействующих систем принятия решения по оценке состояния износа с достаточно высокой достоверностью.*

*This article describes the cutting tool diagnosing problems during milling. Found that, all the existing systems of tool diagnosing are the most promising system constructed based on indirect methods, due to the possibility of continuous monitoring of cutting tool during cutting. Also, little attention is paid to the diagnosis of the state of the cutting tool during finishing and fine milling. It is shown that, the main problems in the construction of modern systems of cutting tools diagnostics for milling are the choice of the primary sensors, which have a wide measurement range and high sensitivity, as well as the construction of high-speed systems, the decision on the evaluation of wear with high reliability.*

Износ инструмента – один из самых важных параметров, который влияет на качество и скорость обработки детали. Среди всех погрешностей и отказов, которые могут иметь место в процессе обработки, особо выделяется отказ инструмента и погрешности, вносимые его износом, что обусловлено повышенными нагрузками и работой, выполняемой изнашивающимися

(изношенным) инструментом. Как известно, на долю отказов режущего инструмента (РИ) приходится подавляющее большинство случаев от общего числа отказов обрабатываемой системы. Износ инструмента, который в процессе обработки постоянно увеличивается вплоть до его полной непригодности, в значительной мере определяет точностные показатели процесса обработки и качество обработанной поверхности (макро-, микро- и субмикрорегеометрию, физико-химико-механическое состояние и остаточные напряжения в поверхностном слое). Если износ режущего инструмента по задней поверхности, в принципе, можно рассчитать [1] и при обработке деталей с относительно простыми формами поверхностей (плоскими, цилиндрическими и т.п.) однолезвийным инструментом (резцом) его можно учесть и в какой-то мере компенсировать с помощью уже сравнительно неплохо разработанных существующих систем, то при обработке поверхностей сложной формы (фасонных) и использовании многолезвийных инструментов (фрез, сверл и др.), когда процесс резания характеризуется большей степенью нестационарности и сопровождается переменными значениями геометрии лезвия (кинематических углов как в основной, так и в главной секущей плоскостях) и параметров режима резания (скорости резания, толщины и ширины среза, даже при постоянных значениях подачи и глубины резания) состояние геометрии лезвия и самой режущей кромки инструмента в формировании выходных показателей процесса резания играет значительно большую роль, такие системы практически отсутствуют. Проблема создания систем для оценки (контроля) степени износа инструмента и его возможной компенсации при нестационарном резании путем корректирования либо режима резания, либо положения инструмента еще недостаточно разработана, хотя такие работы и ведутся [2]. Еще одной существенной проблемой при механической обработке является определение момента «остановки» (диагностика состояния режущего инструмента) процесса резания с целью замены инструмента или его режущей части, например, режущей кромки многогранной неперетачиваемой пластины, при достижении принятым критерием износа заданной величины (характеристики).

Таким образом, при контроле и диагностике состояния режущего инструмента необходимо решать следующие задачи: контроль работоспособности инструмента, т.е. пригоден еще инструмент или нет (аварийные ситуации); контроль размерного износа инструмента; контроль состояния режущей кромки, что особенно актуально при чистовой обработке поверхностей и обработке поверхностей сложной формы (потеря необходимой геометрической формы инструмента, изменение переднего и заднего углов и т.п.), особенно при обработке на станках с ЧПУ, многоцелевых (обрабатывающих центрах) и др.

**Цель работы:** анализ современного состояния вопроса диагностирования режущего инструмента в процессе фрезерования с выявлением их достоинств и недостатков.

При обработке деталей высокой сложности вопросы его диагностирования особенно актуальны. На сегодняшний день разработано относительно большое число систем для контроля степени изнашивания и определения момента выхода из строя (поломки) инструмента [2 - 10]. Эти системы классифицируются по различным показателям (рисунок 1), определяющим стратегию диагностирования инструментов, например, силе резания [7, 11], мощности резания [11] и др.

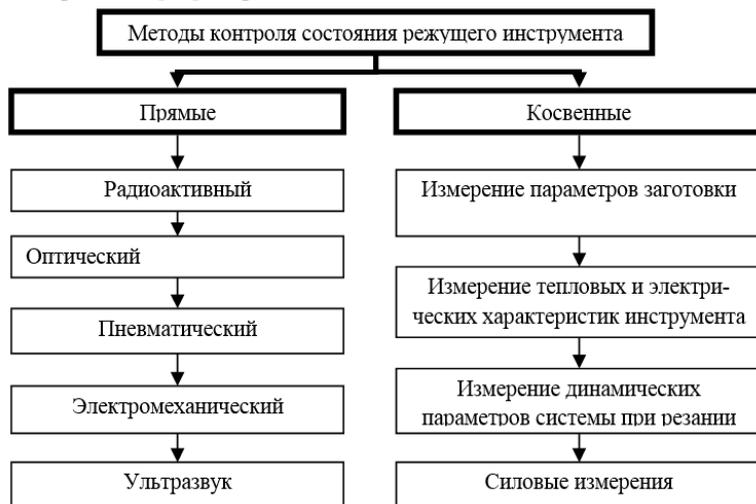


Рисунок 1 – Методы контроля состояния РИ

В зависимости от времени наблюдения за инструментом, системы можно разделить на непрерывно получающие информацию при обработке [6, 10] и получающие информацию в перерывах процесса обработки (например, с использованием контактных измерительных систем компании Renishaw [12]). И в том, и в другом случаях требуется определенное время для сбора данных о результатах измерений, например, после обработки некоторого числа заготовок.

При обработке деталей на станках - автоматах или станках с ЧПУ, где оператор практически не принимает непосредственного участия в обработке детали, системы активного (непрерывного) контроля состояния режущего инструмента являются особенно необходимыми. При проектировании систем

активного контроля, основанных на прямых методах контроля (рисунок 1) состояния РИ, существуют факторы, которые снижают эффективность работы системы. Например, при оптическом способе контроля, сложно добиться «хорошей видимости» режущей кромки при воздействии СОЖ и стружки, пневматический и радиоактивный методы ограничивают использование стандартной оснасти без дополнительной их доделки [13].

Для вращающегося инструмента проблема контроля встает более остро. Развитие инструментальных материалов и покрытий приводит к значительному увеличению скорости обработки, что очень усложняет контроль состояния кромок инструмента, и практически делает невозможным процесс его непрерывного прямого контроля. Прерывистое резание также накладывает определенные ограничения на выбор принципов диагностирования состояния режущего инструмента.

Наиболее «эластичным» направлением в контроле режущих инструментов является мониторинг (непрерывный контроль) непосредственно в процессе обработки. Все методы диагностики текущей работоспособности режущих инструментов можно условно разделить на четыре группы [13], а их, в свою очередь, на методы прямого контроля, основанные на непосредственной регистрации величины износа инструмента, и косвенного контроля (рисунок 2), использующие физические явления, которые сопровождают процессы резания и изнашивания инструмента [12].



Рисунок 2 – Косвенные методы контроля состояния режущего инструмента

При прямом контроле параметры износа (характеристики лунок и ленточек износа) на контактных площадках инструмента измеряются непосредственно в процессе обработки. Прямые измерения износа инструмента вызывают некоторые затруднения, что связано в основном со сложностью конструкции датчиков износа. При выполнении прямых измерений используют, как правило, вспомогательные или холостые ходы инструмента, выход инструмента или режущих кромок (зубьев) из процесса обработки.

Аппаратура для контроля износа режущих инструментов после окончания процесса резания может быть размещена таким образом, что на нее не будут оказывать вредное влияние различные факторы, присущие процессу материалобработки. Такие измерения обладают повышенной надежностью. Однако измерения осуществляются периодически, что не позволяет своевременно обнаружить отказы режущего инструмента. Необходимая периодичность контроля может быть определена на основании опыта использования соответствующего режущего инструмента на данных технологических операциях и на основании вероятностных расчетов с учетом предполагаемого периода стойкости режущего инструмента.

Косвенные методы используются все в больших масштабах. При этих методах контролируются различные характеристики процесса резания (рисунок 2), которые имеют определенные корреляционные связи с величиной износа и интенсивностью изнашивания режущих кромок инструмента. Принципы и техника измерения при косвенных методах сравнительно просты. Они позволяют непрерывно получать в процессе обработки информацию об износе режущей кромки. Пригодны они также для регистрации резких или скачкообразных изменений износа или разрушения режущих кромок инструмента в течение коротких интервалов времени [11].

Основной недостаток косвенных методов состоит в том, что корреляционная связь между измеренным фактором и износом инструмента должна быть определена экспериментальным путем для каждого конкретного случая обработки с тем, чтобы на ее основе можно было контролировать с помощью соответствующего датчика износа инструмента в процессе обработки.

Одним из сложных, с точки зрения диагностики состояния режущего инструмента, является процесс фрезерования, которым на сегодняшний день занимаются многие ученые. Наиболее популярными косвенными методами определения износа при фрезеровании в настоящее время являются методы анализа сигналов акустической эмиссии [8, 10], вибраций элементов технологической системы [3, 7], а также измерение мощности привода главного движения резания или усилия подачи [11].

Диагностика износа режущего инструмента методом анализа сигнала виброакустической эмиссии (ВАЭ) [2, 3, 8, 10] наряду с многими достоинствами имеет и ряд недостатков. Большое количество шумоизлучающих «включений», входящих в сигнал ВАЭ и зависящих от упругих, тепловых и других процессов, возникающих на всем пути от зоны резания до места регистрации сигнала виброакустической эмиссии, а также дополнительное возникновение составляющих сигнала ВАЭ от элементов и узлов станка, например, подшипников. В настоящее время все эти процессы и их составляющие сложно с допустимой (приемлемой) точностью описать математически, и, как следствие, сложно, по принимаемому сигналу судить о процессах, происходящих в зоне резания, в т.ч. и изнашивания.

Одним из относительно качественных методов контроля режущих свойств инструмента является метод измерения мощности резания и усилия подачи, описанный, например, в [11]. Эта система разработана и внедрена фирмой Opmative systems. Электронные системы современных станков с ЧПУ позволяют без вмешательства в систему станка передавать в измерительную систему сигналы о силовых характеристиках как главного привода, так и осевых приводов станка. Предложенная в работе система диагностики непосредственно анализирует полученные сигналы и достаточно хорошо работает при черновых и получистовых режимах обработки. Существенным недостатком данного метода контроля процесса резания является его неспособность диагностики состояния режущего инструмента при чистовой обработке.

Один из косвенных методов диагностики состояния вращающегося режущего инструмента, описанный патентом [14], основан на том, что во время резания определяют направление полета стружки, зависящего от ее веса, и судят о степени износа инструмента по изменению угла между направлениями подачи и полета стружки. Однако его применение существенно ограничено тем, что в реальном времени сложно измерять вес стружки во всех точках ее возможного схода.

Одним из перспективных методов диагностики состояния инструмента при сверлении является метод, описанный в [9]. Предлагаемый способ диагностики основан на анализе низкочастотных колебательных процессов упругой системы станка. Особенность метода заключается в источнике диагностической информации, в качестве которого используется время  $T$  поворота инструмента на один оборот. При многократных последовательных измерениях время  $T$  претерпевает случайные изменения, связанные с изменением параметров крутильных колебаний сверла под действием изменяющегося крутящего момента. Данный метод в «чистом» виде (в предложенной трактовке) достаточно сложно применить для диагностики состояния инструмента при фрезеровании. Однако, после некоторого

усовершенствования возможно его применение и для диагностики состояния многолезвийного инструмента, лезвия которого работают по схеме «резание-отдых». Для этого необходима разработка системы с достаточно высоким быстродействием.

Способ диагностики, предложенный учеными T.Amin J., E.M. Joo и L.Xiang [15], позволяет с использованием системы искусственного интеллекта достаточно хорошо осуществлять мониторинг состояния фрез. В качестве первичных датчиков авторами предложено использовать для определения сил резания динамометр, трехосевой акселерометр и датчик акустической эмиссии. Контроль состояния инструмента осуществляется посредством анализа пиков сигналов датчиков, которые возрастают в зависимости от степени износа инструмента. Вместе с тем, метод хорошо показал себя только на фрезах с одинаковой геометрией. Для осуществления диагностики система должна быть обучена хотя бы на одной фрезе, доведенной до критического износа. Также метод плохо работает при обработке деталей с малыми объемами срезаемого металла.

Еще один способ анализа состояния инструмента разработанный учеными Azmi A.I., Lin R.J.T. [16], а также P. Fu, A.D. Hore P.[17, 18] в качестве первичных данных использует измерение составляющих сил резания. Диагностическая система выполнена на базе интеллектуальной нечеткой логики модели износа инструмента. Проведенные авторами исследования показали, что точность прогнозирования системы в большей степени зависит от усилия подачи, нежели от других составляющих силы резания. Применять такую диагностическую систему в реальных производственных условиях довольно сложно из-за громоздкости динамометров, а также из-за внесения в технологическую систему относительно маложесткого звена.

Польскими учеными Bogdan Broel – Plater, Krzysztof Jaroszewski, Paweł Waszczuk [19] разработана система диагностики инструмента при микрофрезеровании. Поводом для разработки данной системы диагностики послужила практическая невозможность определения износа для фрез диаметром менее 0,5 мм. В качестве первичных датчиков было использовано 3 одноосевых пьезоэлектрических акселерометра, установленных возле шпинделя. В качестве диагностической системы использована нейронная сеть определенной структуры. Система указывает на наличие инструмента в шпинделе, а также распознает, поврежден инструмент или нет. К недостаткам данной диагностической системы можно отнести невозможность определения фактической величины износа, а также то, что система работает хорошо только при определенных оборотах (24000об/мин).

Методы контроля состояния режущего инструмента при фрезеровании, разработанные многими учеными [20-26] достаточно схожи между собой.

Они используют принципиально схожие датчики и системы принятия решения. Разница между ними состоит в различных способах и условиях обработки.

### **Выводы.**

На основании выполненной работы можно сделать следующие выводы:

1) в настоящее время диагностика режущего инструмента при фрезеровании является актуальным вопросом, о чем свидетельствует достаточное количество как относительно «старых», так и новых работ, посвященных одним и тем же методам диагностирования, что свидетельствует о недостаточной изученности и перспективности данного вопроса;

2) из всех существующих систем диагностики РИ, на наш взгляд наиболее перспективными являются системы диагностики, построенные на основе косвенных методов вследствие возможности осуществления непрерывного контроля состояния РИ в процессе резания;

3) даже самые современные системы диагностики РИ обладают рядом недостатков, которые затрудняют их использование, причем большинство из них должны обладать хорошей базой данных для обучения системы принятия решений [17, 19].

4) некоторые системы диагностики РИ разработаны для узких задач, например микрофрезерования [19], либо фрезерования торцевыми фрезами [25];

5) мало внимания уделено диагностике состояния РИ при чистовом и тонком фрезеровании;

6) основными проблемами при построении современных систем мониторинга состояния РИ при фрезеровании является выбор первичных датчиков, которые бы обладали широким диапазоном измерения и высокой чувствительностью для обеспечения достаточно высокой (заданной, требуемой) достоверности получаемого результата оценки степени износа, а также построение быстродействующих систем принятия решения об изменении положения инструмента или его замене.

**Список использованных источников:** 1. *Грубый С.В.* Методика расчета скорости изнашивания лезвийных инструментов // Материалы международной научно-технической конференции «Фундаментальные и прикладные проблемы технологии приборостроения». – Орел, 2003. – С.168-171. 2. *Румбешта В.А., Кокаровцев В.В., Харкевич А.Г.* Организация системы диагностики инструмента в процессе механообработки // Стойкость и диагностика режущего инструмента в условиях автоматизированного производства, ЦДНТИ, Ижевск, 1988. – с. 102-106. 3. *Симута М.О., Румбешта В.О., Підвисоцька В.С.* Діагностика технічного стану різального інструмента при обробці // Вісник НТУУ «КПІ». Серія ПРИЛАДОБУДУВАННЯ. – 2010. – Вип. 39. – с. 111-116. 4. *Антошук С.Г., Николенко А.А., Билошенко П.Н.* Компьютерная система диагностики режущего инструмента // Міжвідомчий науково – технічний збірник «Електромашинобудування та електрообладнання» випуск 62/2004р. – с. 141-144.

5. Деревянченко А.Г., Павленко В.Д., Андреев А.В. Диагностирование состояний режущих инструментов при прецизионной обработке, Одесса: Астропринт, 1999г. 6. Остафьев В.А. Устройство для измерения скорости износа режущего инструмента в системах адаптивного управления процессом резания / В.А.Остафьев, Г.С.Тымчик, В.В.Шевченко // Приборостроение: Респуб. межведомст. научн.-техн. сб.–1985. – Вып. 37. – С. 91-93. 7. Медведев В.В., Медведев В.С., Толкач В.В. Разработка и исследования критерия диагностики состояния режущего инструмента, инвариантного к режимам резания // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. Вип. 40. – 276 с. 8. Подураев В.Н., Барзов А.Л. Анализ и прогнозирование процесса резания методом акустической эмиссии. - В сб. Перспективы развития режущего инструмента. М.: МДНТП, 1978. С. 323-328. 9. Алешин А.К., Гуцин В.Г. Метод диагностики состояния инструмента. – Вестник научно-технического развития 2009г. – Вып. №2. – с. 3 – 6. 10. Зінченко П.М. Підвищення ефективності точіння за рахунок діагностики зношування інструменту щодо акустичного випромінювання: автореф. дис. на здобуття ступеня кандидата техн. наук: 05.03.01 / П.М. Зінченко. – Х., 2005. - 23 с. 11. *Omative Systems*, Техническая спецификация системы адаптивного регулирования и мониторинга для металлообрабатывающих станков с CNC. 12. *Renishaw OMP60 Quick-start guide A-4038-8501* 13. Палей С.М. Использование электрических явлений при резании для контроля состояния режущего инструмента: Метод. Рекомендации. – М.: ЭНИМС. 1984. 14. Способ диагностики состояния режущего инструмента: Пат 2098234 Рос. Федерация/ Гречинников В.А.; Хаем Л.Г.; Жохова В.В.; Диденко Г.П.; заявитель и правообладатель Московский государственный технологический университет "СТАНКИН", заявл. 06.05.1996, опубл. 10.12.1997 15. Fuzzy clustering of wavelet features for tool condition monitoring in high speed milling process /T.Amin J., E.M. Joo, L.Xiang at all. // Annual Conference of the Prognostics and Management Society.– 2010. – Pp. 1–5. 16. Azmi A.I., Lin R.J.T. and Bhattacharyya D. Fuzzy Logic Predictive Model of Tool Wear in End Milling Glass Fibre Reinforced Polymer Composites/ *Advanced Materials Research* Vol. 214 (2011) pp 329-333. 17. Fu P. Tool condition monitoring based on an adaptive neurofuzzy architecture, P. Fu, A.D. Hope, G.A.King // *Advances in Materials Manufacturing Science and Technology*, 2004. – Vol. 471–472. – Pp.196–200. 18. Fu P. A hybrid pattern recognition architecture for cutting tool condition monitoring, *Pattern Recognition Techniques / P.Fu, A.D. Hope // Technology and Applications*. – 2008. – Pp. 547–558. 19. Bogdan Broel – Plater, Krzysztof Jaroszewski, Pawel Waszczuk. Tool condition monitoring based on artificial neural networks in micromilling/ XIV International PhD Workshop OWD 2012, 20–23 October 2012 20. Sebastien GARNIER, Benoit FURET. Identification of the specific coefficient to monitor the cutting process in milling// Institut de Recherche en Cybernetique de Nantes (IRCyN) CNRS UMR 6597 21. Iulian Marinescu, Dragos A. Axinte. A time frequency acoustic emission-based monitoring technique to identify workpiece surface malfunctions in milling with multipletooth cutting simultaneously, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.49, pp.53-65, 2009. 22. Dragos A. Axinte, Nabil Gindy, Kate Fox, Iker Unanue. Process monitoring to assist the workpiece surface quality in machining, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, Vol.44, pp.1091-1108, 2004. 23. Teti R., I.S.Jawahir and K.Jamelniak, T.Segreto, S.Chen and J.Kossakowska “Chip Form Monitoring through Advanced Processing of Cutting Force Sensor Signals”, *Annals of the CIRP*, Vol. 55(1), pp. 75- 80, 2006. 24. C. S. Ai, Y. J. Sun, G. W. He, X. B. Ze, W. Li, K. Mao, ”The milling tool wear monitoring using the acoustic spectrum”, *International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, DOI 10.1007/s00170-011-3738-z, 2011. 25. Claudiu-Florinel BISU, Raynald LAHEURTE, Philippe DRANIS, Alain GERARD. Dynamic Behavior Characterization of the Milling Tool During the Cutting Process// *Proceedings of the World Congress on Engineering 2012 Vol III WCE 2012*, July 4 - 6, 2012, London, U.K. 26. Bisu C.F., Zapciu M., Gerard A., Vijeleda V., and Anica M.. Envelope dynamic analysis for cutting milling tool. In *Eighth International Conference on High Speed Machining - HSM 2010*, 8-10 December, Metz.

*Поступила в редколлегию 04.07.2013*

УДК 658.56:65.01:005

В.О.Залога, д-р техн. наук, О.В. Івченко, канд. техн. наук,  
Ю.О. Погоржельська, Суми, Україна

## **КЛАСИФІКАЦІЯ ВИТРАТ НА ЯКІСТЬ ПРОЦЕСІВ ІНСТРУМЕНТОЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МАШИНОБУДІВНОГО ПІДПРИЄМСТВА**

*У даній статті, на основі узагальнення вітчизняного та зарубіжного досвіду, запропоновано принципи класифікації витрат на якість інформаційної системи інструментальної підготовки виробництва (ІС ІПВ) машинобудівного підприємства. Це дозволило виділити статті витрат і, на основі застосування експертного методу ранжирування, розробити універсальну класифікацію витрат на якість процесів ІС ІПВ підприємств машинобудівної галузі.*

*В данной статье, на основе обобщения отечественного и зарубежного опыта, предложены принципы классификации затрат на качество информационной системы инструментальной подготовки производства (ИС ИПП) машиностроительного предприятия. Это позволило выделить статьи затрат и, на основе применения экспертного метода ранжирования, разработать универсальную классификацию затрат на качество процессов ИС ИПП предприятий машиностроительной отрасли.*

*In given article, based on the aggregation of domestic and international experience, and proposed the principles of classification of costs on the quality of the information system the instrumental pre-production (IS IPP), the engineering enterprise. It is allowed to allocate cost items and, based on the use of expert ranking method, to develop a universal classification of expenses for quality processes IS IPP machine-building enterprises.*

Одним із чинників розвитку України є забезпечення конкурентоспроможності підприємств машинобудівної галузі, що не можливо здійснити без якісної інструментальної підготовки виробництва (ІПВ). За даними провідних вчених розвинутих країн машинобудівні підприємства на організацію та діяльність з ІПВ витрачають від 7 до 25 % своїх оборотних коштів [1]. Це свідчить про скритий потенціал щодо зниження собівартості продукції машинобудування з забезпеченням нормованих показників її якості.

Управління витратами на якість при здійсненні ІПВ є одним із інструментів, що дозволяє в залежності від конкретних виробничих умов приймати раціональні управлінські рішення, що дозволяють суттєво зменшувати підприємству оборотні витрати, а, відповідно і собівартість машинобудівної продукції.

Тому одним із найважливіших чинників на етапі проектування

інформаційної системи управління якістю процесів ППВ (далі – ІС ППВ) є розробка класифікації витрат на якість її процесів.

**Мета роботи** полягає у теоретичному обґрунтуванні класифікації витрат на якість управління процесами ІС ППВ шляхом застосування експертного методу ранжування.

Відомо, що класифікація це науковий метод, який дозволяє вивчати будь-які явища або об'єкти шляхом систематизації та впорядкування їхніх складових. Використання системи класифікації витрат на якість дозволяє аналізувати й прогнозувати показники не лише в цілому по ППВ, але й по окремих її процесам. Чіткий та повний зміст класифікації забезпечує основу аналізу та моделювання інформаційних потоків ППВ, що є дієвим інструментом з реалізації циклу Джурана-Демінга - «плануй→виконуй→перевіряй→дій» [2].

Витрати на якість продукції (послуг) виступають як внутрішня економічна основа системи якості, що дозволяє визначити наслідки будь-яких управлінських рішень, які приймаються в системі якості. Забезпечується це шляхом проведення діяльності з організації обліку, аналізу й прогнозування витрат на якість у відповідності з прийнятою системою їх класифікації.

При розробленні класифікації витрат на процеси ІС ППВ необхідно враховувати такі вимоги:

- забезпечення повноти відображення обсягу витрат; не перетинання виділених груп витрат;
- можливість включення нових груп витрат;
- лаконічність, чіткість та ясність класифікаційних ознак;
- незмінність прийнятої класифікаційної ознаки на всіх рівнях класифікації [3].

З метою забезпечення перелічених вимог розроблювана система класифікації витрат на якість процесів ІС ППВ повинна базуватися на наступних принципах.

1. *Істотності і стабільності.* Принцип полягає в існуванні міри аналітичності, яка передбачає, що витрати на ведення обліку не перевищують цінності отриманої у результаті цього інформації.

2. *Стандартизації.* Принцип заснований на тому, що при розробці класифікації до вибору (призначенню) статей витрат використано стандартизований підхід.

3. *Пристосовності.* Полягає в тому, що будь-яка номенклатура статей не може бути абсолютною і повинна змінюватися адекватно змінам на виробництві.

4. *Причинно-наслідкового зв'язку.* Принцип характеризує стосунки між витратами на якість процесів ІС ППВ і їх носіями.

Для визначення вихідного масиву класифікаційних ознак був проведений аналіз вітчизняних та світових систем класифікації витрат, запропонованих видатними вченими, а також світовими та національними нормативними документами. Встановлено, що у наш час існує ряд класифікацій витрат на якість: за цільовим призначенням, по вигляду, по можливості обліку, по стадіях життєвого циклу продукції і таке інше. Результати проведеного аналізу зведені в табл. 1.

Необхідно відмітити, що ряд систем ППВ сучасних вітчизняних машинобудівних підприємств, у т.ч. і запропонована авторами типова ІС ППВ [4], має специфіку, яка полягає в тому, що вона охоплює різні сфери діяльності підприємства та є «виробництвом у виробництві».

Тому на багатьох підприємствах витрати на якість процесів ІС ППВ складаються не тільки з витрат, що стосуються закупівлі та експлуатації інструменту та оснащення, а й з витрат на виробничі процеси їх виготовлення, включаючи витрати на процеси, які відбуваються на рівні управління якістю ІС ППВ.

Для проектування класифікації запропоновано використовувати один з методів експертних оцінок – метод ранжування. Сутність методу ранжування (або методу надання переваги) полягає у тому, що кожний експерт позначає ознаки у порядку надання переваги над усіма останніми, у відповідності з чим кожному показнику встановлюється свій ранг. Досвід показав, що цей метод є дуже ефективним при перекладі метричної форми показників в неметричну. Але необхідно враховувати, що метод ранжування не дає можливості проводити аналіз великих масивів даних. Разом з тим, однією з суттєвих переваг цього методу є те, що він простий в користуванні. Взагалі можна відмітити, що рейтингові системи є сучасним інструментом вивчення й аналізу різних систем, ситуацій, зокрема оцінки стану та розвитку, розширення методів використання результатів та прийняття управлінських рішень.

Запропонований метод набуває ролі з'єднувальної ланки між умовами реального процесу ІС ППВ та оптимальною системою класифікації витрат.

Аналіз табл. 1 дає можливість виділити групи класифікаційних ознак, які можуть бути основою для класифікування витрат на якість процесів ІС ППВ. Виділені групи показані у табл. 2.

Таблиця 1 – Ознаки класифікації, що використовуються у світових та національних системах класифікації витрат на якість

<b>Система класифікації витрат на якість</b>	<b>Найменування ознак класифікації</b>
Система за Шухартом-Демінгом [5]	витрати на планування; витрати на облік; витрати на аналіз; витрати на аудит, контроль
Система за А. Фейгенбаумом [6]	витрати на попередження; витрати на оцінку рівня якості; втрати від браку
Система за Т.М. Полховською [7, 8]	витрати на рівні керування; на стратегічному рівні; на тактичному рівні; на оперативному рівні.
Система за стандартом BS 6143:1992 та Ф. Кросбі [9, 10]	витрати на відповідність; витрати як наслідок невідповідності.
Система за Дж. Джураном [11]	витрати на забезпечення якості (корисні витрати; збитки); витрати на вдосконалення якості
Система за Мацутою В.Д. [12]	витрати на основні процеси; витрати на забезпечуючі процеси; витрати на керуючі процеси.
Система за Герасімовим, Лавренченко [13]	витрати, що відносяться до зовнішніх користувачів; витрати, що відносяться до внутрішніх користувачів
Система за Wikipedia[14]	витрати прямі та непрямі ; витрати постійні та змінні
	витрати на якість продукції; витрати на якість діяльності; на якість фірми
За К.М. Рахліним та Л.Е. Скрипко [15]	витрати на покращення якості, на забезпечення якості та на управління якістю; витрати поточні (постійні) та одноразові; витрати виробничі, невиробничі; витрати прямі, непрямі; витрати, що піддаються прямому обліку, не піддаються прямому обліку та витрати, що не доцільно враховувати; витрати на якість при розробці продукції, при виготовленні та при експлуатації; витрати планові та фактичні; витрати по підприємству, по виробництву, по видах продукції; витрати на продукцію, процеси або послуги; витрати при оперативному, бухгалтерському та цільовому обліку
	АВС-метод [16]

Таблиця 2 – Групи класифікаційних ознак витрат на якість процесів підприємства

<b>Група ознак</b>	<b>Найменування ознак класифікації</b>
По відношенню до обліку і аудиту витрат	витрати на планування; витрати на облік; витрати на аналіз; витрати на аудит, контроль.
По відношенню до дефектів	витрати на попередження; витрати на оцінку рівня якості; втрати від браку
За ієрархією рівнів керування	витрати на рівні керування; на стратегічному рівні; на тактичному рівні; на оперативному рівні.
По відношенню до відповідності	витрати на відповідність; витрати як наслідок невідповідності.
За рівнями процесів	витрати на основні процеси; витрати на забезпечуючі процеси; витрати на керуючі процеси.
По відношенню до користувачів	витрати, що відносяться до зовнішніх користувачів; витрати, що відносяться до внутрішніх користувачів
За характером відношення до калькуляційного об'єкту	прямі та непрямі ; постійні та змінні
В залежності від рівня ієрархії	витрати на якість продукції; на якість діяльності; на якість фірми
За цільовим призначенням	на забезпечення якості та на управління якістю
За економічним характером	поточні (постійні) та одноразові
За видом витрат	виробничі, невиробничі витрати
За об'єктами формування	витрати на продукцію, процеси або послуги
За видами обліку	витрати при оперативному, бухгалтерському, цільовому обліку
За характером структурування	витрати по підприємству, по виробництву, по видах продукції
За способом обліку	планові та фактичні витрати
За стадіями життєвого циклу продукції	витрати на якість при розробці, виготовленні та експлуатації продукції
За можливістю обліку	витрати, що піддаються прямому обліку, не піддаються прямому обліку та витрати, що не доцільно враховувати
За методом визначення	прямі, непрямі витрати
За функціями	витрати на проектування, на закупівлю, на виробництво та ін.

Процедура розробки класифікації складається з двох основних етапів: на першому етапі проводиться вибір оптимальної множини найменувань ознак  $X$ , на другому – множини числових значень  $x$  кожної ознаки.

Проведення експертизи ставить на меті визначення результируючих оцінок по кожній досліджуваній ознаці й об'єднання ознак за цими оцінками представляє собою процес, що складається з етапів, які показані на рис. 1.

Чисельність експертної групи розраховують за формулою [17]:

$$n = \frac{0,04d^2}{\Delta q^2 (1 - \bar{\gamma})}, \quad (1)$$

де  $d$  - розмах шкали вимірювань;

$\bar{\gamma}$  - припустиме значення довірчої вірогідності, з якою визначено значення колективної експертної оцінки. Зазвичай приймають рівень значущості  $\alpha=0,05$  й тоді довірна вірогідність  $\bar{\gamma} = (1 - \alpha) = 0,95$ ,

$\Delta q$  - припустиме значення абсолютної похибки ( $\Delta q$ ) колективної експертної оцінки. Для подальших розрахунків рекомендовано приймати  $\Delta q = (6 \text{ àà} 7)$ .

Оскільки експерти здійснюють рангове оцінювання обмеженого переліку ознак класифікації, то позначають найменш значущу рангом  $R = 1$ , а найважливішу ознаку – рангом  $R = n$ . Сума рангів ознак класифікації постійна і дорівнює

$$\sum_{i=1}^n R_i = \frac{1}{2} n(n+1). \quad (2)$$

Бланк опитування експерта включає перелік груп ознак, які наведені в таблиці 2, та рангові оцінки.

Обробка даних експертного опитування полягає у визначенні узгодженості думок експертів і підрахунку зведених характеристик опитування щодо кожного показника. Порядок обробки даних такий.

Розрахунок коефіцієнта узгодженості думок експертів.

Визначення статистичної значущості узгодженості думок експертів.

Оцінкою коефіцієнта узгодженості думок експертів є коефіцієнт конкордації Кендела:

$$W = \frac{12 \sum_{i=1}^n (S_i - \bar{S})^2}{m^2 (n^3 - n) - m \sum_{j=1}^m T_j}, \quad (3)$$

де  $m$  – кількість експертів;  $S_i$  – сума рангових оцінок експертів згідно з кожною ознакою класифікації;  $\bar{S}$  – середня сума рангів усіх ознак;  $T_j$  – показник однаковості.

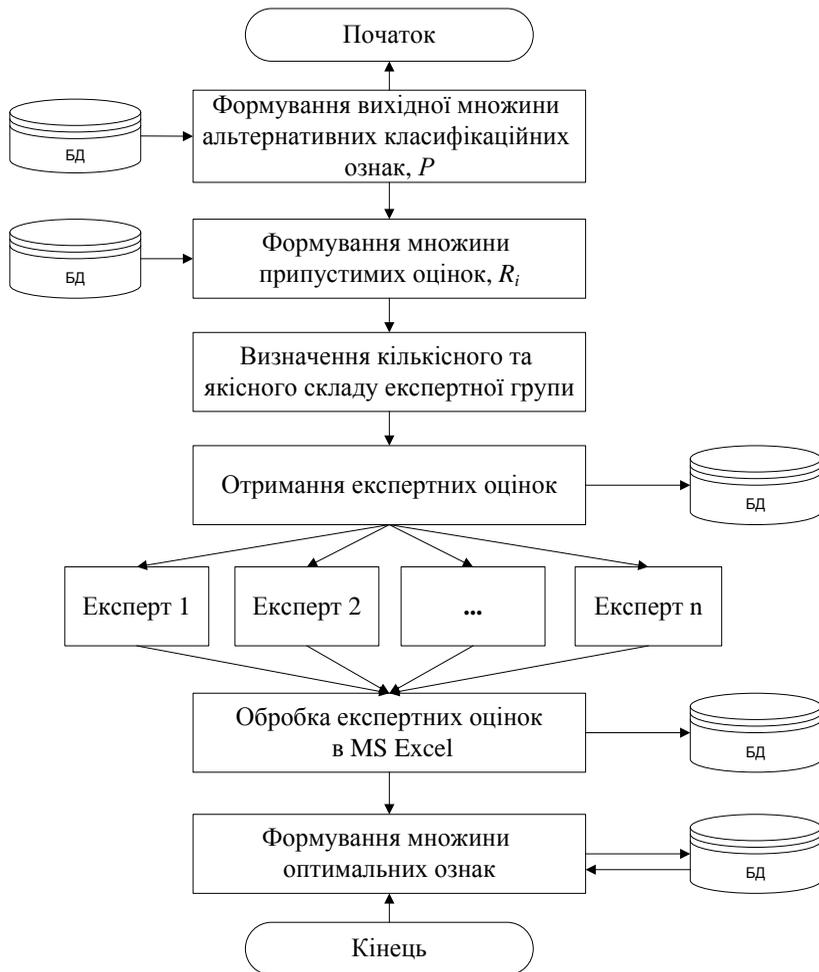


Рисунок 1 – Алгоритм проведення методу ранжування при визначенні класифікаційних ознак витрат на якість процесів ІС ППВ

Коефіцієнт конкордації Кендела набуває значень в інтервалі  $0 \leq W \leq 1$ .

Сума рангових оцінок експертів згідно з кожною ознакою класифікації

$$S_i = \sum_{j=1}^m R_{ij} \quad (4)$$

Середня сума рангів усіх ознак класифікації

$$\bar{S} = \frac{1}{n} \sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n R_{ij} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n S_i = \frac{1}{2} m(n+1). \quad (5)$$

Показник однаковості

$$T_j = \sum_{j=1}^u (t_j^3 - t_j), \quad (6)$$

де  $t_j$  – кількість оцінок з однаковим рангом  $j$ -го експерта;  $u$  – кількість груп рангів з однаковими оцінками  $j$ -го експерта.

Узгодженість думок експертів вважають прийнятною, якщо значення коефіцієнта конкордації  $W \geq 0,6$ . Значущість коефіцієнта конкордації  $W$  оцінюють за критерієм  $\chi^2$ :

$$\chi^2 = Wm(n-1). \quad (7)$$

Коефіцієнт конкордації  $W$  – статистично значущий, якщо

$$\chi^2 > \chi_{(1-\alpha)f}^2, \quad (8)$$

де  $f$  – число ступенів вільності,  $f = (n-1)$ ;  $\alpha$  – рівень значущості.

Коефіцієнт вагомості кожної ознаки класифікації

$$g_i = 2 \frac{mn - S_i}{mn(n-1)}. \quad (9)$$

Істотно значущими вважають ознаки класифікації, для яких є правильною нерівність  $g_i > 1/n$ . Саме ці ознаки є визначальними [17].

Підвищення узгодженості думок експертів при  $W < 0,6$  досягають за рахунок проведення повторних турів опитування експертів або шляхом усунування експертів, думки яких не узгоджуються з думками інших експертів.

Усувають тих експертів, результати оцінки якості яких різко відрізняються від оцінок інших експертів, або шляхом перегляду результатів таблиці експертного опитування, або з використанням інших методик, наприклад, за умови підрахунку коефіцієнтів рангової кореляції Спірмена між оцінками окремих експертів  $R_{ij}$  і середніми оцінками інших експертів  $\bar{R}_{(i)}$ .

Коефіцієнт рангової кореляції

$$r_j = 1 - \frac{6 \sum_{i=1}^n (R_{ij} - \bar{R}_{(i)})^2}{n(n^2 - 1)}. \quad (10)$$

При  $r_j \leq 0,5$  можна вважати, що оцінки даного експерта не корелюють із загальними оцінками і такого експерта усувають.

Узгодженість думок експертів з окремих показників оцінюють за коефіцієнтом варіації

$$C_{Ri} = \frac{\sigma_{Ri}}{\bar{R}_i}, \quad i = \overline{1, n}, \quad (11)$$

де  $\sigma_{Ri}$  – середнє квадратичне відхилення рангових оцінок  $i$ -го показника;  
 $\bar{R}_i$  – середня рангова оцінка  $i$ -го показника.

Середнє квадратичне відхилення рангових оцінок експертів для даного показника

$$\sigma_{Ri} = \sqrt{\frac{1}{m-1} \sum_{i=1}^n (R_{ij} - \bar{R}_i)^2}. \quad (12)$$

Чим менше значення коефіцієнта варіації  $C_{Ri}$ , тим вища узгодженість думок експертів щодо окремих показників.

На основі проведених досліджень з опитування восьми експертів за розробленою методикою пропонується класифікація витрат, фрагмент якої представлено на рис. 2.

У розробленій класифікації запропоновано усі витрати розділити на дві групи:

- 1) витрати на забезпечення якості процесів ІС ІПВ (операційні, на контроль, на виправлення помилок);
- 2) витрати на забезпечення процесу управління якістю процесів ІС ІПВ.

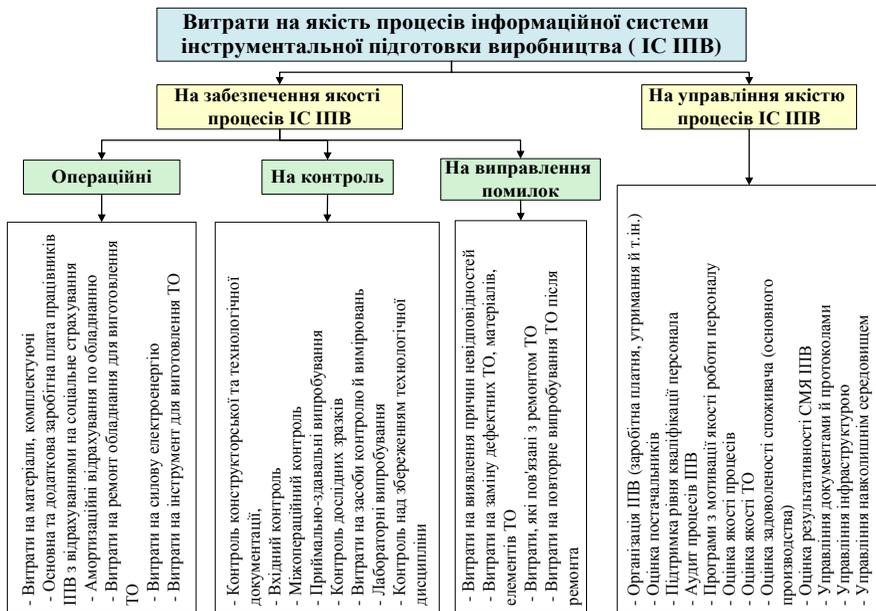


Рисунок 2– Фрагмент класифікації витрат на якість процесів ПІВ

## Висновки.

На основі виконаної роботи можна зробити наступні висновки:

1) в наш час управління витратами на якість є актуальним питанням, про що говорить достатня кількість праць [2 – 15]. Але ці питання не торкаються управління витратами на якість процесів ІС ІПВ. Тому в роботі запропоновані вимоги до розроблення та принципи формування класифікації витрат на якість ІС ІПВ, які враховують специфіку протікання процесів ІС ІПВ.

2) одним з методів формування класифікації витрат на якість процесів ІС ІПВ є експертний метод ранжування, який є сучасним інструментом вивчення й аналізу систем та є дуже ефективним при перекладі метричної форми показників в неметричну

3) запропонована методика розробки класифікації витрат на якість процесів ІС ІПВ може бути використана для раціоналізації діяльності з ПІВ різних машинобудівних підприємств.

4) розроблена класифікація витрат на якість враховує вимоги до неї та дозволяє підвищити ефективність функціонування раніше запропонованої авторами типової ІС ІПВ.

**Список використаних джерел.** **1.** Новицкий, Н.И. Организация производства на предприятиях. Учебно-методическое пособие. / Н.И. Новицкий. – М.: Финансы и статистика, 2001. – 392 с.: ил. **2.** Степанов, С. А. Системы менеджмента качества/ С. А. Степанов, А. Ю. Щербаков, В. В.Ященко – СПб.: Изд-во СПбГЭТУ «ЛЭТИ», 2003. – 64 с. **3.** Хазанова, Л.Э. Планирование работы производственной системы в условиях неопределенности // Конструкторско-технологическая информатика: Труды конгресса. – М: МГТУ «Станкин», 1996. – С. 146 – 147. **4.** Кібукевич І.В. Розробка інформаційної системи управління інструментальною підготовкою виробництва машинобудівного підприємства. / І.В. Кібукевич, Ю.О. Погоржельська // Сучасні технології у промисловому виробництві [Текст]: матеріали науково-технічної конференції викладачів, співробітників, аспірантів і студентів фак-ту технічних систем та енергоефективних технологій, м. Суми, 23-26 квітня 2013 р.: у 2-х ч. Ч.1 / Ред.кол.: О.Г. Гусак, В.Г. Євтухов. — Суми : СумДУ, 2013. – 199 с. – с.72. **5.** Деминг, В.Э. Выход из кризиса. / В.Э.Деминг. – Тверь, 1994. **6.** Watson, G. H. Feigenbaum's Enduring Influence // Quality Progress. – 2005. – Nov. – P. 52. **7.** Полховская, Т.М. Теория и практика перехода к менеджменту качества по стандартам ИСО 9000:2000 // Стандарты и качество. 2004. № 7. С. 35–36. **8.** Полховская, Т.М. Роль документации при создании эффективной системы менеджмента организации // Стандарты и качество. 2004. – № 6. – С. 66. **9.** Бородкин, Н.П. Британский стандарт BS 6143: 1992"Экономика качества". Ч.1. Модель затрат на процесс / Перев. Н.П. Бородкина – НТК "Трек", 1997. **10.** Кокинс, Г. Учебник по методологии функционального учета затрат. Activity based costing / Г. Кокинс, А. Страттон, Д. Хелблинг. – М.: ВИПАнатех, 2000. **11.** Зорин, Ю.В. Системы качества и управление процессами. / Ю.В. Зорин, В.Т. Ярыгин – Самара: СПИ, 1997. – 2004 с. **12.** Доповідь «Менеджмент бізнес-процесов на основе МС ИСО 9000:2000». **13.** Лавренченко, Н.И. Экономика-математические методы управления затратами на качество / Н.И. Лавренченко, Б.И. Герасимов; под науч. ред. д-ра экон. наук, проф. Б.И.Герасимова. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2005., 112 с. **14.** Затраты [Электронный ресурс] / Режим доступа: <http://ru.wikipedia.org/wiki/Затраты>. **15.** Рахлин, К.М. Методология классификации затрат на качество // К.М. Рахлин, Л.Е. Скрипко – Стандарты и качество. 1997. № 3. С. 49-52. **16.** Гиссин, В.И. Управление качеством продукции: Учеб. пособие. / В.И. Гиссин – Ростов н/Д: Феникс, 2000. **17.** Азгальдов, Г.Г. Теория и практика оценки качества товаров. Основы квалиметрии. / Г. Г. Азгальдов – М.: Экономика, 1982. – 256 с.

*Надійшла до редколегії 03.07.2013*

УДК 621.952.01:536.721.08:621.362.1:620.168

В.А. Залога, д-р техн. наук, Д.В. Криворучко, д-р техн. наук,  
В.А. Колесник, А.А. Нешта, И.О. Осадчий, Сумы, Украина

## **ИЗМЕРЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ СВЕРЛЕНИИ ВОЛОКНИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*Висвітлений у статті огляд останніх досягнень в галузі вимірювання температури при різанні волокнистих полімерних композиційних матеріалів дозволив виявити недоліки існуючих методик, які пов'язані з неможливістю отримання даних про температуру різання на головній різальній кромці, необхідністю виготовлення технологічних отворів і складністю фокусування на закритих, постійно оновлюваних, поверхнях. У роботі представлений новий спосіб вимірювання температури при свердлінні волокнистих полімерних композиційних матеріалів, який дозволяє одночасно встановити значення температури в декількох точках на головній різальній кромці.*

*Представленный в статье обзор последних достижений в области измерения температуры при резании волокнистых полимерных композиционных материалов позволил выявить недостатки существующих методик, связанные с невозможностью получения данных о температуре резания на главной режущей кромке, необходимостью изготовления технологических отверстий и сложностью фокусировки на закрытых, постоянно обновляемых, поверхностях. В работе представлен новый способ измерения температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов, который позволяет одновременно установить значение температуры в нескольких точках на главной режущей кромке.*

*In this article the review of recent advances in the temperature measurements in cutting fibre reinforced polymer was revealed. The disadvantages of existing methods associated with the inability to obtaining of cutting temperature on the cutting edge, the need for making predrilled holes and complexity focus on closed, continuously updated surfaces was revealed. This paper presents a new approach to measure temperature in drilling fibre reinforced polymer which simultaneously is able to measure temperature at several points on the main cutting edge.*

В последнее десятилетие композиционные материалы уверенно отвоевывают во многих отраслях промышленности лидирующие позиции у таких традиционных конструкционных материалов как стали, алюминиевые и титановые сплавы [1]. Особенно это заметно в авиа- и автомобилестроении, энергетике и других отраслях. Возможность придания изделиям из волокнистых полимерных композиционных материалов (ВПКМ) требуемой формы существенно снижает необходимость в таких механических операциях как фрезерование и точение. В то же время существует потребность в соединении деталей из ВПКМ с другими деталями. В этих условиях наиболее распространенными являются операции по изготовлению

отверстий: сверление, рассверливание, развертывание, зенкерование. Механическая обработка ВПКМ, в частности сверление, сопряжено со значительными трудностями ввиду многокомпонентности обрабатываемого материала. Существенные проблемы связаны с обеспечением качества и точности обработанной поверхности. Снижение качества и точности отверстий в ВПКМ сопряжено с наличием таких дефектов как расслаивание, вытягивание волокон, не срезание волокон, распушивание и термическая деструкция. Последняя, существенно снижает эксплуатационные характеристики отверстия за счет формирования в процессе резания концентраторов напряжений, особенно в местах деструкции связующего вещества. На сегодня вопросы, связанные с физикой термических деструкционных процессов при сверлении ВПКМ, еще недостаточно изучены и требуют дальнейшего исследования, что является для указанных отраслей очень актуальной задачей.

Температура, возникающая при резании ВПКМ, определяет не только износ инструмента, но и качество обработанной поверхности. Наиболее достоверные данные о температуре резания возможно получить экспериментальным путем. И если в настоящее время имеется достаточно большое количество исследований, посвященных изучению термических процессов, происходящих в системе резания при механической обработке металлов, то тепловые процессы при резании ВПКМ еще плохо изучены, что обусловлено: специфическими условиями деформирования и разрушения срезаемого слоя; сложностью измерения температуры в ВПКМ в силу закрытости зоны резания; непрерывностью изменения положения режущей кромки; неоднородностью ВПКМ, а также наличием в них не токопроводящих элементов.

В настоящее время создание методики для измерения температуры в зоне резания при обработке ВПКМ преимущественно сводится к адаптации уже существующих подходов, используемых для исследования температуры резания при обработке металлов. К наиболее распространенным относится метод термопары, основывающийся на эффекте Зеебека, который может быть реализован несколькими путями. Выделяют [2] методы: естественной, искусственной и полуискусственной термопар. Метод естественной термопары основан на том, что контактирующие тела используются в качестве термоэлектродов, а их контактная связь — в качестве одного из спаев цепи термопары. По термо-ЭДС, возникающей в цепи при контакте двух разнородных металлов, оценивают температуру на поверхности контакта.

Сущность метода искусственной термопары заключается в измерении температурного поля инструмента или заготовки при помощи двух спаянных и изолированных термоэлектродов из разнородных материалов, размещенных в технологическом отверстии в теле инструмента или заготовки на удалении места спая на 0,2 - 0,5 мм от зоны резания. Измерение температуры происходит при

помощи гальванометра, фиксирующего электродвижущую силу (ЭДС) возникающую в проводниках при движении электронов от места спая к их противоположным краям.

Механизм измерения температуры резания полусинтетической термопарой, в свою очередь, заключается в измерении разницы потенциалов между двумя проводниками, одним из которых является инструментальный или обрабатываемый материал. Например, Agariou J. S., Stephenson D. A [3] предложили такой способ измерения температуры при сверлении чугуна, согласно которому температура измеряется на нагретом стыке между сверлом и тонкой изолированной медной проволокой, размещенной в предварительно просверленном отверстии и залитой для изоляции этого термоэлектрода от заготовки эпоксидной смолой. Вместе с тем, применение этого способа в случае сверления ВПКМ ограничивается невозможностью сверления технологических отверстий большой глубины и малого диаметра, даже путем электроэрозионной обработки, т.е. этот метод для измерения температуры резания при обработке ВПКМ в традиционной постановке может являться малоэффективным.

Традиционно применяемый при обработке металлов способ естественной термопары, состоящей из двух электродов «инструмент–заготовка», основывающийся на измерении термо - ЭДС между местом контакта материалов реза и заготовки (зона резания) и токоотводящими элементами, также не может быть применен при резании ВПКМ в силу их анизотропности и, как правило, низкой электропроводности [4].

В последние годы широкое распространение получил способ измерения температуры пирометрами путем регистрации инфракрасного излучения нагретой поверхности. Основной особенностью данного метода является бесконтактная передача информации, что позволяет избежать шумов и наводок, свойственных термоэлектрическому методу измерения. Теоретической основой этого метода являются зависимость Планка и закон Вина, смысл которых сводится к установлению зависимости между температурой, длиной волны и энергетической светимостью [5]. Cong W. L., Xiaotian Z. и др., в своей работе [6] выполнили экспериментальное сравнение этого способа с применением оптоволоконна для получения инфракрасного излучения непосредственно из зоны резания со способом измерения температуры методом искусственной термопары при сверлении ВПКМ. Измерение температуры проводилось в диапазоне от 0 до 150°C. С увеличением температуры разница в показаниях пирометра и искусственной термопары росла от 10% при 60°C до 30% при 150°C, более высокая температура была зафиксирована оптоволоконным датчиком. Аналогичные результаты получил Valavan U. [7] при измерении температуры резания с помощью оптического пирометра в процессе концевой фрезерования углепластика. Несмотря на приемлемую точность, эти способы не могут быть применены для измерения температуры в области главных режущих кромок при

сверлении ВПКМ, поскольку эта зона постоянно обновляется и закрыта от внешнего наблюдения. Точность пиromетров существенно снижается при измерении температур ниже 300°C, которые характерны при резании ВПКМ [8].

Таким образом, практически ни один из известных способов измерения температуры резания не позволяет получить данные о температуре резания на главных режущих кромках сверла при сверлении ВПКМ. Поэтому целью настоящей работы является разработка такого способа и оценки его возможностей.

Идея предлагаемого способа измерения температуры в ВПКМ основывается на применении полуискусственной термопары. Суть нового способа заключается в закладке токопроводящих элементов (термоэлектродов) еще на этапе формовки исследуемого образца. Это позволяет обеспечить наиболее тесный контакт с компонентами ВПКМ, исключает необходимость создания технологического отверстия в образце, и, как следствие, повышает точность измерения температуры. При сверлении нагретая режущая кромка сверла контактирует с термоэлектродом, срезая его. В этот момент имеет место горячий спай, в котором возникает термо-ЭДС. Именно она и регистрируется с помощью ЭВМ. Температура спаия определяет температуру на режущей кромке инструмента и термоэлектроде. В силу того, что термоэлектрод находится внутри ВПКМ, то его температура также очень близка к температуре обрабатываемого материала.

В качестве материала термоэлектродов предлагается использовать нихромовую проволоку, так как она обладает высоким коэффициентом термо - ЭДС [5]. Диаметр проволоки должен быть достаточно малым, чтобы теплота, выделяемая при ее срезании, не вносила существенного вклада в повышении температуры в данной точке режущей кромки. С другой стороны, слишком тонкая проволока усложняет размещение электрода в заданном месте и формовку образцов, а также деформирование при ее срезании. Методом проб и ошибок была выбрана проволока диаметром 0.3 мм.

Закладка одновременно нескольких термоэлектродов создает возможность регистрации температуры одновременно в нескольких точках режущей кромки и даже на ленточках при их трении с вновь образованной поверхностью отверстия.

Таким образом, для измерения температуры резания на режущих кромках сверла при сверлении ВПКМ предлагается следующая методика:

1. Изготавливают образец с заданной структурой (волокно и наполнитель) и требуемой схемой армирования, в котором в месте сверления отверстия размещены электроды из нихромовой проволоки Ø 0,3 мм в осевом и радиальном направлениях. Количество и размещение электродов выбирается, исходя из цели конкретного исследования;

2. Выполняют тарирование термопары «исследуемая марка твердого сплава - нихромовая проволока» и определяют зависимость температуры от термо-ЭДС в нагретом стыке двух металлов;

3. Выполняют сверление в заданном месте образца, регистрируя термо-ЭДС быстродействующим регистратором, в качестве которого можно использовать ЭВМ с АЦП. С целью исключения помех частота регистрации должна быть такой, чтобы за время срезания электрода было зарегистрировано не менее 10 точек;

4. По полученным данным о термо-ЭДС рассчитать температуру в каждой контрольной точке режущей кромки сверла.

Измерение температуры производилось по схеме, представленной на рис.1. Заготовка 1 обрабатывалась сверлом 2, с которого сигнал термо – ЭДС передавался на внутреннее кольцо подшипника 3, а далее через шарики и графитовую смазку – на его наружное кольцо, с которого поступал непосредственно на устройство сбора данных 5. При обработке сверло 2 срезает одновременно несколько вертикально вложенных в ВПКМ проволочных термоэлектродов 4, что позволяет зарегистрировать термо - ЭДС вдоль режущей кромки сверла.

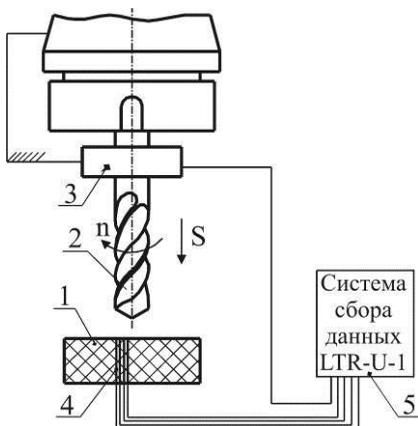


Рисунок 1 Схема реализации способа измерения температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов

В эксперименте выполнялось сверление образцов ВПКМ, состоящих из однонаправленных углеродных волокон, пропитанных эпоксидным связующим ЭД-20. Образцы в виде цилиндра  $\varnothing 20$  и высотой 7 мм были сформованы техникой послойной укладки. На этапе формовки в образцы было введено четыре нихромовых проволоки  $\varnothing 0,3$ мм, таким образом, чтобы измерить температуру резания в четырех местах главной режущей кромки сверла. Сверление ВПКМ выполнялась на фрезерном станке 6Р12 твердосплавным

сверлом с нормальной заточкой GUNRING K/P Ø10 мм с частотой вращения шпинделя  $n=1000$  об/мин; осевой подачей сверла  $S=0,1$  мм/об.

Для определения величины температуры, соответствующей величине измеренной термо-ЭДС, выполнялось тарирование термопары «твердый сплав-нихром». Для этого была реализована установка (рис. 2). Локальный нагрев инструмента 5 в месте горячего спая 4 производился в погружной печи 3. Охлаждение холодного спая 1 было реализовано при помощи резервуара с охлаждающей жидкостью 2. В процессе нагрева и охлаждения проводился активный контроль температуры при помощи контрольной термопары, размещенной непосредственно в зоне нагрева. Термо – ЭДС тарируемой термопары измерялась системой сбора данных LTR-U-1. Обработка данных осуществлялась с помощью программы Power Graph 3.3 на персональном компьютере (ПК). Опыты повторялись три раза.

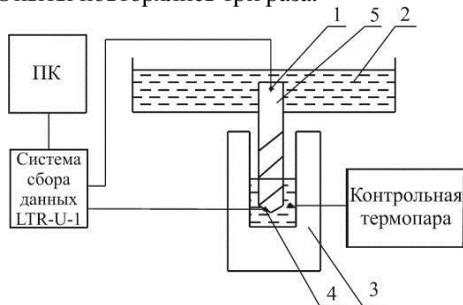


Рисунок 2 Схема установки для тарирования термопары «твердый сплав-нихром»

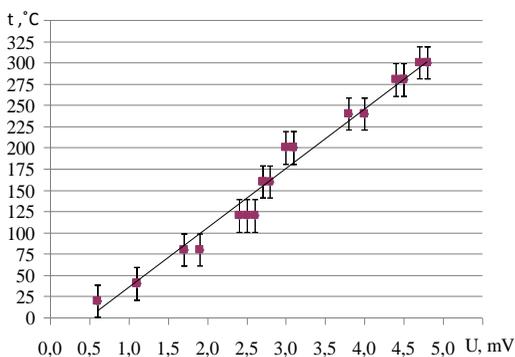


Рисунок 3 Зависимость температуры от величины термо - ЭДС в контакте нихром – твердый сплав

По полученным данным (рис. 3) была определена тарировочная характеристика

$$t = 70 \cdot U - 34, \quad (1)$$

где  $t$  – температура в зоне резания, °C;  $U$  – термо – ЭДС, mV.

Доверительный интервал составил 4°C. Уравнение (1) удовлетворяет критерию адекватности Фишера.

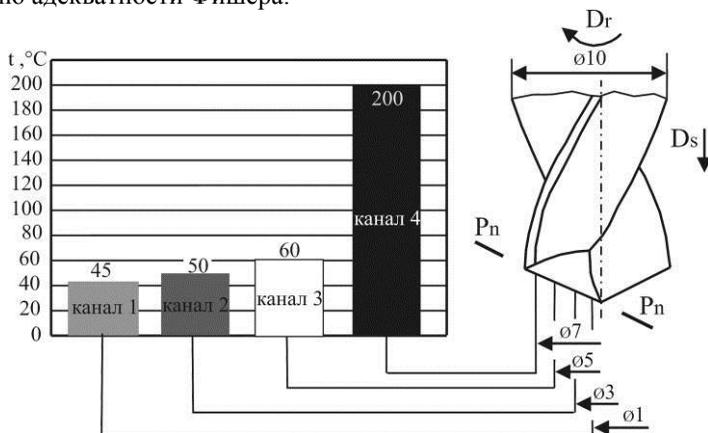


Рисунок 4 Температура резания в различных точках главной режущей кромки сверла

Полученные данные поискового эксперимента по сверлению (рис. 4) показывают, что при заданных условиях температура резания вдоль главной режущей кромки изменяется в пределах от 45 до 200 °C, с увеличением радиуса расположения на кромке контрольных точек и, соответственно, возрастанию скорости резания в них. В то же время наблюдалась существенная неравномерность распределения температуры вдоль режущей кромки: чем больше удалена точка на режущей кромке от оси сверла, тем более интенсивно возрастает температура резания. Так если разница между температурами резания в двух наиболее приближенных к оси точкам составляет 5 °C, то разница между температурами резания в двух наиболее удаленных от оси точках, находящихся на таком же расстоянии друг от друга, составляет 140 °C. Учитывая, что расположение электродов и, соответственно, контрольных точек было практически равномерным, причиной такой неравномерности может служить неоднородность свойств образца, вызванная, например, неравномерностью распределения углеволокна в образце. Дополнительный вклад в существенную разницу температур может вносить также и теплота, поступающая в инструмент из-за

трения ленточек с обработанной поверхностью. Очевидно, что изучение этих явлений должно быть темой дальнейших исследований.

### **Выводы.**

Ни один из известных способов измерения температуры, в настоящее время, не позволяет определить температуру резания на главных режущих кромках сверла при сверлении ВПКМ по причине их малой электропроводности, закрытости зоны резания, постоянного ее обновления в процессе обработки. В работе предложен способ и описана методика измерения температуры резания на главных режущих кромках сверла при сверлении ВПКМ методом полусинтетической термопары. Термопара образуется между сверлом и заранее введенными на этапе изготовления образцов нихромовыми проволоками - термоэлектродами. Проведенный поисковый эксперимент показал возможность практической реализации способа. Результаты этого эксперимента показывают, что в заданных условиях температура резания возрастает вдоль режущей кромки при удалении от оси сверла в пределах от 45 °С до 200 °С и это возрастание неравномерно. Последующие исследования с помощью представленного способа позволят изучить это явление более детально.

Работа выполнена на кафедре технологии машиностроения, станков и инструментов Сумского государственного университета в рамках госбюджетной темы МОН Украины: «Исследование обработки отверстий в композиционных материалах и смешанных пакетах на основе имитационного моделирования рабочих процессов» (ДР №0112U001377).

**Список использованных источников:** 1. *Martin R., Evans D.* Reducing cost in aircrafts: The metals affordability initiative consortium//Journal of operations management. – 2000. Т. 52. С. 24- 28. 2. Основи теорії різання матеріалів/М. П. Мазур, Ю. М. Внуков, В. Л. Доброскок і ін. –Львів: Новий світ – 2000, 2010. – 422 с. 3. *Agapiou J.S., Stephenson D.A.* Analytical and experimental studies of drill temperatures// Journal of Manufacturing Science and Engineering. – 1994. – Вып. 1. – Т. 116. – С. 54- 60. 4. Пат. 104710 Российская Федерация, МПК51 G01K13/00 Устройство для измерения температуры в зоне резания при точении методом естественной термопары [Текст] /Федонин О. Н., Петрашев С. Н., Аверкина Н. Е.; заявитель и патентообладатель Гос. образ. учрежд. высш. проф. образ. "Брянск. гос. техн. ун-т". – № 2010154243/28; заявл. 29.12.10; опубл. 20.05.11; Бюл. № 14 – 4 с.: ил. 5. *Геращенко О.А., Федоров В.Г.* Тепловые и температурные измерения. – К.: Наукова думка, 1965. - 304 с. 6. *Cong W.L., Xiatian Z., Deines T.W.* и др. Rotary ultrasonic machining of carbon fiber reinforced plastic composites: An experimental study on cutting temperature// Journal of reinforced plastics and composites. – 2012. – Вып. 22. – Т. 31. – С. 1516- 1525. 7. *Valavan U.* Tool life prediction based on cutting forces and surface temperature in edge trimming of multidirectional CFRP composites: Дисс. master of science: 05.03.01. – Wichita, 2007. – 120 с. 8. *Campbell F.C.* Manufacturing Processes for Advanced Composites. – 1 изд. –: Elsevier Science, 2004. – 532 с.

*Поступила в редколлегию 01.07.2013*

УДК 621.923.9

О.Л. Кондратюк, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **СОЗДАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ ДЛЯ ШЛИФОВАНИЯ СЛОЖНОПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЛОПАТОК ТУРБИН НА ОСНОВЕ АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ ПРОЦЕССОМ**

*В роботі розглядається високотехнологічний метод шліфування складнопрофільних поверхонь великогабаритних лопаток парових турбін за пружною схемою за рахунок варіювання зусиллям подачі і швидкістю обертання шліфувального круга.*

*В работе рассматривается высокотехнологичный метод шлифования сложнопрофильных поверхностей крупногабаритных лопаток паровых турбин по упругой схеме за счет варьирования усилием подачи и скоростью вращения шлифовального круга.*

*We consider the high-tech method of grinding the surfaces of complex structure of large steam turbine blades from the elastic scheme by varying the feed force and the speed of the grinding wheel.*

Лопатка паровой турбины является самой ответственной и наиболее сложной деталью в современных турбинах. Совершенствование технологии изготовления лопаток, изыскание новых более совершенных методов их обработки, обеспечение норм точности изготовления пера лопаток, а также снижение шероховатости поверхностей являются весьма актуальными задачами как с точки зрения повышения надежности и экономичности турбин, так и с точки зрения снижения их себестоимости.

При изучении процесса шлифования исследователями было выдвинуто предположение о том, что фактором, определяющим эффективность процесса шлифования, является радиальное давление круга на изделие [1,2]. От величины радиального давления непосредственно зависят: наличие прижогов на шлифуемой поверхности; производительность, износ шлифовального круга [2].

По сравнению с обычным шлифованием по жесткой схеме шлифование с заданным радиальным давлением, по мнению Л. А. Глейзера, представляет собой достаточно устойчивый процесс, обладающий большей (меньшей) степенью детерминированности [2]. Шлифование по упругой схеме (рис.1) с заданной силой прижима  $F_y$  шлифовального круга к заготовке позволяет исключить влияние на температуру шлифования непостоянства припуска, нестабильности физико-механических свойств материала изделия и изменения режущей способности шлифовального круга за период его стойкости, что снижает опасность появления дефектов на шлифованной

поверхности [3]. Следует отметить, что использование упругого шлифования с управлением параметрами будет способствовать повышению степени детерминированности процесса на протяжении всего периода обработки.

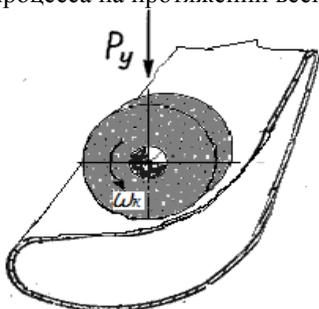


Рисунок 1 – Шлифование по упругой схеме

Шлифование по упругой схеме позволит наиболее полно проявить высокие режущие свойства алмазных кругов, так как глубина внедрения зерен в шлифуемое изделие определяется нормальной силой [4]. Постоянная нормальная сила прижима детали к кругу может быть реализована с помощью различных конструктивных решений, среди которых наиболее часто используются: создание постоянной силы с помощью пружины, использование рычажного механизма и путем применения гидравлического устройства [5].

Разработана мехатронная силовая головка, с адаптивной системой управления процессом шлифования, схема которой показана на рисунке 2.

На станине 1 неподвижно установлен электромагнитный линейный двигатель 2, якорь 3 которого жестко соединен с двигателем 4, сообщаемым главное (вращательное) движение шлифовальному кругу 5. Электродвигатель 4 с якорем 3 линейного двигателя установлены на каретке 6, которая под действием электромагнитной силы линейного двигателя перемещается по направляющим станины в направлении оси X. Каретка 6 присоединена к станине через пружину с жесткостью  $C$  и демпфером с коэффициентом демпфирования  $\lambda$ . Пружина необходима для удержания силовой головки в отведенном положении при выключенной подаче.

Необходимость применения демпфера обусловлена тем, что при подводе круга к детали происходит значительный разгон каретки, а это при врезании приведет к удару. Сила сопротивления демпфера пропорциональна скорости перемещения головки, что позволяет, выбрав значения  $\lambda$  и, как следствие, конструктивные параметры демпфера, обеспечить плавное врезание круга в заготовку.

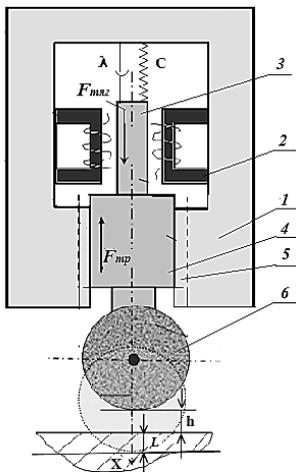


Рисунок 2 – Схема динамической системы силовой головки

Линейный электромагнитный двигатель и двигатель вращательного движения являются двигателями постоянного тока с бесступенчатым регулированием за счет изменения напряжения, подведенного на их якоря.

Поскольку обработка предполагает последовательное выполнение нескольких циклов врезания и отвода круга («ослабление  $F_{тяг}$  электромагнита») из зоны резания, то управление таким движением в функции координаты ( $X$ ) осуществить очень трудно. Предложен следующий алгоритм управления силовой головкой (рис.3).

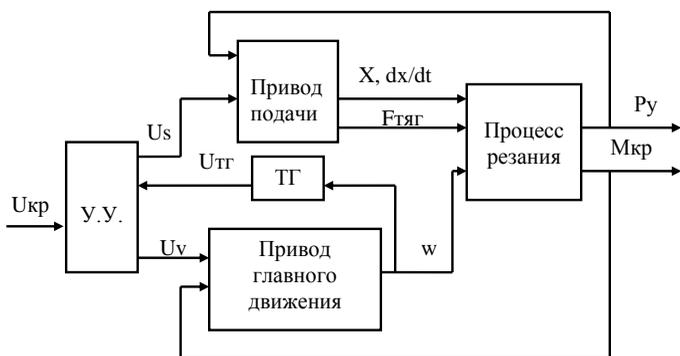


Рисунок 3 – Функциональная схема управления динамической системой силовой головки

В исходном положении головка отведена от детали на расстояние  $h$ . Оба электродвигателя выключены. После установки заготовки и её закрепления включается двигатель вращательного движения и с небольшой задержкой ??? – линейный двигатель. Шлифовальный круг проходит путь  $h$  и начинает врезаться в заготовку. С увеличением глубины врезания крутящий момент  $M_{кр}$  и радиальная составляющая  $P_y$  увеличиваются в результате сопротивления сил трения. Следовательно  $M_{кр}$ , так и  $P_y$  являются функциями глубины шлифования  $X$ .

Управление процессом шлифования следует вести по предельно допустимому значению  $M_{кр}$ . Однако измерение величины крутящего момента является сложной задачей. В то же время известно, что рост момента сопротивления ведет к падению угловой скорости двигателя, которая измеряется достаточно просто. Тем более что двигатели постоянного тока могут поставляться со встроенными тахогенераторами (ТГ), напряжение на выходе которого ( $U_{тг}$ ) пропорционально угловой скорости ротора двигателя. Таким образом, можно ограничить крутящий момент  $M_{кр}$  соответствующим напряжением на выходе тахогенератора  $U_{тг}$ .

”Входом” в привод подачи является напряжение  $U_s$ , подведенное на якорь линейного двигателя, которое преобразуется в  $F_{тяг}$  – усилие подачи. Выходными координатами привода подачи являются перемещения круга  $X$ , скорость этого перемещения  $dx/dt$  с усилием подачи  $F_{тяг}$ . Входной координатой привода главного движения является напряжение  $U_v$ , подаваемое на якорь двигателя. Выходной координатой является угловая скорость  $\omega$  ротора двигателя. Выходные координаты приводов преобразуются процессом сверления в радиальную силу резания  $P_y$  и крутящий момент  $M_{кр}$ . Эти выходные координаты процесса резания осуществляют обратные воздействия на приводы. Изменение момента резания ведет к изменению угловой скорости ротора, а изменение осевой силы резания ведет к изменению скорости  $dx/dt$  подачи.

Напряжение  $U_s$  и  $U_v$  задается в устройстве управления УУ, там же происходит сравнение напряжения на выходе тахогенератора  $U_{тг}$  с  $U_{кр}$ , которое также задано в УУ. При  $U_{тг} > U_{кр}$  привод подачи продолжает работать перемещая каретку в положительном направлении оси  $X$ : обработка продолжается. При падении  $U_{тг}$  ниже  $U_{кр}$  переключается полярность обмотки якоря линейного двигателя и происходит «отжатие» круга от обрабатываемой поверхности до восстановления заданных режимов. При моделировании работы технологической системы необходимо учесть полную логику работы привода.

#### ***Логика работы шлифовальной силовой головки.***

Силовая головка в поступательном движении подачи (см. рис.1) находится в равновесии под действием следующих сил:

$$F_{тяг} - P_y - F_{мп} - F_{нр} - F_{д} = F_{ин}, \quad (1)$$

где  $F_{нр}$  – сила упругости пружины,  $F_{тр}$  – сила трения,  $F_{д}$  – сила демпфирования,  $F_{ин}$  – силы инерции,  $P_y$  – составляющая сил резания на круге,  $F_{тяг}$  – электромагнитная сила линейного двигателя.

Определив все силы, подставив их в (1), получим:

$$m\ddot{x} = K_s \cdot U_s - mg\mu - CX - \lambda \frac{dx}{dt} \quad (2)$$

Описанная логика работы шлифовальной головки реализована блок-схемой моделирования в пакете “VisSim” приведена на рис. 4 и позволяет решить задачу выбора важных конструктивных параметров привода.

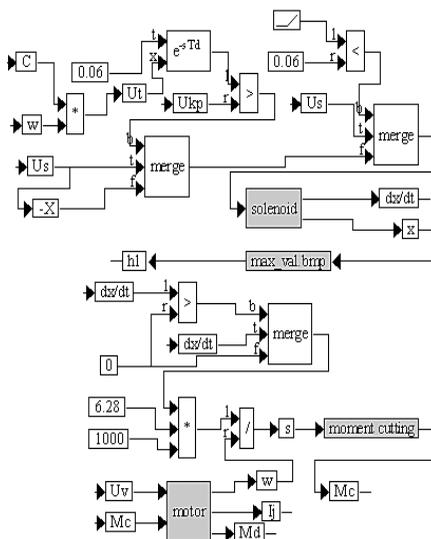


Рисунок 4 – Аналоговая модель работы силовой головки

Модель привода подачи объединена в “compound block” (составной блок) под названием solenoid, распечатка которого приведена на рис.5. В этом блоке, в свою очередь, находится блок “cutting force” (рис.6) (сила резания), моделирующий составляющую силу резания  $P_y$ .

Сила, развиваемая линейным двигателем  $F_{тяг}$ , не должна превышать критическую силу  $P_{укрит}$  резания.

В момент врезания, когда шлифовальный круг внедряется в обрабатываемый материал, составляющая сила  $P_y$  достигает максимального значения.

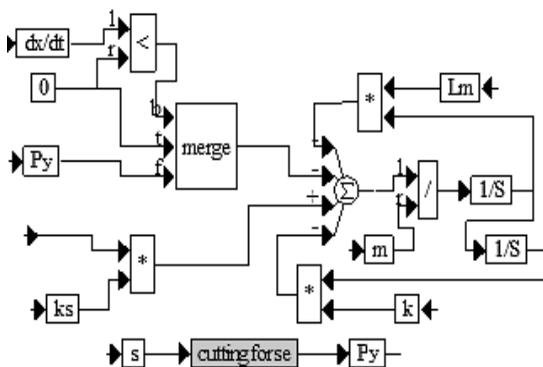


Рисунок 5 – Составной блок “solenoid”

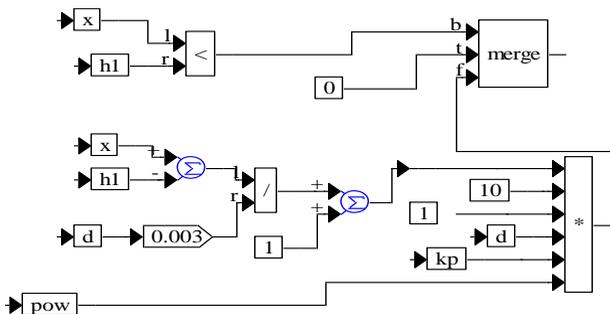


Рисунок 6 – Блок “cutting force”

Этот момент является наиболее опасным, что может привести к появлению «прижога».

Привод главного движения должен иметь бесступенчатое регулирование частоты вращения шлифовального круга. Выбираем двигатель постоянного тока с регулируемой величиной напряжения, подаваемого на якорь. Двигатель должен обеспечивать необходимую частоту вращения и крутящий момент. Частоту вращения круга выбираем по справочной литературе. Мощность двигателя выбираем по предельно допустимому моменту  $M_{кр}$ , развиваемому двигателем, и угловой скорости  $\omega$ .

Регулирование усилием подачи предполагается по частоте вращения двигателя, которая будет зависеть от нагрузки его моментом резания.

Математические модели двигателей постоянного тока имеют следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} L \cdot \frac{dI_{я}}{dt} + R \cdot I_{я} + E &= U; \\ I \cdot \frac{d\omega}{dt} &= M - M_c; \\ M &= C \cdot I_{я}; \\ E &= C \cdot \omega \end{aligned} \right\}, \quad (3)$$

где  $I_{я}$  – ток якорной цепи, А;  $E$  – противо-ЭДС, В;  $C$  – константа конструкции двигателя, Н·м/А;  $U$  – напряжение, подаваемое на якорь, В;  $M$  – момент, развиваемый двигателем, Н·м;  $M_c$  – момент сопротивления, приложенного к ротору двигателя (крутящий момент), Н·м;  $t$  – время, с.

Блок-схема аналоговой модели двигателя согласно (3) с выбранными исходными данными приведено на рис.7.

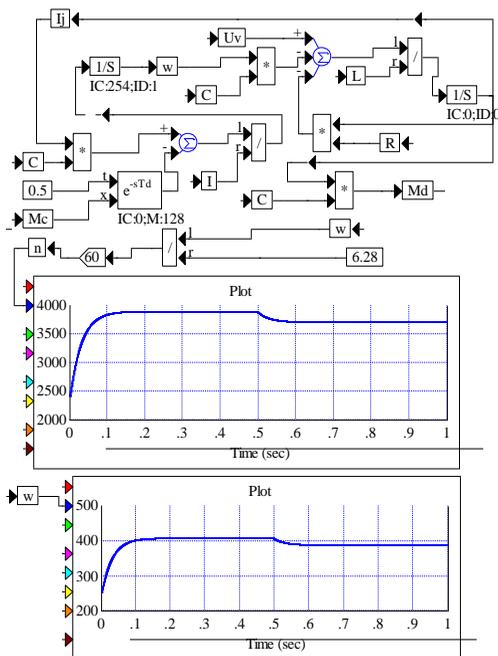


Рисунок 7 – Блок-схема аналоговой модели двигателя вращения

Напряжение  $U$  в блок-схеме обозначено  $U_v$ . В приведенной блок-схеме момент сопротивления  $M_c$  прикладывается к двигателю через  $0,5$  с, т.е. после разгона двигателя до холостых оборотов при  $M_c = 0$ . Внизу блок-схемы приведены графики изменения частоты вращения двигателя  $n$  и угловой скорости  $\omega$  в зависимости от времени  $t$ , с. На этих графиках видно, что примерно за  $0,15$ с двигатель разгоняется до оборотов холостого хода  $n_x$ , а после  $0,5$ с, когда к двигателю прикладывается момент сопротивления  $M_c$ ,  $n$  и  $\omega$  уменьшаются. Значения  $n_x$  и  $\omega_0$  (угловая скорость холостого хода) с высокой точностью могут считываться с графиков обеспечивающего пакета “*VisSim*”.

Согласно функциональной схеме (рис. 2), угловая скорость  $\omega$  двигателя главного движения измеряется тахогенератором (ТГ). Напряжение  $U_t$  на выходе (ТГ) прямопропорционально  $\omega$ :

$$U_t = C \cdot \omega, \quad (4)$$

где  $C$  – константа, отражающая конструкцию двигателя;  $U_t$  – напряжение, характеризующее угловую скорость двигателя, которая сравнивается в устройстве управления (УУ) головки. Критическое напряжение определяется предельным падением угловой скорости двигателя в связи с возможным моментом сопротивления (моментом резания). Устройство (УУ) сравнивает  $U_t$  и  $U_{кр}$  и, если  $U_t > U_{кр}$ , ЛЭМД включается на подачу. Из этого следует, что на двигатель подается напряжение  $U_s$ . Если  $U_t < U_{кр}$  (команда на отвод), то на двигатель подачи подается напряжение  $U_s$  со знаком минус.

Кроме всех перечисленных блоков, модель логики работы силовой головки содержит специальный блок “*max\_val.bmp*” для вычисления максимума входной координаты и её запоминание на «выходе». Важность этого блока определена тем, что в каждом цикле (подвод→шлифование→отвод) перед «отводом» происходит запоминание максимального значения координаты  $X$ , которое необходимо для вычислений по и определения момента от стадии холостого подвода до начала обработки.

В блоках “*cutting forse*” (рис.6) и “*moment cutting*” (рис.8) расчет  $P_u$  и  $M_c$  производится только в случае, когда  $x > h_1$ , т.е. когда абразивный круг после отвода при подводе до касания прошел путь  $x > h_1$ . Именно наличие блока “*max\_val.bmp*” позволяет реализовать в модели многократный цикл (подвод → шлифование → отвод) и при этом позволяет определить величину холостого хода (подвода).

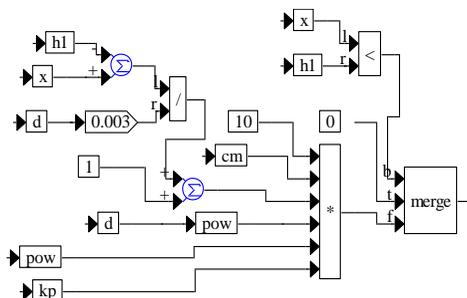


Рисунок 8 – Расчет момента сопротивления  $M_c$  - блок “moment cutting”

### **Выводы:**

Важнейшим фактором, ограничивающим высокотехнологичную финишную обработку рабочих поверхностей паровой лопатки является ее сложный профиль и разные припуска на обработку что приводит к необходимости управлять процессом резания. Для этого необходимы принципиально новые конструктивные решения при создании оборудования для обработки таких ответственных изделий.

Анализ конструкции предложенной мехатронной шлифовальной силовой головки показал перспективность ее применения при обработке деталей со сложным профилем. Отсутствие жестких кинематических связей, совпадение параметров функционирования двигательного и исполнительного органов без промежуточных преобразователей, возможность регулирования в широких пределах выходными характеристиками при наличии обратной связи позволит производить шлифование без «прижогов» и обеспечить требуемое качество поверхности. Результаты динамического моделирования решают задачу выбора силовых характеристик технологической системы с учетом оптимальных силовых параметров процесса шлифования с возможностью корректировки в зависимости от изменяющихся условий в зоне резания.

**Список использованных источников:** 1.Зубарев Ю.М., Приемышев А.В. Теория и практика повышения эффективности шлифования материалов. СПб.: из-во «Лань», 2010. 303с. 2. Новиков Ф.В., Якимов А.В. Физико-механическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. В 10 т. Т. 6. Качество обработки деталей машин / Под общ. ред. Ф.В. Новикова, А.В. Якимова. Одесса: ОНПУ, 2003. 716 с. 3. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании / С.Г. Бишутин. – М.: Машиностроение-1, 2004. – 144 с. 4. Бишутин С.Г. Структурирование поверхностных слоев деталей при финишной абразивной обработке/ С.Г. Бишутин. – Брянск: БГТУ, 2009. – 100 с.

*Поступила в редакцию 13.03.2013*

УДК 621.91:536.2

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Дніпропетровськ, Україна

## **ВИЗНАЧЕННЯ КОЕФІЦІЄНТА РОЗПОДІЛУ ТЕПЛОТИ ДЕФОРМАЦІЇ В ПЛОЩИНІ ЗСУВУ І ТЕМПЕРАТУРИ НА ПОВЕРХНІ РІЗАННЯ**

*Отримані розрахункові формули коефіцієнта розподілу теплоти первинної деформації між стружкою і заготовкою та залишкової температури на поверхні різання від швидкорухомого джерела теплоти деформації на основі теплофізичної моделі проникнення теплового потоку в заготовку перед умовною площиною зсуву.*

*Получены расчетные формулы коэффициента распределения теплоты первичной деформации между стружкой и заготовкой и остаточной температуры на поверхности резания от быстродвижущегося источника теплоты деформации на основе теплофизической модели проникновения теплового потока в заготовку перед условной плоскостью сдвига.*

*Calculating formula of coefficient of heat distribution of primary deformation between chip and workpiece, and residual temperature on transient surface from fast-moving source of deformation heat based on thermophysical model of penetration of heat flux into workpiece before conditional shear plane have been obtained.*

### *Вступ*

Температура різання пов'язана з системою теплообмінів між заготовкою, лезом і стружкою. Складність механотермічних явищ при різанні породжує різні підходи до рішення ключової задачі визначення коефіцієнта розподілу  $b^*$  теплоти деформації в умовній площині зсуву  $P_\phi$  між стружкою і заготовкою.

Розрахунок у А.Н. Резникова [1, 2] ґрунтується на рівності температур стружки і заготовки в площині  $P_\phi$  відповідно від дії плоского безперервного джерела (ПБД) з густиною  $b^* \cdot q_s$  ( $q_s$  – густина тепловиділення в площині  $P_\phi$ ) і швидкорухомого джерела (ШРД) густиною  $(1 - b^*)q_s$ . При виводі найбільш розповсюдженої формули

$$b^* = 1 / \left( 1 + 1.33 \frac{ka \cdot \sqrt{\sin \phi}}{\sqrt{Pe}} \right)$$

(тут  $Pe = a \cdot V / \omega$  – критерій Пекле,  $a$  – товщина зрізу,  $V$  – швидкість різання,  $\omega$  – коефіцієнт температуропровідності,  $\phi$  – кут зсуву,  $ka$  – коефіцієнт потовщення стружки) була прийнята розрахункова схема без

спільної площини контактування торця стружки зі сторони площини  $P_\phi$  з площиною різання  $P_n$  (допущено знехтування кутом нахилу площини  $P_\phi$  до площини  $P_n$ ).

Відомі розрахунки С.С. Сіліна базуються на початкову виразу температурного поля заготовки від нахиленого до площини  $P_n$  смугового ШРД (без виводу) /3/, згідно якого температура деформації в площині  $P_\phi$  має зростання в напрямку різальної кромки. Аналіз адекватності аналітико-емпіричного виразу із рівності механічної і теплової енергії на межі розділу заготовка-стружка /4/ показав також невідповідне завищення коефіцієнта  $b^*$ .

$$b^* = 1/(1 + b_2) \quad \text{з} \quad b_2 = 4,25/(Pe \cdot \text{tg } \phi)^{1,2}$$

Проблемною залишається і задача вдосконалення розрахунку температурного поля на площині  $P_n$ . Пов'язану з ним залишкову температуру на довжині ділянки поверхні різання  $R$  за перетином її площиною  $P_\phi$ , рівній величині зносу  $h$  по задній поверхні  $A_\alpha$  леза, в більшості випадків /2/ приймають за значення температури деформації в тій же площині зсуву  $P_\phi$ .

Обидві основні методики містять часткові відступлення від реальних фізичних моделей і побудовані на початкових /1, 3/ математично складних розрахунках, що вказує на актуальність уточнення і спрощення рішення цих проблемних задач.

Мета роботи полягає в виводі достовірних формул для розрахунку коефіцієнта розподілу теплоти деформації в площині зсуву і потім залишкової температури на поверхні різання позаду основної площини на строгій теплофізичній основі.

#### *Постановка задачі*

Згідно загальноприйнятої схеми стружкоутворення рис. 1 (розділення по площині різання  $P_n$  двох потоків металу в стружку  $C_\gamma$  і заготовку  $Z_\alpha$ , трансформування паралелограма  $omsp \rightarrow oms'p'$  на площині зсуву  $P_\phi$ , перебільшення швидкості різання  $V$  над швидкістю збігу стружки  $V_c$ ) фактично маємо теплофізичну модель пошарового проходження потоку  $C_\gamma$  через нахилену площину  $P_\phi$  (з ПБД теплоти деформації) в перпендикулярному до неї напрямку з швидкістю  $V_n = V \cdot a/l_s = V \cdot \sin \phi$  ( $l_s$  – довжина площини  $P_\phi$ ). Після площини  $P_\phi$  стружка відхиляється передньою поверхнею  $A_\gamma$  від напрямку  $V_n$  і повторно нагрівається від ШРД тертя із швидкістю  $V_c > V_n$ .

Основою рішення поставленої задачі служили два положення з теорії теплопровідності.

1. Для нагріву тіла масою  $m$  і питомою теплоємністю матеріалу  $c$  до температури  $\theta$  необхідна кількість теплоти  $Q = m \cdot c \cdot \theta$  (Дж), звідки з урахуванням густини матеріалу  $\rho$  і об'єма тіла  $\omega_m$  знаходимо

$$\theta = Q / (c \cdot \rho \cdot \omega_m). \quad (1)$$

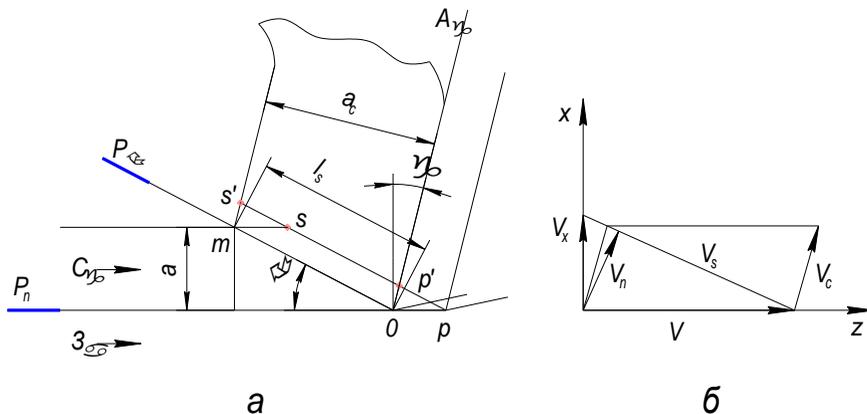


Рисунок 1 – Схема стружкоутворення: **а** – геометричні параметри процесу; **б** – план швидкостей

Якщо в площині  $n = 0$  діє ПБД теплоти густиною  $q_{n\phi}$  (Вт/м<sup>2</sup>) і через цю площину рухається середовище (стержень), то температура в точці  $n$  згідно Г.С. Карслоу, Д.К. Єгера /6/ і С.С. Сіліна /7/ записується наступним чином

$$\theta_n = \frac{q_{n\phi}}{(c \cdot \rho) \cdot V_n} e^{-\frac{n \cdot V_n}{\omega}}, \quad n > 0. \quad (2)$$

Вираз  $\exp(-n \cdot V_n / \omega)$  завжди менший одиниці. Чим більша швидкість потоку метала  $C_\gamma$  по вісі  $n$ , тим швидше знижується температура заготовки перед площиною  $P_\phi$ .

*Основна частина*

1. Вивід формули розрахунку коефіцієнта розподілу  $b^*$  теплоти деформації.

Під дією ПБД теплоти зі сторони площини зсуву  $P_\phi$  об'ємна (середня) температура стружки (контртіла у вигляді стержня) через потужність тепловідлення  $Q_s = F_s \cdot V_s$  ( $F_s$  і  $V_s$  – дотична сила і швидкість зсуву), інтенсивність зйому оброблюваного матеріалу  $W = a_c \cdot b \cdot V_c$  ( $a_c$  і  $b$  – товщина і ширина стружки) і коефіцієнт поглинання теплоти стружкою  $b^*$  буде відповідно (1) дорівнювати  $\theta_c = b^* \cdot Q_s / (c\rho) \cdot a_c \cdot b \cdot V_c$ .

Після заміни  $a_c \cdot V_c = a \cdot V$ ,  $a = l_s \cdot \sin \phi$ ,  $Q_s / l_s \cdot b = \tau_s \cdot V_s = q_s$  ( $\tau_s$  – дотична напружка зсуву) і  $c\rho = \lambda / \omega$  ( $\lambda$  і  $\omega$  – коефіцієнти тепло- і температуропровідності матеріалу заготовки) отримуємо розрахункову формулу

$$\theta_c = b^* \cdot q_s \cdot \omega / (\lambda \cdot V \cdot \sin \phi). \quad (3)$$

Характерно, що температура  $\theta_n$  (2) при  $n = 0$  досягає максимуму і дорівнює температурі зони деформації (стружки)  $\theta_s = \theta_c$  (3).

Розрахункову модель на основі виразу (2) приймаємо по аналогії зі схемою розрахунку температури для плоского під кутом  $\phi - \gamma < 30^\circ$  ШРД в стержні /1/ в момент приходу джерела  $q_s$  в площину  $P_\phi$  без урахування незначного відводу теплоти в боковому напрямку нормальної швидкості  $V_n$  /5/ на ділянці  $mm'$  по рис. 2 (поглинання теплового потоку перерізом  $n'o'$  розглянуто нижче).

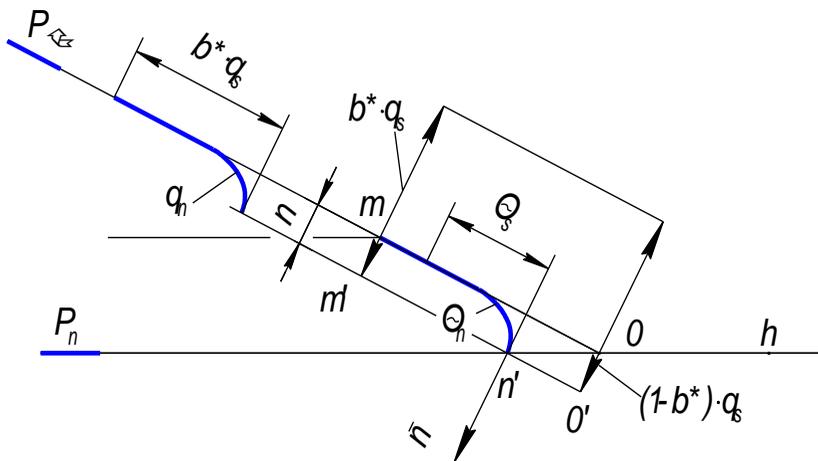


Рисунок 2 – Схема розподілу густини теплопоглинання  $q_n$  заготовкою і відповідної температури  $\theta_n$  перед площиною зсуву  $P_\phi$

На основі диференційного рівняння Фур'є  $q = -\lambda \cdot \partial\theta / \partial n$  густина поглинання заготовкою частки теплоти деформації в площині  $P_\phi$  визначається як первісна розподілу (2)

$$q_n = -\lambda \cdot \theta_s \left( -\frac{V_n}{\omega} \right) \exp \left( -\frac{n \cdot V_n}{\omega} \right). \quad (4)$$

В свою чергу також із залежності (2) при значенні  $\theta_n = 1^\circ$  вираховується глибина  $n$  проникнення теплового потоку в заготовку (рис. 2)

$$\ln 1 = \ln \theta_s - n \cdot V_n / \omega,$$

звідки з урахуванням рівності  $\theta_s = \theta_c$  (3) знаходимо

$$n = \frac{\omega}{V \cdot \sin \phi} \cdot \ln \frac{b^* \cdot q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi}. \quad (5)$$

Середньоінтегральне значення функції розподілу  $q_n$  (4) по глибині  $n$  (5)

$$F_n = \frac{1}{n} \int_0^n e^{-\frac{n_1 \cdot V_n}{\omega}} \cdot dn_1 = \frac{\omega}{n \cdot V_n} (1 - e^{-\frac{n \cdot V_n}{\omega}}). \quad (6)$$

визначає середню величину густини теплопоглинання заготовкою, котра із умови  $b^* \cdot q_s$  (3) відповідає частці надходження теплового потоку в заготовку в рівнянні

$$\lambda \cdot \theta_s \cdot \frac{V_n}{\omega} \cdot F_n = (1 - b^*) \cdot q_s. \quad (7)$$

Після підстановки виразів  $\theta_s$  (3),  $F_n$  (6) в рівняння (7) і скорочення параметрів  $q_s$  і  $\lambda$  отримуємо пошукову формулу

$$b^* = 1 / \left[ 1 + \frac{\omega}{n \cdot V_n} \left( 1 - e^{-\frac{n \cdot V_n}{\omega}} \right) \right]. \quad (8)$$

Відна в (8) глибина  $n$  (5) підбирається методом ітерацій по наближенню значення коефіцієнта  $b^*$ .

Попередньо для першої ітерації була отримана спрощена залежність по орієнтовному значенню коефіцієнта розподілу  $b'$  на основі умовної моделі роботи клина з кутом підйому  $\phi$  по переміщенню стержня по нахилений під кутом  $\gamma$  площині  $A_\gamma$  (елементи рис. 1). В результаті силового ходу повзуна

(поток зрізаного шару  $C_\gamma$ ) на довжину  $op$  відбувається переміщення стержня (стружки) по напрямній  $A_\gamma$  на відстань  $op'$  з тепловиділенням на спільній поверхні тертя (площині  $P_\phi$ ). Зі сторони торця стержня приймалося ПБД густиною  $b' \cdot q_s$ , а з контактної сторони клина – смугове ШРД з густиною  $(1 - b') \cdot q_s$  і швидкістю  $V_s$ .

Рівність контактних температур тертя /8/ від ПБД (3) і ШРД по формулі /2/ з коефіцієнтом форми джерела  $k_g$  призводить до залежності

$$\theta_{\text{max}} = \frac{(1 - b') \cdot q_s \cdot k_g \cdot \sqrt{l_s \cdot \omega}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V_s}}$$

$$b' = 1 / \left[ 1 + \frac{\sqrt{\pi}}{k_g} \sqrt{\frac{\omega \cdot \cos \gamma}{a \cdot V \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)}} \right]$$

або з введенням критерію  $Pe$  і  $k_g = 1,333$  при рівномірному розподіленню  $q_s$

$$b' = \frac{1}{1 + 1,329 \sqrt{\frac{\cos \gamma}{Pe \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)}}}. \quad (9)$$

Після заміни  $n$  на вираз (5) з урахуванням  $b'$  (9) і виключення  $\exp(-n \cdot V_n / \omega) \rightarrow 0$ , зважаючи на малі значення при існуючих умовах процесу різання, формула (8) приймає розрахунковий вигляд

$$b^* = 1 / \left[ 1 + \left( \ln b' + \ln \frac{q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} \right)^{-1} \right]. \quad (10)$$

Постійність значення  $b^*$  звичайно досягається після одного, другого цикла ітерацій.

## 2. Розрахунок температури на поверхні різання $R$ заготовки.

В рухомій системі потоку метала  $Z_\alpha$  відносно площини  $P_\phi$  теплові потоки ПБД деформації в напрямку вісі  $x$  густиною  $b^* \cdot q_s \cdot \cos \phi$  з урахуванням впливу кута  $\phi$  /5, 9/ перетинають площину різання  $P_n$  лише правіше т.  $O'$  (рис. 3), що призводить до деякого «насищення» теплою ділянкою  $O'O$  довжиною  $l_2$ .

Решта теплоти від роботи деформації, яка поглинається шаром  $C_\gamma$ , розходується на «самопідігрів» зони деформації і повертається в стружку.

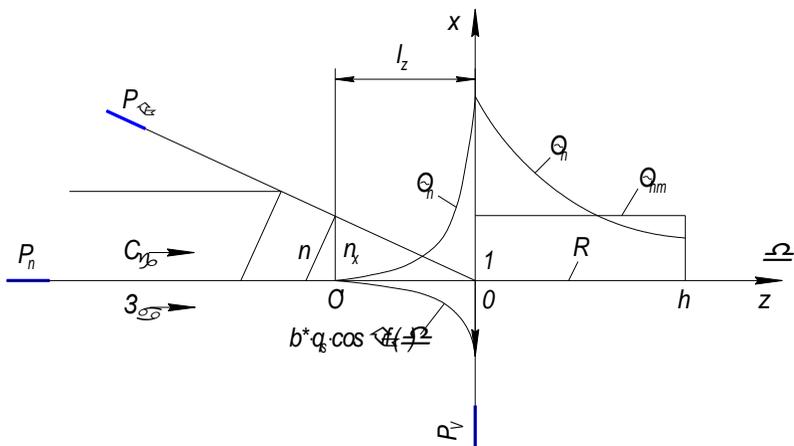


Рисунок 3 – Температурне поле на площині різання  $P_n$  заготовки:  
 $O'O$  – ділянка теплопоглинання;  $Oh$  – ділянка контакту з площадкою зносу леза по задній поверхні

Істотно на ділянці  $O'O$  – площини  $P_n$  маємо смугове ШРД з температурним полем [2, 10]

$$\theta_{cut} = \frac{q_x \cdot \sqrt{l_z \cdot \omega}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V}} \cdot F_{cut} \quad (11)$$

де  $F_{cut} = \int_0^{\delta} \frac{f(\delta_1)}{\sqrt{\delta - \delta_1}} d\delta_1$  – функція розподілу температури;  $\delta = z/l_z$  – безрозмірний параметр;  $f(\delta)$  – закономірність розподілу густини теплового потоку  $q_x$ .

Стосовно до ШРД в напрямку вісі  $z$  вектора  $V$  і вісі  $x$  потоку густиною  $q_x$  після заміни в (4)  $q_n$  на  $q_x = q_n \cdot \cos \phi$  з тепловим потоком по нормалі до  $P_n$ ,  $n \cdot V_n$  в показнику степені при  $e$  на  $n_x = n \cdot \cos \phi$  і  $V_x = V_n / \cos \phi$  ( $n_x \cdot V_x = n \cdot V_n$ ), вводу  $1 - \delta = x/n_x$  і підстановки замість  $n$  виразу (5) отримуємо

$$q_x = b^* \cdot q_s \cdot \cos \phi \cdot e^{-(1-\delta) \cdot \ln \theta_s} \quad (12)$$

В межах  $0 < \delta < 1$  функція  $f = e^{-(1-\delta) \cdot \ln \theta_s}$  змінюється від  $e^{-\ln \theta_s} = 1/\theta_s$  до 1. При  $\delta > 1$  показниковій функції властиве різке збільшення (наприклад, при  $\delta = 2$  її значення збільшується в  $e^{\ln \theta_s} = \theta_s$  раз).

Відповідно результату інтегрування /11/ функції  $F_{c_{\text{шт}}}$  (11) з  $\ln \theta_s = c$  (12) знаходимо з (13) її максимальне значення в т. 0 при  $\delta = 1$

$$F_{c_{\text{шт}}} = \int_0^{\delta} \frac{e^{-(1-\delta)c}}{\sqrt{\delta - \delta_1}} d\delta_1 = e^{(\delta-1)c} \int_0^{\delta} \frac{e^{-c u}}{\sqrt{u}} du = e^{(\delta-1)c} \sqrt{\frac{\pi}{c}} \operatorname{erf} \sqrt{c \cdot \delta} \quad (13)$$

$$F_{c_{\text{шт}}} = \sqrt{\frac{\pi}{\ln \theta_s}} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\ln \theta_s} = \sqrt{\frac{\pi}{\ln \theta_s}} \cdot \Phi \sqrt{2 \cdot \ln \theta_s}. \quad (14)$$

Максимальна температура (11) з (14) дорівнює

$$\theta_{c_{\text{шт}}} = \frac{b^* \cdot q_s \cdot \cos \phi \cdot \sqrt{l_z \cdot \omega}}{\lambda \cdot \sqrt{\pi \cdot V}} \cdot F_{c_{\text{шт}}} \quad (15)$$

Дія ШРД призводить до накопичення теплоти на відрізку  $O'O$  площини  $P_n$  (рис. 3). При  $\delta > 1$  функція  $F_{c_{\text{шт}}}$  (13) не підлягає застосуванню.

За межею контакту з джерелом тепловиділення ( $\delta > 1$ ) на адіабатичній поверхні ділянки  $O \square$  за рахунок теплопровідності матеріалу заготовки відбувається різке понижування температури  $\theta_n$  (рис. 3). По методикі М.М. Рикаліна /5/ для періоду вирівнювання температури за межами дії ШРД температурне поле визначається різницею температур позитивного і негативного відбитих джерел по рис. 4

$$\theta_{\delta} = \theta'_{0\delta} - \theta'_{1\delta}. \quad (16)$$

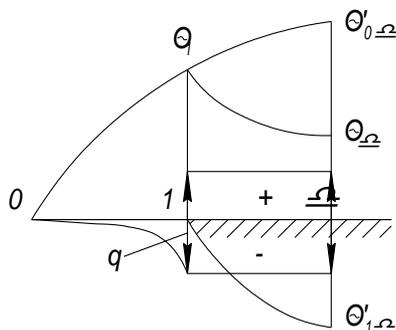


Рисунок 4 – Схема до розрахунку температури на ділянці  $1\delta$  з відбитими (фіктивними) джерелами

Тоді по аналогії з (16) при межах інтегрування  $F_h = \int_0^{\delta} f(\delta) d\delta - \int_1^{\delta} f(\delta) d\delta = \int_0^1 f(\delta) d\delta$  обчислюється значення функції температурного поля  $Oh$

$$F_h = \int_0^1 e^{-(1-\delta)c} \frac{d\delta_1}{\sqrt{\delta - \delta_1}} = \sqrt{\frac{\pi}{c}} e^{(\delta-1)c} \left( \operatorname{erf} \sqrt{c\delta} - \operatorname{erf} \sqrt{c(\delta-1)} \right), \delta > 1 \quad (17)$$

з параметром  $\delta = 1 + h/l_z$  ( $h$  - величина зносу леза по  $A_\alpha$ ,  $l_z = n \cdot \cos \phi / tg \phi$  - довжина перетину  $P_n$  по нормалі тепловим потоком від деформації в  $P_\phi$ ).

Середнє значення функції  $F_h$  (17) температурного поля «вирівнювання - охолодження» вираховується по формулі

$$\begin{aligned} F_{hm} &= \frac{1}{\delta-1} \int_1^{\delta} F_h \cdot d\delta = \frac{\sqrt{\pi}}{\sqrt{c}(\delta-1)} \int_1^{\delta} e^{(\delta-1)c} \left( \operatorname{erf} \sqrt{c\delta} - \operatorname{erf} \sqrt{c(\delta-1)} \right) d\delta. \\ I_1 &= e^{-c} \int_1^{\delta} e^{c\delta} \left( \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\sqrt{c\delta}} e^{-t^2} dt \right) d\delta = \\ &= \frac{2}{c\sqrt{\pi}} e^{-c} \left( \frac{\sqrt{\pi}}{2} e^{c\delta} \operatorname{erf} \sqrt{c\delta} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} e^c \operatorname{erf} \sqrt{c} - \sqrt{c\delta} + \sqrt{c} \right). \\ I_2 &= e^{-c} \int_1^{\delta} e^{c\delta} \left( \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\sqrt{c(\delta-1)}} e^{-t^2} dt \right) d\delta = \\ &= \frac{2}{c\sqrt{\pi}} \left( \frac{\sqrt{\pi}}{2} e^{c(\delta-1)} \operatorname{erf} \sqrt{c(\delta-1)} \right) - \sqrt{c(\delta-1)}. \\ F_{hm} &= \frac{2}{c^{1.5}(\delta-1)} \left[ \sqrt{c} \left( \sqrt{\delta-1} - e^{-c}(\sqrt{\delta-1}) \right) - \right. \end{aligned}$$

$$-\frac{\sqrt{\pi}}{2} \left( \operatorname{erf} \sqrt{c} - e^{c(\delta-1)} \left( \operatorname{erf} \sqrt{c\delta} - \operatorname{erf} \sqrt{c(\delta-1)} \right) \right) \Bigg], \quad \delta > 1 \quad (18)$$

Після підстановки (18) в формулу  $\theta_{ош}$  (15) отримуємо середнє значення температури на поверхні різання заготовки

$$\theta_{hm} = \theta_{ош} \cdot F_{hm}. \quad (19)$$

Пошукові вирази по визначенню  $b^*$  (10) і  $\theta_{hm}$  (19) необхідні при вирахуванні підсумкових температур на передній і задній поверхнях лека.

#### *Реалізація*

Для прикладу розрахунку були прийняті вихідні дані /2/:

заготовка – сталь 12Х18Н9Т,  $\lambda = 22,6 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ ,  $\omega = 5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ ;

умови різання –  $a = 0,31 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ,  $b = 4 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ,  $V = 1 \text{ м}/\text{с}$ ,  $\gamma = 15^\circ$ ,

$h = 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ ;

параметри стружки утворення –  $K_\alpha = 1,8$ ,  $\phi = 32^\circ$ ;

складові сили різання,  $H - P_z = 2560$ ,  $F_\gamma = 1934$ ,  $F_\alpha = 55$ .

Обчислення виконані по наступному алгоритму.

1. Потужність тепловиділення в площині  $P_\phi/2$

$$Q_s = P_z V - \left( F_\gamma \cdot \frac{V}{K_\alpha} + F_\alpha V \right) = 2560 \cdot 1 - \left( 1934 \cdot \frac{1}{1,8} + 55 \cdot 1 \right) = 1460,5 \text{ Вт}$$

2. Густина джерела теплоти деформації

$$q_s = \frac{Q_s}{l_s \cdot b} = \frac{1460,5 \cdot \sin 32^\circ}{0,31 \cdot 10^{-3} \cdot 4 \cdot 10^{-3}} = 624,2 \cdot 10^6 \text{ Вт}/\text{м}^2.$$

3. Критерій Пекле  $Pe = \frac{a \cdot V}{\omega} = \frac{0,31 \cdot 10^{-3} \cdot 1}{5 \cdot 10^{-6}} = 62$ .

4. Попередній коефіцієнт розподілу (9)

$$b' = \left[ 1 + 1,329 \sqrt{\frac{\cos \gamma}{Pe \cdot \sin \phi \cdot \cos(\phi - \gamma)}} \right]^{-1} =$$

$$= \left[ 1 + 1,329 \sqrt{\frac{\cos 15^\circ}{62 \cdot \sin 32^\circ \cdot \cos(32 - 15)^\circ}} \right]^{-1} = 0.811.$$

5. Коэффициент розподілу першої ітерації (10)

$$b_1^* = \frac{1}{1 + \left( \ln b' + \ln \frac{q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} \right)^{-1}} =$$

$$= \frac{1}{1 + \left( \ln 0.811 + \ln \frac{624.2 \cdot 10^6 \cdot 5 \cdot 10^{-6}}{22.6 \cdot 1 \cdot \sin 32^\circ} \right)^{-1}} = 0.843.$$

6. Коэффициент розподілу другої ітерації (10)

$$b_2^* = \frac{1}{1 + \left( \ln b_1^* + \ln \frac{q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} \right)^{-1}} = \frac{1}{1 + (\ln 0,843 + 5,563)^{-1}} = 0,844.$$

7. Температура деформації (3)

$$\theta_\delta = \frac{b^* \cdot q_s \cdot \omega}{\lambda \cdot V \cdot \sin \phi} = \frac{0,844 \cdot 624,2 \cdot 10^6 \cdot 5 \cdot 10^{-6}}{22,6 \cdot 1 \cdot \sin 32^\circ} = 219,9 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

8. Глибина проникнення теплового потоку (5)

$$n = \frac{\omega}{V \cdot \sin \phi} \cdot \ln \theta_s = \frac{5 \cdot 10^{-6}}{1 \cdot \sin 32^\circ} \cdot \ln 219.9 = 50.868 \cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

9. Довжина перетинання  $P_n$  тепловим потоком  $q_x$

$$l_z = n \cdot \cos \phi / \operatorname{tg} \phi = 50,868 \cdot 10^{-6} \cdot \cos 32^\circ / \operatorname{tg} 32^\circ = 69,032 \cdot 10^{-6} \text{ м}.$$

10. Максимальне значення функції розподілу (14)

$$F_{\text{out}} = \sqrt{\frac{\pi}{\ln \theta_s}} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\ln \theta_s} = \sqrt{\frac{\pi}{\ln 219.9}} \cdot \Phi \sqrt{\ln 219.9} = 0.763.$$

11. Температура на початку  $P_\phi$  (15)

$$\theta_{ош} = \frac{b^* \cdot q_s \cdot \cos \phi \sqrt{l_z \cdot \omega}}{\lambda \sqrt{\pi \cdot V}} \cdot F_{ош} =$$

$$= \frac{0,844 \cdot 624,2 \cdot 10^6 \cdot \cos 32^\circ \sqrt{69,032 \cdot 10^{-6} \cdot 5 \cdot 10^{-6}}}{22,6 \sqrt{\pi \cdot 1}} \cdot 0,763 = 158,1 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

Розрахунки показують нижчий рівень температури  $\theta_{ош}$  від середнього значення  $\theta_s$  (за рахунок кращих умов теплопроводу в заготовку  $Z_\alpha$ , ніж на зовнішній адиабатичній поверхні потоку  $C_\gamma$ ).

12. Безрозмірний параметр довжини поверхні різання

$$\delta = 1 + h/l_z = 1 + 0,1 \cdot 10^{-3} / 69,032 \cdot 10^{-6} = 2,449.$$

13. Значення функції розподілу (17) при  $\delta = 2,449$

$$F_h = \sqrt{\frac{\pi}{\ln \theta_s}} \cdot e^{1,449 \ln \theta_s} (1,0 - 0,99992) = 0,151.$$

14. Середнє значення функції температурного поля (18) на довжині  $h$

$$F_{hm} = \frac{2}{5,393^{1,5} \cdot 1,449} [2,322(1,204 - 0,00455 \cdot 0,565) - 0,886(0,99903 - 2476,142(1,0 - 0,99992))] = 0,229.$$

15. Температура в кінці довжини  $h$  поверхні різання

$$\theta_h = \theta_{ош} \cdot F_h = 158,1 \cdot 0,151 = 23,9 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

16. Середня температура на поверхні різання (19)

$$\theta_{hm} = \theta_{ш} \cdot F_{hm} = 158,1 \cdot 0,229 = 36,2 \text{ } ^\circ\text{C}.$$

### *Висновки*

1. На основі рухомої системи проходження потоку метала через площину зсуву розроблена теплофізична модель розрахунку розподілу теплоти деформації і температури на поверхні різання заготовки.

2. Виведені формули розрахунку глибини  $n$  проникнення теплового потоку з площини зсуву в заготовку і коефіцієнта розподілу  $b^*$  теплоти деформації між стружкою і заготовкою. Параметри  $n$  і  $b^*$  обчислюються методом ітерацій з початковим застосуванням попереднього значення  $b'$  по спрощеному визначенню.

3. Виконано розрахунок температурного поля смугового швидкорухомого джерела з експоненціальним розподілом густини теплового потоку на площині різання. Отримано вираз для визначення середньоінтегральної температури на поверхні різання за межами дії теплового джерела деформації.

**Список використаних джерел:** 1. *Резников А.Н.* Теплообмен при резании и охлаждение инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 200 с. 2. *Резников А.Н.* Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 3. *Силин С.С.* Исследование процессов резания методами теории подобия. – Труды Рыбинского вечерн. технол. ин-та, №1. – Ярославль: изд. Верхняя Волга, 1966. – С.5 – 54. 4. *Силин С.С.* Методы подобия при резании металлов. – М.: Машиностроение, 1979. – 152 с. 5. *Рыкалин Н.Н.* Расчеты тепловых процессов при сварке. – М.: Машгиз, 1951. – 296с. 6. *Карслоу Г.С., Егер Д.К.* Теплопроводность твердых тел. – М.: Наука, 1964. – 488с. 7. *Силин С.С.* Расчет температурных полей при действии движущихся источников тепла. – *Инженерно-физический журнал*, 1963. – Т. VI. – №12. – С.73–80. 8. *Егер Д.К.* Движущиеся источники тепла и температура трения. – Сб. перев. иностр. литер. «Прикладная механика и машиностроение.» – М.: Изд-во ИЛ, 1952. – №6. – С.22 –39. 9. *Эккерт Э.Р., Дрейк Р.М.* Теория тепло- и массообмена. – М. –Л.: Госэнергоиздат., 1961. – 680 с. 10. *Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.* Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 26, 2010. – С.409–417. 11. *Брычков Ю.А., Маричев О.И., Прудников А.П.* Таблицы неопределенных интегралов: Справочник. – М.: Наука, 1986. – 192 с.

*Надійшла до редколегії 17.06.2013*

УДК 621.91:536.2

Ю.Г. Кравченко, канд. техн. наук, Дніпропетровськ, Україна

## **ТЕМПЕРАТУРНЕ ПОЛЕ СТРУЖКИ ВІД ТЕРТЯ З ЛЕЗОМ**

*Виведені формули розподілу температури в поздовжньому перерізі стружки та її середнього значення на ділині контакта з лезом. Для умов наявності швидко рухомих джерел теплоти установлені постійність контактної температури тертя і зниження глибини теплонасыщення стружки з ростом теплофізичного критерія Пекле.*

*Выведены формулы распределения температуры в продольном сечении стружки и её среднего значения на длине контакта с лезвием. Для условий наличия быстро движущихся источников теплоты установлены постоянство контактной температуры трения и снижение глубины теплонасыщения стружки с ростом теплофизического критерия Пекле.*

*Formulae for the temperature distribution in the longitudinal section of chip and its average value over the length of contact with the blade have been deduced. Constancy of contact temperature of friction and reduction of depth of heat saturation of chips with growth of thermophysical Peclet number have been determined for the conditions of the presence of fast-moving heat sources.*

### *Вступ*

В системі заготовка-лезо-стружка (ЗЛС) найбільшу інформацію про пластичну деформацію і відвід теплоти при різанні несе механо-термічний стан стружки. Безпосередньо температурне поле стружки (ТПС) крім вилливу на зношування леза є ключовим фактором для визначення:

– рівня зниження контактної температури тертя на передній поверхні за рахунок теплообміну між стружкою, лезом і заготовкою /1/;

– ступеня прогріву і знеміцнення стружки при аналітичному розрахунку сили різання.

По проблемі розрахунку ТПС найбільш всебічні дослідження були виконані А.Н. Резніковим /2, 3/ застосуванням суми відбитих (фіктивних) рухомих джерел для нетеплопровідних межових площин пластини /4, 5/. Функція розподілу температури по довжині і товщині стружки отримана спеціальними методами інтегрування (без виводу) з представленням в подальшому для контактної площадки /1/ у графічному вигляді.

Другий напрямок розрахунку П.І. Бобрика /6/ базується на виразах /5, 7/ для рухомих джерел теплоти з використанням функції Бесселя. Рішення також отримане чисельними методами інтегрування безрозмірних спеціальних функцій і, на думку самого автора, має найбільшу точність без будь-яких додаткових спрощень.

Обидві методики залишаються надто складними по структурі функції

розподілу температури і трудомісткими, особливо /6/, для інженерного застосування.

*Мета роботи:* удосконалити вивід розрахункової формули температурного поля стружки і дослідити умови адекватності функцій розподілу для пластини і напівобмеженого тіла.

*Постановка задачі*

Схема розташування джерел теплоти тертя на прилезовій стороні стружки зображена на рис. 1.

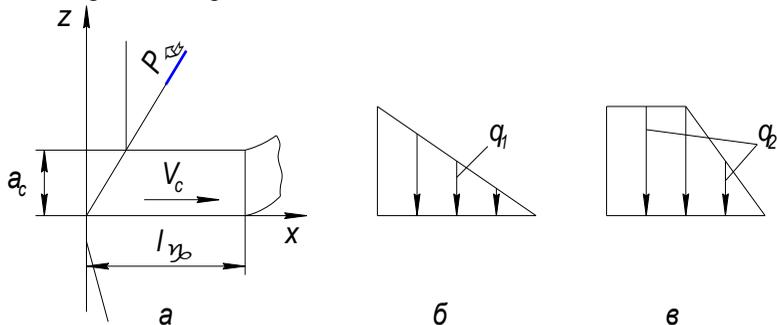


Рисунок 1 – Розрахункова модель ТПС: **a** – система ЗЛС ( $l_y$  і  $a_c$  – довжина контакту з лезом і товщина стружки,  $V_c$  – швидкість сходу стружки); **б** і **в** – лінійний  $q_1$  і комбінований  $q_2$  розподіл густини теплоти тертя на контактній довжині

Рішення виконувались шляхом послідовних інтегральних переходів від лінійного миттєвого до смугового швидкорухомого джерела (ШРД) теплоти.

Вихідними положеннями були прийняті:

– вираз температурного поля в двомірних координатах ( $-\infty < y < \infty$ ) від лінійного миттєвого джерела теплоти  $Q_{\text{лм}}$  (Дж/м) на поверхні напівобмеженого тіла (НОТ) /4, 5/

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

де  $\lambda$  і  $\omega$  – коефіцієнти тепло- і температуропровідності;  $\tau$  – час спостереження температури після імпульсу теплоти;  $x_1, z_1 = 0$  і  $x, z$  – координати джерела і розглядаємої точки.

– модель ТПС на основі системи відбитих джерел теплоти відносно НОТ з аплікатами джерел  $/4, 5/ \pm z_1 + 2na$  і розглядаємої точки при  $z_1 = 0$   $/3, 5/$

$$z_n = z - 2na \quad (2)$$

( $a$  – товщина пластини,  $-\infty < n < \infty$  – ряд цілих чисел).

Температура стружки від роботи деформації в площині зсуву  $P_\phi$  ураховується окремо в системі теплообміну ЗЛС. Відбір теплоти від пари тертя ЛС за рахунок конвективного теплообміну не відбувається.

### *Основна частина*

Розрахунок ТПС складається із чотирьох блоків.

1. Температурне поле лінійного ШРД. Спочатку інтегруванням виразу

$$(1) \text{ по змінній } x_1 \left( \frac{x - x_1}{4\omega\tau} = u, \quad dx_1 = -\sqrt{4\omega\tau} \cdot du, \quad \int_{-\infty}^{\infty} e^{-u} du = \sqrt{\pi} \right)$$

визначаємо розподіл температури по глибині НОТ від плоского миттєвого джерела енергії  $Q_{\text{пм}}$  (Дж/м<sup>2</sup>)

$$Q_{\text{пм}} = \frac{Q_{\text{пм}}\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi\tau}} \exp\left[-\frac{z^2}{4\omega\tau}\right]. \quad (3)$$

Далі умовно виділяємо на площині  $xu$  смужку шириною  $dx$  і замінюємо джерело  $Q_{\text{пм}}$  на смугове  $Q_{\text{см}}$ . Вираз для лінійного ШРД з швидкістю  $V$  і потужністю  $q_{\text{лш}}$  (Вт/м) отримуємо на основі співвідношень переходу  $Q_{\text{см}} = q_{\text{лш}}/V$  і  $\tau = (x - x_1)/V$  із рівняння балансу теплоти  $Q_{\text{см}} \cdot dx = q_{\text{лш}} \cdot dt$  (Дж/м)  $/3, 5/$

$$\theta_{\text{лш}} = \frac{q_{\text{лш}}\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi V(x - x_1)}} \exp\left[-\frac{V \cdot z^2}{4\omega(x - x_1)}\right]. \quad (4)$$

2. Температурне поле пластини (стружки). Перехід від НОТ до пластини з адіабичними площинами виконується з застосуванням методу відбитих джерел. Накладання друг на друга температурних полів безкінечної кількості відбитих лінійних джерел (4) з аплікатою  $z_n$  (2) призводить до

пошукового виразу (джерело  $q_{лш}$  при  $z_1 = 0$  рухається по нижній прилезовій стороні стружки)

$$\Delta\theta_{лш} = \frac{q_{лш}\sqrt{\omega}}{\lambda\sqrt{\pi V_c(x-x_1)}} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \exp\left[-\frac{V_c(z-2na_c)^2}{4\omega(x-x_1)}\right]. \quad (5)$$

Практично /3/ буває достатньо обмежитися рядом  $n = 0, \pm 1$ , рідко  $\pm 2$ .

Повну температуру в точці  $x, z$  стружки від смугового ШРД густиною  $q_{сш}$  (Вт/м<sup>2</sup>) з функцією розподілу напружень  $f(\psi_1)$  на довжині  $l_\gamma$  дає інтегрування (5) відносно  $\psi_1$

$$\theta_{сш} = \frac{q_{сш}\sqrt{\omega \cdot l_\gamma}}{\lambda\sqrt{\pi V_c}} \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} \int_0^\psi \frac{f(\psi_1)}{\sqrt{\psi-\psi_1}} \exp\left[-\frac{p}{\psi-\psi_1}\right] d\psi_1 \quad (6)$$

$$z \quad p = j \cdot i, \quad j = \frac{V_c \cdot a_c^2}{4\omega \cdot l_\gamma}, \quad i = (\varepsilon - 2n)^2, \quad (7)$$

де  $\psi = x/l_\gamma$  і  $\varepsilon = z/a_c$  – безрозмірні параметри.

2.1 Варіант розподілу напружень по трикутнику  $f = 1 - \psi_1$  (рис. 1б) при різанні без наросту. Інтеграл в виразі (6) при  $1/(\psi - \psi_1) = s$ ,  $d\psi_1 = s^{-2} \cdot ds$ ,  $1 - \psi_1 = (1 - \psi) + s^{-1}$ ,  $\sqrt{\psi - \psi_1} = s^{-0.5}$  приймає вид

$$E_1 = \int_{\psi^{-1}}^{\infty} [(1 - \psi) + s^{-1}] e^{-p \cdot s} \frac{ds}{s^{1.5}}. \quad \text{Тоді /8,9/:$$

$$I_1 = \int_{\psi^{-1}}^{\infty} e^{-p \cdot s} \frac{ds}{s^{1.5}} = -\frac{2}{\sqrt{s}} e^{-p \cdot s} - 2\sqrt{\pi \cdot p} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{p \cdot s} \Bigg|_{\frac{1}{\psi}}^{\infty} =$$

$$= 2 \left[ \psi^{0.5} e^{-\frac{p}{\psi}} - \sqrt{\pi \cdot p} \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} \right) \right];$$

$$I_2 = \int_{\psi^{-1}}^{\infty} e^{-p \cdot s} \frac{ds}{s^{2.5}} = -\frac{1}{1.5s^{1.5}} e^{-p \cdot s} \Bigg|_{\frac{1}{\psi}}^{\infty} - \frac{p}{1.5} \int_{\frac{1}{\psi}}^{\infty} e^{-p \cdot s} \frac{ds}{s^{1.5}} =$$

$$\begin{aligned}
 &= \frac{2}{3} \psi^{1.5} e^{-\frac{p}{\psi}} - \frac{2}{3} p \cdot I_1. \quad \text{В сумі} \\
 E_1 &= (1 - \psi) I_1 + \frac{2}{3} \psi^{1.5} e^{-\frac{p}{\psi}} - \frac{2}{3} p \cdot I_1 = \\
 &= \frac{4}{3} \left[ \left( \frac{3}{2} - p - \psi \right) \psi^{0.5} e^{-\frac{p}{\psi}} - \sqrt{\pi \cdot p} \left( \frac{3}{2} - p - \frac{3}{2} \psi \right) \left( 1 - \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} \right) \right]. \quad (8)
 \end{aligned}$$

2.2 Варіант рівномірно-трикутного розподілу напружень  $f = 1$  (*const*) при  $0 < \psi_1 < 0,5$  і  $f = 1 - \psi_1$  при  $0,5 < \psi_1 < 1$  (рис. 1в) для різання з наростом. На підставі заміни комбінованої форми на приведену  $f = 1,5(1 - \psi_1)$  по еквівалентній площі епюри приймаємо /10/

$$E_2 = k_{n\phi} \cdot E_1 \quad \text{з} \quad k_{n\phi} = \frac{k_\phi(\text{поз.11})}{k_\phi(\text{поз.6})} = \frac{1,2}{0,8} = 1,5. \quad (9)$$

З урахуванням (8) і (9) замість (6) запишемо

$$\left. \begin{aligned}
 &\theta_c = \frac{q_{yc} \cdot \sqrt{\omega \cdot l_\gamma}}{\lambda \sqrt{\pi \cdot V_c}} \cdot C, \\
 C &= \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} E \approx E_{(-n)} + \dots + E_0 + \dots + E_{(+n)}
 \end{aligned} \right\}. \quad (10)$$

Тут  $q_{yc} = q_{y\mu} - q_{y\lambda}$ , де  $q_{y\mu}$  – густина тепловиділення на контактї ЛС (первісна через силу, швидкість та площу тертя);  $q_{yc}$  і  $q_{y\lambda}$  – густини теплопоглинання стружкою і лезом (остання визначається послідовно із системи рівнянь контактних температур на передній і задній поверхнях лека /1/)

По виразу (10) досліджується прогрів стружки по перерізу  $l_\gamma \times a_c$  ( $\psi \times \varepsilon$ ).

3. Середня температура стружки по довжині контакта з лезом ( $\psi = 1$ ).

3.1. Середня температура на зазначеному рівні  $\varepsilon$  прогріву стружки визначається функцією суми середньо-інтегральних значень складових  $\sum E_c$  (10) виразу (8) по формулі

$$E_c = \frac{4}{3} \int_0^1 \left[ \left( \frac{3}{2} - p \right) \psi^{0.5} e^{-\frac{p}{\psi}} - \psi^{1.5} e^{-\frac{p}{\psi}} + \left( \frac{3}{2} - p \right) \sqrt{\pi p} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} - \frac{3}{2} \sqrt{\pi p} \cdot \psi \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} + \frac{3}{2} \sqrt{\pi p} \cdot \psi - \left( \frac{3}{2} - p \right) \sqrt{\pi p} \right] d\psi. \quad (11)$$

Кожен інтеграл в (11) обчислюється /8, 9/ окремо.

$$\begin{aligned} I_1 &= \int_0^1 \psi^{0.5} e^{-\frac{p}{\psi}} d\psi = \left| \frac{p}{\psi} = t, d\psi = -p \cdot t^{-2} dt, t_1 = \infty, t_2 = p \right| = \\ &= p^{1.5} \int_p^\infty e^{-t} \frac{dt}{t^{2.5}} = p^{1.5} \left[ -\frac{1}{1.5 t^{1.5}} e^{-t} - \frac{1}{1.5} \left( -\frac{1}{0.5 \cdot t^{0.5}} e^{-t} - 2\sqrt{\pi} \operatorname{erf} \sqrt{t} \right) \right]_p^\infty = \\ &= \frac{4\sqrt{\pi}}{3} p^{1.5} - \frac{4}{3} p \cdot e^{-p} + \frac{2}{3} e^{-p} - \frac{4\sqrt{\pi}}{3} p^{1.5} \operatorname{erf} \sqrt{p}. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} I_2 &= \int_0^1 \psi^{1.5} e^{-\frac{p}{\psi}} d\psi = \left| \frac{p}{\psi} = t, \psi^{1.5} = \left( \frac{p}{t} \right)^{1.5} \right| = p^{2.5} \int_p^\infty e^{-t} \frac{dt}{t^{3.5}} = \\ &= \frac{2}{5} p^{2.5} \left[ -\frac{1}{t^{2.5}} e^{-t} + \frac{2}{3 t^{1.5}} e^{-t} - \frac{4}{3 t^{0.5}} e^{-t} - \frac{4\sqrt{\pi}}{3} \operatorname{erf} \sqrt{t} \right]_p^\infty = \\ &= -\frac{8\sqrt{\pi}}{15} p^{2.5} + \frac{2}{5} e^{-p} - \frac{4}{15} p e^{-p} + \frac{8}{15} p^2 e^{-p} + \frac{8\sqrt{\pi}}{15} p^{2.5} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{p}. \end{aligned}$$

$$I_3 = \int_0^1 \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} d\psi = \int_0^1 \left( \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\sqrt{\frac{p}{\psi}}} e^{-t^2} dt \right) d\psi =$$

$$= \left| \sqrt{\frac{p}{\psi}} = s, d\psi = -2ps^{-3}ds, s_1 = \infty, s_2 = \sqrt{p} \right| = \frac{4p}{\sqrt{\pi}} \int_{\sqrt{p}}^{\infty} \left( \int_0^s e^{-t^2} dt \right) \frac{ds}{s^3} =$$

$$= \left| u = \int_0^s e^{-t^2} dt, dv = \frac{ds}{s^3}, du = e^{-s^2} ds, v = -\frac{1}{2s^2} \right| =$$

$$= \frac{2p}{\sqrt{\pi}} \left( \frac{1}{p} \int_0^{\sqrt{p}} e^{-t^2} dt + \int_{\sqrt{p}}^{\infty} \frac{1}{s^2} e^{-s^2} ds \right).$$

$$I_{31} = \int_0^{\sqrt{p}} e^{-t^2} dt = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \operatorname{erf} \sqrt{p}$$

$$I_{32} = \int_{\sqrt{p}}^{\infty} \frac{1}{s^2} e^{-s^2} ds = \left| r = s^2, ds = \frac{dr}{2r^{0.5}}, r_1 = p \right| =$$

$$= \frac{1}{2} \int_p^{\infty} e^{-r} \frac{dr}{r^{1.5}} = p^{-0.5} e^{-p} - \sqrt{\pi} + \sqrt{\pi} \cdot \operatorname{erf} \sqrt{p}.$$

$$I_3 = -2p + \frac{2}{\sqrt{\pi}} p^{0.5} e^{-p} + \frac{4}{\pi} \operatorname{erf} \sqrt{p} + 2p \cdot \operatorname{erf} \sqrt{p}.$$

$$I_4 = \int_0^1 \psi \cdot \operatorname{erf} \sqrt{\frac{p}{\psi}} d\psi = \left| \sqrt{\frac{p}{\psi}} = s, \text{ п. } I_3 \right| = \frac{4p^2}{\sqrt{\pi}} \int_{\sqrt{p}}^{\infty} \left( \int_0^s e^{-t^2} dt \right) \frac{ds}{s^5} =$$

$$= \left| u = \int_0^s e^{-t^2} dt, dv = \frac{ds}{s^5}, du = e^{-s^2} ds, v = -\frac{1}{4s^4} \right| =$$

$$= \frac{p^2}{\sqrt{\pi}} \left( \frac{1}{p^2} \int_0^{\sqrt{p}} e^{-t^2} dt + \int_{\frac{1}{\sqrt{p}}}^{\infty} \frac{1}{s^4} e^{-s^2} ds \right).$$

$$I_{41} = I_{31}.$$

$$I_{42} = \int_{\frac{1}{\sqrt{p}}}^{\infty} \frac{1}{s^4} e^{-s^2} ds = |r = s^2, \quad \text{п. } I_{32}| =$$

$$= \frac{1}{2} \int_p^{\infty} e^{-r} \frac{dr}{r^{2.5}} = \frac{2\sqrt{\pi}}{3} - \frac{3}{2} p^{-0.5} e^{-p} + \frac{1}{3} p^{-1.5} e^{-p} - \frac{2\sqrt{\pi}}{3} \operatorname{erf} \sqrt{p}.$$

$$I_4 = \frac{2}{3} p^2 + \frac{1}{3\sqrt{\pi}} p^{0.5} e^{-p} - \frac{2}{3\sqrt{\pi}} p^{1.5} e^{-p} + \frac{2}{\pi} \operatorname{erf} \sqrt{p} - \frac{2}{3} p^2 \cdot \exp \sqrt{p}.$$

$$I_5 = \int_0^1 \psi \cdot d\psi = \frac{1}{2}, \quad I_6 = \int_0^1 d\psi = 1.$$

Після групування та спрощення в сумі (11) отримуємо

$$\begin{aligned} E_c = \frac{4}{15} & \left[ \left( 3 + \frac{1}{2} p - p^2 \right) e^{-p} + \sqrt{\pi} \cdot p^{0.5} \left( \left( p^2 - \frac{15}{4} \right) + \right. \right. \\ & \left. \left. + \left( \frac{15}{\pi} - \frac{20 - 5\pi}{\pi} p - p^2 \right) \operatorname{erf} \sqrt{p} \right) \right] = 0.267 [(3 + 0.5p - p^2) e^{-p} + \\ & + 1.77p^{0.5} \left( (p^2 - 3.75) + (4.78 - 1.37p - p^2) \operatorname{erf} \sqrt{p} \right)]. \end{aligned} \quad (12)$$

Виразом функції розподілу середньої температури по глибині теплонасищення  $\varepsilon$  (10) з (12) при  $p$  (7) буде

$$C_{\varepsilon c} = \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} E_c. \quad (13)$$

3.2 Середня температура на контактї тертя, яка становить практичний інтерес, розраховується аналогічно (13) при значенні  $\varepsilon = 0$  ( $i = 4n^2$ ) і відповідному (7) параметрі згідно виразу

$$p_k = \frac{V_c \cdot a_c^2}{4\omega \cdot l_\gamma} 4n^2 \quad (14)$$

$$C_{kc} = \sum_{n=-\infty}^{n=+\infty} E_{kc} \quad (15)$$

При цьому вплив товщини стружки на  $C_{kc}$  (15) ураховується множником  $a_c$  в параметрі  $p_k$  (14).

4. Температурне поле напівобмеженого тіла в якості моделі замітника пластини. В цьому випадку для визначення функцій розподілу температури по перерізу  $E_\tau(\psi, \varepsilon)$  (8) і середньої температури по глибині  $E_\tau(\varepsilon)$  (12) застосовується параметр  $p$  (7) з  $n = 0$

$$p_\tau = \frac{V_c \cdot a_c^2}{4\omega \cdot l_\gamma} \cdot \varepsilon^2. \quad (16)$$

Функція розподілу контактної температури тертя ( $\varepsilon = 0$ ) по  $\psi$  слїдує також із  $E_1$  (8) при  $p_\tau = 0$  (16) а її середнє значення (коефіцієнт форми джерела) визначається із  $E_c$  (12)

$$E_{1k} = F_\theta = 2 \cdot \psi^{0.5} \left( 1 - \frac{2}{3} \psi \right), \quad (17)$$

$$E_{k\tau} = k_\varphi = \frac{4}{15} \cdot 3 = 0.8. \quad (18)$$

Відзначимо, що при  $p_\tau = 0$  (16) формула  $E_{1k}$  (17) і значення  $E_{k\tau}$  (18) відповідають даним  $F_\theta$  і  $k_\varphi$  поз. 6/10/.

#### *Реалізація і аналіз*

Дослідженнями функції  $C_{kc}$  (15) установлена закономірність її зменшення по мірі збільшення параметра  $j$  (7) до значення 0,215, а при подальшому росту  $j$  вона приймає постійну величину  $C_{kc} = 0,8$  (табл. 1)

Таблиця 1 – Вплив параметра  $j$  на значення  $C_{kc}$

$j(7)$	0,01	0,02	0,05	0,1	0,15	0,2	0,215	$>0,215$
$C_{kc}(15)$	3,31	2,39	1,53	1,27	1,09	0,87	0,8	0,8

Для доказу коректності розрахунків приводиться приклад обчислення  $C_{kc}$  при  $j = 0,1$ :

n	-2	-1	0	1	2
$p_k(14)$	1.6	0.4	0	0.4	1.6
$E_{kc}(12)$	-0.63	0.235	0.8	0.235	-0.63
$C_{kc}(15)$	$\sum E_{kc} = 2 \cdot 0.235 + 0.8 = 1.27$				

Ряд суми  $C_{kc}$  приймає лише позитивні значення  $E_{kc}$ , тому що від’ємні значення вказують на перевищення ітераційної величини  $a_{cn}$  (через  $p_k$ ) можливої глибини проникнення теплоти.

Якщо параметр  $j(7)$  виразити через критерій Пекле  $P_e = V_c \cdot l_\gamma / \omega$ , то умова  $j = \frac{1}{4} P_e \left( \frac{a_c}{l_\gamma} \right)^2 < 0,215$  виконується при  $P_e < 3,44$  (наприклад, при  $V_c < 0.2$  м/с,  $l_\gamma \approx 2a_c$ ,  $a_c < 0,06 \cdot 10^{-3}$  м,  $\omega > 7 \cdot 10^{-6}$  м<sup>2</sup>/с). При таких обмеженнях (не відповідають суті ШРД теплоти для  $P_e > 8$ ) значення розглядаємої функції підлягають розрахунку по виразу  $C_{kc}(15)$ . При наявності ШРД теплоти реальних умов різання доцільно приймати значення  $E_{кт} = k_\phi = 0,8(18)$  пристосовно моделі НОТ.

Також виявлена характерна особливість функції  $E_c(12)$ : має нульове значення  $E_c = 0$  при  $p_\tau = j \cdot \varepsilon^2 = 0,86(16)$ , звідки рівень глибини теплонасищення  $\varepsilon = 0,927/\sqrt{j}$ .

Третя, пов’язана з  $E_c(12)$ , закономірність полягає в зниженні глибини теплонасищення  $\varepsilon$  при інтенсифікації режимів різання (через  $P_e$ ) (табл. 2).

Із порівняльних даних табл. 2 слідує, що при  $P_e \geq 16$  зовнішня сторона (верхня межа  $\varepsilon = 1$ ) стружки за час контакту з лезом (період теплонасищення) не встигає прогрітися. Прогрів зовнішньої поверхні настає потім внаслідок миттєвого вирівнювання температури по товщині стружки за рахунок теплопровідності оброблюваного матеріалу і це може із-за високої контактної температури при малих  $a_c$  та великих  $V_c$  призводити навіть до її візуального свічення.

Таблиця 2 – Залежність функції теплонасищення  $E_c$  (12) від критерія  $P_e$  і рівня глибини  $\varepsilon$ .

Рівень $\varepsilon$	Значення $E_c$ при відповідних величинах $P_e$			
	8	16	48	192
1,0	0,19			
0,93		0		
0,54			0	
0,5	0,39	0,30	0,07	
0,27				0
0,2	0,59	0,52	0,39	0,20
0,1	0,69	0,64	0,55	0,39
0,0	0,8	0,8	0,8	0,8

Таким чином завдяки розробкам по  $E$  (8) і  $E_c$  (12) були закладені основи дослідження ТПС для конкретних умов процесу різання.

#### Висновки

1. Створена математична модель розрахунку температурного поля по довжині контакта з лезом і товщині стружки та виведена відповідна формула для варіанта трикутного розподілу густини джерела теплоти.

2. Отримана формула середньо-інтегрального значення функції розподілу температури по довжині контакта на зазначеному рівні товщини стружки.

3. Визначені розрахункові вирази для контактної температури тертя стосовно моделей пластини і напівобмеженого тіла та умови їх застосування для стружки по теплофізичному критерію Пекле. Для швидкорухомих джерел теплоти встановлена закономірність зменшення глибини прогріву стружки з ростом критерію Пекле.

**Список використаних джерел:** 1. *Резников А.Н.* Теплофизика резания. – М.: Машиностроение, 1969. – 288 с. 2. *Резников А.Н.* Температурное поле в стружке, возникающее под действием сил трения на передней грани резца. – Журнал технической физики, 1958. – Т.28. – Вып. 1 – С.207-217. 3. *Резников А.Н.* Теплообмен при резании и охлаждение инструментов. – М.: Машгиз, 1963. – 200с. 4. *Карслоу Г.С.* Теория теплопроводности. – М. – Л.: ГИТТЛ, 1947. – 288с. 5. *Рыкалин Н.Н.* Тепловые основы сварки. – М. – Л.: Изд-во АН СССР, 1947. – 271 с. 6. *Бобрик П.И.* Анализ теплового поля зоны резания при обработке жаропрочных сталей и сплавов // П.И. Бобрик// Тепловые явления и обрабатываемость резанием авиационных материалов: Труды МАТИ. – №64. – М.: Машиностроение, 1966. – С. 9 – 48. 7. *Егер Д.К.* Движущиеся источники тепла и температура трения. – Сб. переводов иностр. литер. /Прикладная механика и машиностроение. – М.: Изд-во ИЛ, 1952. – №6. – С. 22 – 39. 8. *Двайт Г.Б.* Таблицы интегралов и другие математические формулы. – М.: Наука, 1978. – 224 с. 9. *Брычков Ю.А., Маричев О.И., Прудников А.П.* Таблицы неопределенных интегралов: Справочник. – М.: Наука, 1986. – 192 с. 10. *Кравченко Ю.Г., Савченко Ю.В.* Визначення коефіцієнтів форми швидкорухомих джерел теплоти при різанні. – Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. 36. наук . праць. – Краматорськ: ДДМА, вип. 26, 2010. – С.409 – 417.

*Надійшла до редколегії 14.03.2013*

УДК 617.52:62-408

С.Н. Лавриненко, д-р техн. наук, И.Я. Вакуленко, Г.В. Кулинич,  
И.С. Лавриненко, Харьков, Украина

## **СОЗДАНИЕ ТЕХОСНАСТКИ ДЛЯ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ УЧАСТКОВ КОСТИ ПО РЕЗУЛЬТАТАМ КОМПЬЮТЕРНОЙ ТОМОГРАФИИ И 3D МОДЕЛИРОВАНИЯ**

*Комп'ютерна томографія в поєднанні з сучасними програмними продуктами дозволяють створювати тривимірні анатомічні моделі з можливістю структурного аналізу об'єкта, що моделюється, в залежності від щільності кісткової тканини. Отримані в результаті моделювання дані та їх конвертація в STL-файли дозволяє безпосередньо матеріалізувати об'єкти імплантації та елементи технологічного оснащення за допомогою різних високопродуктивних технологій.*

*Компьютерная томография в сочетании с современными программными продуктами позволяют создавать трехмерные анатомические модели с возможностью структурного анализа моделируемого объекта в зависимости от плотности костной ткани. Полученные в результате моделирования данные и их конвертация в STL-файлы позволяет напрямую материализовать объекты имплантации и элементы технологической оснастки при помощи различных высокопроизводительных технологий.*

*Computed tomography combined with modern software products allow to create three-dimensional anatomical model with the possibility of a structural analysis of the simulated object, depending on the density of the bone tissue. The resulting simulation data and convert them to STL-files allows directly materialize objects of implantation and elements of technological equipment with various high-tech methods.*

В настоящее время томография является одним наиболее информативных методов, который дает намного больше информации о каждом элементарном объеме исследуемого объекта, чем другие известные методы диагностики. Существует несколько видов томографии: рентгеновская, электронно-лучевая, магнитно-резонансная, позитронно-эмиссионная, ультразвуковая, оптическая когерентная томография и др. Среди всех этих томографических методов особого успеха достигла радиационная (рентгеновская) компьютерная томография (КТ), преимуществами которой, по сравнению с традиционной рентгенографией, стали [1]:

- а) отсутствие теневых наложений на изображении;
- б) более высокая точность измерения геометрических соотношений;
- в) чувствительность компьютерной томографии на порядок выше, чем при обычной рентгенографии.

Решение математических задач томографии сводится к решению операторных уравнений 1-го рода. Известно, что задачи решения таких уравнений являются некорректно поставленными. При нахождении их приближенных решений необходимо использовать методы регуляризации, позволяющие учитывать дополнительную информацию о решаемой задаче [2]. Разнообразие такой информации порождает многочисленные алгоритмы решения основных математических задач вычислительной диагностики. Одна из главных проблем, возникающих при решении математических задач томографии, – выбор оптимального алгоритма, критерием отбора которого может служить, например, качество изображения [3].

В настоящее время для конвертации послойных томограмм и построения трехмерных изображений исследуемых объектов широко применяются программные пакеты SimPlant, Implant-assistant, 3D-DOCTOR, MIMICS (Materialise) и др., которые позволяют от 2D компьютерных срезов перейти к 3D объектам с возможностью структурного анализа моделируемого объекта в зависимости от плотности кости. Дистанционная передача графических изображений по линиям связи возможна благодаря поддерживаемому большинством производителей протоколу связи DICOM (Digital Imaging and Communications in Medicine), выполняющему функцию стандартизации разнообразной медицинской графической информации, переводя аналоговое изображение в цифровое. При генерировании 3D модели по результатам КТ можно задать разное качество визуализации модели, что, естественно, отразится на результатах моделирования. Так как в выбираемых фрагментах всегда имеются «лишние» элементы, они должны быть исключены при помощи программного пакета SolidWorks, позволяющего использовать для отсечения элементов плоскости, произвольно расположенные в пространстве [4]. Следующим важным шагом в предлагаемой методике является получение STL файла посредством программного пакета MIMICS. В этом случае имеют значение настройки, произведенные при репрезентации 3D модели. Следует отметить, что предварительные настройки в программе MIMICS существенно влияют на качество поверхности модели. Используя исходные данные томограммы пациента, программа MIMICS позволяет получить трехмерную модель интересующего фрагмента челюсти с зубным рядом. 3D модель фрагмента челюсти пациента, сохраненная в соответствующем формате, является в свою очередь исходным материалом для инженерных программ, которые позволят провести анализ геометрических параметров и прочностные расчеты устанавливаемых имплантатов, конструкций зубных протезов или мостов.

Одной из нерешенных задач в медицине является точная ориентация челюстных имплантатов. Особенно остро эта проблема возникает при необходимости размещения отверстия под имплантат на тех участках, где

нервный канал проходит близко к поверхности кости [4]. Кроме того, неправильное размещение отверстий может очень ослабить поперечное сечение челюсти, создавая условия для перелома под действием окклюзивной нагрузки [5].

Пример создания модели с определением месторасположения имплантата в зависимости от расположения в костных тканях нервных окончаний и других анатомических особенностей челюсти пациента представлена на рис. 1.

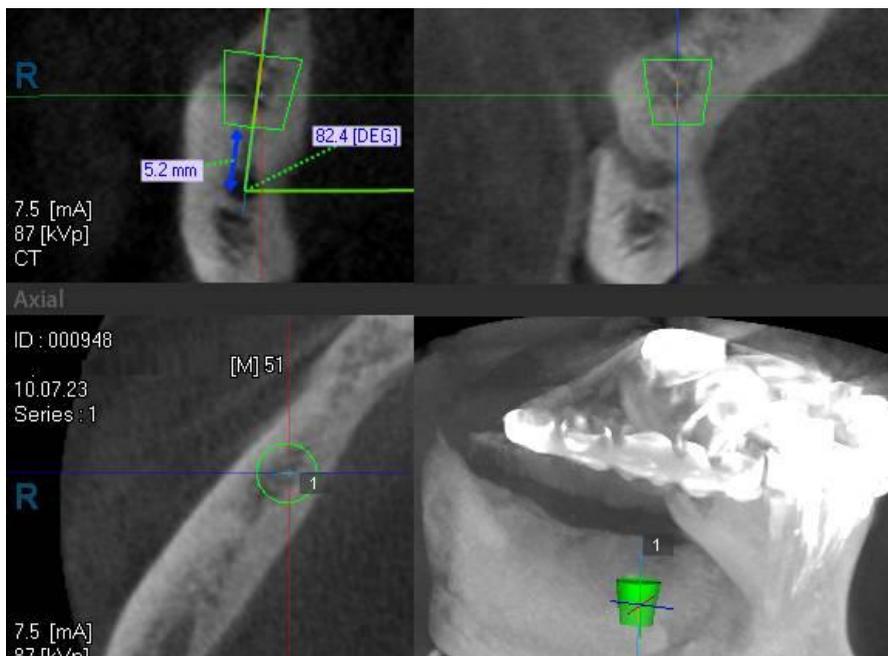


Рисунок 1 – Моделирование расположения отверстия под имплант в нижней челюсти по томограмме пациента

Далее, на этапе отработки методики, с целью упрощения использовались модели, полученные при низком уровне разрешения.

И в технике и в медицине STL файлы используются для создания на базе технологий Rapid Prototyping стереолитографических моделей (STLM), которые отражают внешние геометрические характеристики объекта исследования. Технология создания STLM основана на фотополимеризации лазерным лучом светочувствительного мономера (например,

метилметакрилата). Несмотря на широкое распространение и популярность STLМ в стоматологии при диагностике, планировании оперативного вмешательства, подгонки на модели деталей необходимых для реконструктивных операций и пр., у STLМ есть и существенные недостатки. К недостаткам STLМ следует отнести невысокую точность; высокую стоимость, значительно превосходящую стоимость традиционного моделирования; токсичность материалов (органических мономеров), используемых при моделировании; невозможность подвергать модель существенным механическим и термическим нагрузкам; возможность усадки материала после создания модели и т. д.

По предлагаемой методике плоские 2D срезы в формате DICOM (осевые сечения) преобразовываются в 3D изображение объекта исследования, с последующей записью в формате STL, на основе которого в памяти компьютера, с использованием любой из программ твердотельного моделирования, создается трехмерная компьютерная твердотельная модель. Принципиальное отличие компьютерной модели фрагмента челюсти от обычной 3D модели заключается в том, что компьютерная модель является твердотельной, т.е. ей можно присваивать любые механические характеристики; обрабатывать средствами программного пакета SolidWorks, включая получение управляющих программ для материализации созданной модели на станке с ЧПУ; подвергать виртуальным испытаниям под нагрузкой при любых температурных режимах и т. п. с возможностью проведения биомеханического анализа. Таким образом, решаются не только все задачи, как при использовании STLМ, но и появляется возможность открывать STL файлы как графическое тело, как поверхностное тело и как твердое тело. В разрабатываемой методике используются только модели, импортированные как твердое тело. Это формирует ряд требований к качеству подготовки STL файлов. При этом одним из достоинств программы MIMICS является возможность редактирования исходных осевых 2D сечений на этапе, предшествующем построению 3D модели.

Особо следует отметить, что предлагаемая методика при наличии КТ верхней и нижней челюсти может быть использована при построении окклюзионной поверхности зубов для реализации в любых практических приложениях. Точность построений будет определяться только трудоемкостью моделирования на экране компьютера. То есть вкладки, коронки, съемные и несъемные протезы могут моделироваться полностью на экране компьютера с заранее заданной точностью.

Технологические возможности программы SolidWorks в виде фактического модуля САМ позволяют сравнительно легко создавать модели литейных форм, включая полости, сердечники, литевые уклоны и т.п., а также генерировать управляющие программы для оборудования с числовым

программным управлением. Заключительным этапом является производство физической анатомической модели в виде готового изделия из полимера (PMMA, PVC) или другого материала при помощи технологий Rapid Prototyping, 3D печати или механической обработки.

### **Выводы:**

Процесс создания и производства трехмерных аналогов анатомических моделей состоит из следующих трех основных этапов:

1. Получение массива данных сканирования с помощью компьютерного томографа. Сканирование лучше выполнять на спиральном и многослойном компьютерном томографа. Изображения должны быть предоставлены в формате DICOM 3. Размер поля зрения должна быть не более 13-15 см, толщина слоя менее 0,3-0,5 см. Наклон Гентри (Gentry Tilt) должен быть установлен в нулевое значение;

2. Создание виртуальной компьютерной модели (может быть отдельно создана виртуальная модель верхней челюсти, нижней челюсти, одна половина челюсти или ее фрагмент) и перековертации ее в STL файл, который воспринимает практическое большинство CAD/CAM систем и систем с ЧПУ станков и обрабатывающих центров. Вместе с программой просмотра моделей, например, Dental3D, модель может быть переслана врачу-имплантологу для первичной оценки и возможной корректировки;

3. Производство физической анатомической модели в виде готового изделия из полимера (PMMA, PVC) или другого материала при помощи технологий Rapid Prototyping, 3D печати или механической обработки на 5-ти координатном обрабатывающем центре.

Качество и точность производства аналогов анатомических моделей в виде имплантатов или шаблонов для имплантации зависит от точности реализации каждого из этапов моделирования и твердотельной материализации моделей.

**Список использованных источников:** 1. *Марусина М.Я., Казначеева А.О.* Современные виды томографии. Учебное пособие. – СПб: СПбГУ ИТМО, 2006. – 132 с. 2. *Сизиков В.С.* Математические методы обработки результатов измерений: Учебник для вузов. – СПб: Политехника, 2001. – 240 с. 3. *Mamalis A.G., Chuiiko A.N., Vakulenko I.J., Yakumenko R.O., Lavrynenko S.N.* 3D Modelling of Individual Dental Implants // Материалы междуна. научн.-техн. конф. MicroCAD'2010, Харьков: НТУ"ХПИ", 2010. – С. 141. 4. *Тревис Дж.* LabVIEW для всех. – М.: LVR пресс, 2005. – 537 с. 5. *Смирнов Б.А., Щербаков А.С.* Зуботехническое дело в стоматологии. Учебно-методическое пособие. М.: АНМИ, 2002 – 460 с.

*Поступила в редколлегию 15.06.2013*

УДК 621.9.048

А.В. Мицьк, канд. техн. наук, В.А. Федорович, д-р техн. наук  
Харьков, Украина

## **ПРОЦЕСС ОТДЕЛОЧНО-ЗАЧИСТНОЙ ВИБРООБРАБОТКИ И ПАРАМЕТРЫ, ВЛИЯЮЩИЕ НА ЕГО ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ**

*Приведені первинні чинники, які впливають на продуктивність оздоблювально-зачищувальної віброобробки: серед них амплітудно-частотні характеристики руху завантаженого резервуару і маси оброблюваних деталей; твердість матеріалу оброблюваних деталей і форма їх поверхні; фізико-технологічні характеристики робочого середовища; застосування хімічно-активних розчинів. Приведена класифікація вібраційних оздоблювально-зачищувальних операцій вживаних в металообробних виробництвах. Дані залежності зйому металу від амплітуди і частоти коливань резервуару, розміру гранул робочого середовища і їх зернистості.*

*Приведены первостепенные факторы, влияющие на производительность отделочно-зачистной виброобработки: среди них амплитудно-частотные характеристики движения загрузки резервуара и массы обрабатываемых деталей; твердость материала обрабатываемых деталей и форма их поверхности; физико-технологические характеристики рабочей среды; применение химически-активных растворов. Приведена классификация вибрационных отделочно-зачистных операций применяемых в металлообрабатывающих производствах. Даны зависимости съема металла от амплитуды и частоты колебаний резервуара, размера гранул рабочей среды и их зернистости.*

*The primary factors influencing the productivity and performance of finishing-grinding vibration treatment are presented. Such factors are the amplitude-frequency characteristics of the motion of loading of the reservoir and the mass of the processed parts, material hardness and shape of the surface of the processed parts, physical and technological characteristics of the working medium, the use of chemically-active solutions. A classification of vibratory finishing-grinding operations used in the metalwork is given. The dependence of metal removal on the amplitude and frequency of vibration of the reservoir, the working medium granules size of the and graininess are given.*

### **Введение**

В материалах научно-производственного предприятия «Оптимфиниш» (Россия, г. Ростов-на-Дону) отмечается, что виброобработка является наиболее распространенным процессом отделочно-зачистной обработки в мире. К ее очевидным достоинствам – простоте использования, большой производительности, хорошем качестве обработки следует добавить то, что она самым непосредственным образом повышает надежность и долговечность изделий. Кроме того следует уточнить, что по этой причине во всех промышленно развитых странах детали проходят эту стадию, так как виброобработка гарантирует точное базирование деталей и исключает поломку сборочных узлов.

Принимая во внимание, сказанное, учитывая классификацию вибрационных отделочно-зачистных операций (рис. 1) и рассматривая



Рисунок 1 – Классификация вибрационных отделочно-зачистных операций, применяемых в металлообрабатывающих производствах

известные варианты внедрения упомянутого процесса уместно отметить, что его промышленное применение зачастую сводится к выполнению таких простейших операций, как очистка деталей, удаление заусенцев и скругление

острых кромок [1 – 3]. Научные исследования процесса виброобработки, проводившиеся в последние годы отличались различием в методиках, применяемом лабораторном оборудовании и технологическом оснащении, а также предусматривали решение частных задач по выявлению влияния ограниченного количества факторов на конечный технологический результат [4, 5].

Одновременно с этим, проведенные в НИИ «ОСА» ВНУ им. В. Даля комплексные теоретические и экспериментальные исследования [3, 6 – 10] показали, что производительность виброобработки, уровень которой оказывает непосредственное влияние на расширение технологических возможностей, зависит от множества факторов, среди которых в первую очередь можно выделить следующие:

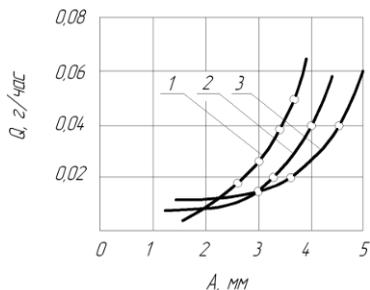
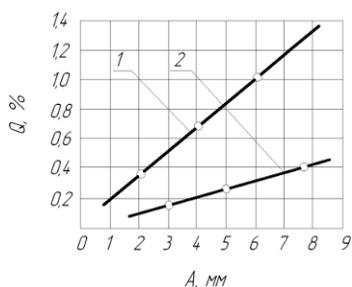
- амплитудно-частотные характеристики движения загрузки резервуара и масса обрабатываемых деталей;
- твердость материала обрабатываемых деталей и форма их поверхности;
- физико-технологические характеристики рабочей среды;
- применение химически-активных растворов.

#### **Амплитудно-частотные характеристики движения загрузки резервуара вибростанка и массы обрабатываемых деталей**

При отделочно-зачистной обработке деталей в колеблющихся резервуарах вибростанков во время относительного перемещения и взаимного давления детали и гранулы реализуются процессы микрорезания и упругопластического деформирования, в результате чего обеспечивается достижение требуемого технологического результата. Следовательно, является естественным, что режимные показатели обработки, то есть амплитуда и частота колебаний, а также и траектория движения, оказывают существенное влияние на характер взаимодействия гранул рабочей среды и обрабатываемых деталей.

Механика взаимодействия гранул рабочей среды и обрабатываемых деталей при воздействии низкочастотных колебаний представляет собой динамический процесс и определяется параметрами перемещений, определяемых частотой колебаний и траекторией движений, а также силовых взаимодействий определяемых амплитудой колебаний. Гранулы рабочей среды под действием колебаний, передаваемых ей рабочими поверхностями резервуара, совершают сложные движения по определенным траекториям, то есть происходит замедленная циркуляция среды, включающая колебания отдельных гранул, а также их угловые вращения, возникающие вследствие прямых и в большей степени косых соударений [1, 3, 6].

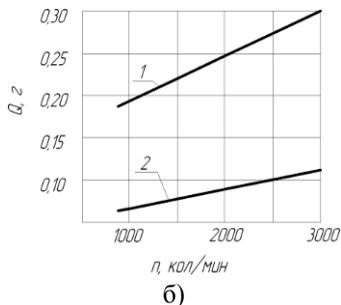
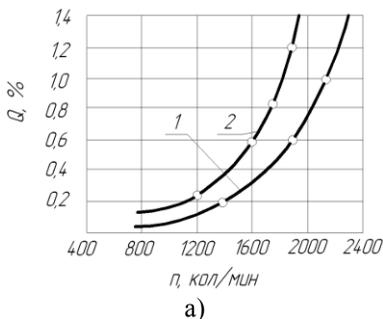
При поиске оптимальных условий проведения операций виброобработки, оцениваемых съемом металла, многие исследователи однозначно, хотя и в соответствии с разными законами, выявили тенденцию повышения съема металла при увеличении амплитуды и частоты колебаний (рис. 2, 3) [11]. В качестве рабочей среды в принятых виброобрабатывающих технологиях традиционно используются различные гранулированные рабочие среды, металлические или полимерные гранулы всевозможной геометрической формы, дробы и т.д. [4]. Обрабатываемые детали представленные широкой номенклатурой металлообрабатывающих производств выполнены из различных металлов и сплавов, имеют различную форму поверхности, размеры и плотность.



1 – Э25СМК, размер гранул 5...15 мм;  
2 – АН-2, размер гранул 5...25 мм

1 – центр тяжести резервуара совпадает с осью вибровозбудителя; 2 – смещен на 70 мм; 3 – смещен на 180 мм

Рисунок 2 – Зависимость съема металла (а, б) от амплитуды колебаний резервуара вибростанка [11]



1 –  $A = 3,0$  мм; 2 –  $A = 4,0$  мм

1 – сталь 45; 2 – сталь 3Х15

Рисунок 3 – Зависимость съема металла (а, б) от частоты колебаний резервуара вибростанка [11]

Рассмотрим наиболее характерные варианты взаимодействия гранул рабочей среды с поверхностью обрабатываемой детали.

Первый вариант (рис. 4, а), обеспечивает процесс микрорезания. Гранулы рабочей среды и детали в своем совместном циркуляционном движении перемещаются в одном направлении с колебательным движением резервуара, параллельно обрабатываемой поверхности. При этом скорость  $V_0$  относительного движения гранул и деталей будет равна  $V_0 = V_1 \pm V_2$ , где  $V_1$  – скорость движения детали;  $V_2$  – скорость движения гранул среды.

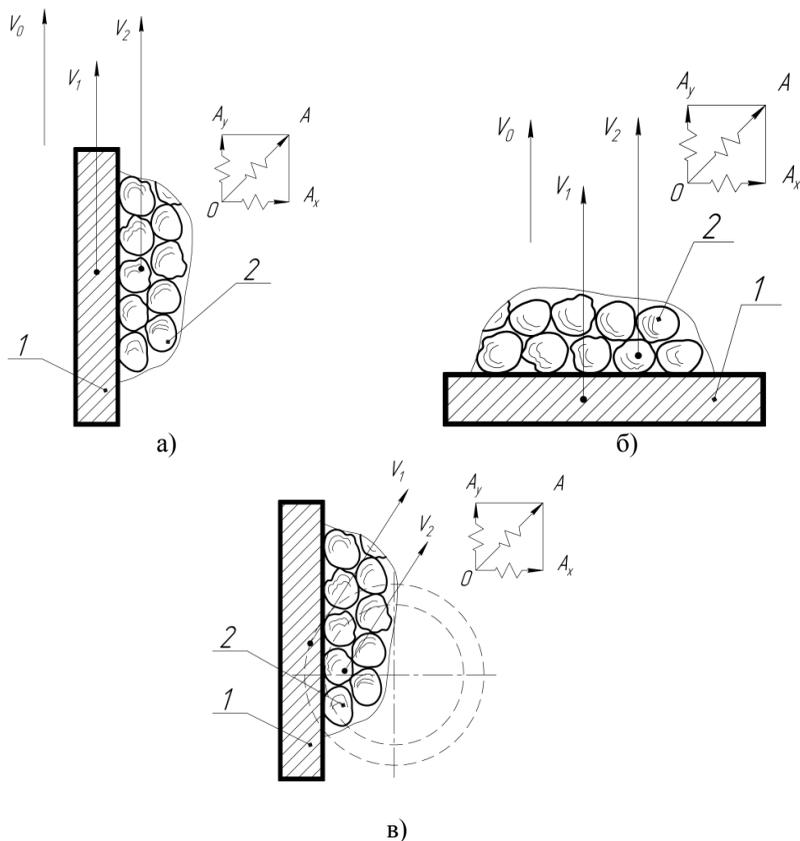


Рисунок 4 – Варианты взаимодействия гранул рабочей среды с поверхностью обрабатываемой детали:

1 – обрабатываемая деталь; 2 – гранулы рабочей среды

Второй вариант (рис. 4, б) обеспечивает протекание процесса упругопластического деформирования. Гранулы рабочей среды и детали перемещаются, как и в первом варианте, но их относительное движение направлено перпендикулярно обрабатываемой поверхности детали. При этом происходит соударение гранул рабочей среды с обрабатываемой поверхностью со скоростью  $V_c$  равной  $V_c = V_1 + V_2$ .

Третий вариант (рис. 4, в) обеспечивает одновременное протекание процессов микрорезания и упругопластического деформирования. Гранулы рабочей среды и детали перемещаются по криволинейной траектории близкой к окружности. При этом их взаимодействие происходит по касательной к траектории перемещения.

Как следует из выражений для скоростей  $V_o$  относительного движения и  $V_c$  соударения гранул рабочей среды и деталей скорость  $V_o$  является основным резервным фактором повышения производительности виброобработки. Следует уточнить, что скорость  $V_o$  зависит от абсолютных величин скоростей движения гранул рабочей среды и обрабатываемых деталей, помещенных в колеблющийся резервуар. В свою очередь выделенные скорости находятся в функциональной зависимости от амплитуды и частоты колебаний, а также коэффициента эллипсности траектории движения резервуара и соотношения масс обрабатываемых деталей и гранул рабочей среды. Экспериментально установлено, что чем больше разница в их массах, тем скорость  $V_o$  относительного движения будет больше. При небольшой разнице в массах деталей и гранулах рабочей среды, а следовательно в незначительном отличии их инертности, скорость  $V_o$  будет минимальна, что приводит к снижению производительности. Таким образом, возможна гипотеза о том, что повышение производительности при обработке мелкогабаритных деталей с малой массой может быть достигнуто при увеличении частоты колебаний резервуара.

Из анализа рассмотренных вариантов взаимодействия гранул рабочей среды с поверхностью обрабатываемой детали можно сделать следующие физико-технологические заключения.

При первом варианте удаляемый съем металла имеет минимальную величину, что объясняется невысоким взаимным давлением гранул и деталей, которое обеспечивается только статическим давлением окружающей среды. Вполне понятно, что такая физическая ситуация сопровождается активным микрорезанием и наиболее приемлема для операций виброобработки, связанных с процессами чистового шлифования и полирования, характеризующимися низким съемом металла и высоким классом чистоты поверхности.

При втором варианте удаляемый съем металла значительно возрастает и на обрабатываемой поверхности появляются следы от воздействия зерен абразива, а также вмятины, сколы и вырывы металла, что сопровождается присутствием упругопластического деформирования поверхности. Такая физическая ситуация процесса приемлема для операций удаления окалины, обдирки и черного шлифования, на которых съем металла высокий, а достигаемый класс чистоты поверхности низкий.

Третий вариант взаимодействия носит промежуточный характер, находится в зависимости от коэффициента эллипсности траектории движения резервуара и является наиболее универсальным для операций виброобработки широкой номенклатуры деталей общемашиностроительного применения.

### **Твердость материала обрабатываемых деталей и форма их поверхности**

Твердость материала детали оказывает непосредственное влияние, как на производительность, так и на качество обрабатываемых поверхностей деталей. Чем выше твердость материала, тем меньше глубина внедрения абразивного зерна в поверхность детали. При этом, соответственно, снижается съем металла с обрабатываемой поверхности и одновременно повышается класс ее чистоты.

Форма обрабатываемой поверхности также оказывает влияние на производительность виброобработки. Процесс соударения гранул рабочей среды со сложнопрофильными элементами, образующими в конструкции деталей различного вида ниши, карманы, уступы, не всегда происходит под оптимальными углами, что вызывает снижение съема металла, то есть производительности обработки. Более того, не исключены случаи, когда форма обрабатываемой поверхности такова, что соударения с нею гранул рабочей среды невозможно.

### **Физико-технологические характеристики рабочей среды**

К важнейшим физико-технологическим характеристикам применяемых рабочих сред, влияющих на производительность операций виброобработки, необходимо отнести массу, размеры, форму и твердость гранул. Так, при взаимодействии составляющих загрузки резервуара, когда гранулой наносится прямой удар по обрабатываемой поверхности, его сила пропорциональна массе гранулы. Следовательно, с одной стороны увеличение массы гранул приводит к увеличению съема металла. С другой стороны – значительное увеличение массы гранул вызывает ухудшение качества обработки, а также уменьшение скорости  $V_0$  относительного движения гранул и деталей. При экспериментальном проектировании

технологий виброобработки было установлено, что для грубых очистных операций с большим съемом металла целесообразно использовать рабочие среды с предельно большой массой гранул. В то же время на финишных отделочных операциях с незначительным съемом металла более приемлемы рабочие среды с относительно малой массой гранул.

Очевидно, что геометрические размеры гранул взаимосвязаны с их массой. Поэтому рекомендации по их выбору аналогичны предыдущим. Вместе с тем, размеры гранул выбирают из условия обеспечения доступа к затененным обрабатываемым поверхностям. Кроме того, когда обработка поверхностей нежелательна, тогда размеры гранул выбирают такими, чтобы они не соударялись с этими поверхностями [3].

Форма гранул рабочей среды не оказывает заметного влияния на производительность операций виброобработки. Однако, при затрудненном доступе гранул к обрабатываемым поверхностям появляется технологическая необходимость в подборе рациональной формы (рис. 5) и размеров гранул (рис. 6, а) для достижения требуемого результата обработки.

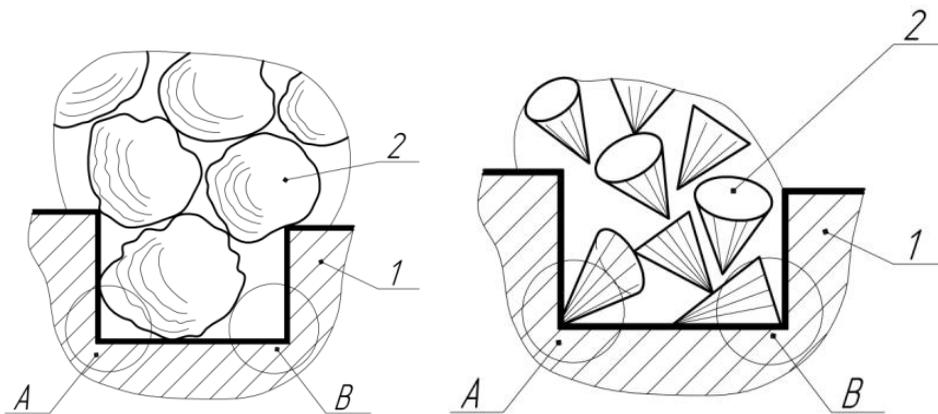


Рисунок 5 – Схема подбора рациональной формы гранул рабочей среды для достижения результата виброобработки: А, В – зоны затрудненного доступа гранул к обрабатываемым поверхностям детали;  
1 – участок поверхности детали; 2 – гранулы рабочей среды

Зернистость материала гранул рабочей среды в значительной степени отражается, как на производительности, так и на качестве операций виброобработки (рис. 6, б).

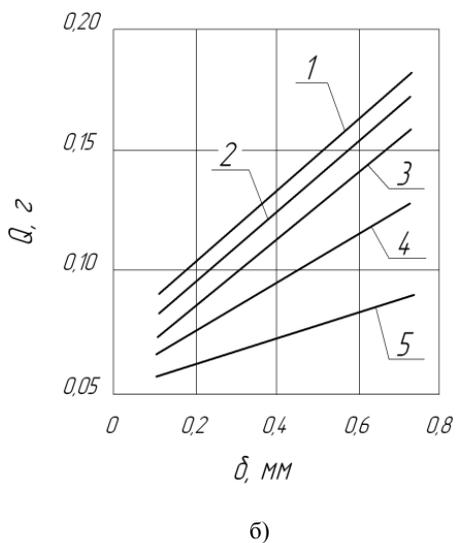
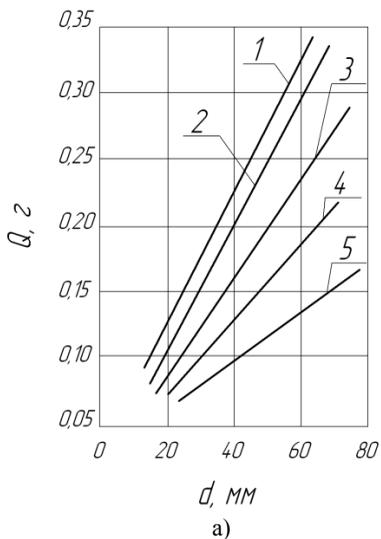


Рисунок 6 – Зависимость съема  $Q$  металла от размера  $d$  материала гранул рабочей среды (а) и их зернистости  $\delta$  (б):  
1 – Ст 3; 2 – сталь 45; 3 – У10А; 4 – СЧ12-28; 5 – КЧ40-2

При использовании крупнозернистого материала гранул, количество зерен, находящихся в контакте с обрабатываемой поверхностью, уменьшается. В этом случае при прочих равных условиях, например, давлении, внедрение зерна в металл происходит на большую глубину и процесс микрорезания более активен. С другой стороны при малой зернистости существенно увеличивается количество контактов гранул с обрабатываемой поверхностью деталей, но внедрение зерен в металл происходит на небольшую глубину. Это способствует «мягкому» процессу микрорезания при ощутимом повышении класса чистоты поверхности.

Твердость материала гранул рабочей среды является одной из основных характеристик, оказывающих значительное влияние на производительность и качество операций виброобработки. В технологиях виброобработки объем загруженной в резервуар рабочей среды, как правило, превышает объем обрабатываемых деталей. Поэтому гранулы в процессе циркуляционного движения соударяются друг с другом чаще, чем с деталями, а это вызывает повышенный износ гранул вследствие их истирания и выкрашивания зерен. Кроме того, появление в рабочей среде продуктов износа ее гранул засоряет поры между зернами и приводит к их абразивному «засаливанию», а также снижению его режущих свойств.

Объемное соотношение гранул рабочей среды и обрабатываемых деталей при их совместной загрузке в резервуар в значительной мере влияет на производительность операций виброобработки. Если количество деталей в резервуаре велико, то гранулы будут контактировать с обрабатываемыми поверхностями только отдельных деталей и процесс виброобработки будет протекать замедленно. Если масса одновременно обрабатываемых деталей меньше массы рабочей среды, то потенциальные возможности технологии виброобработки не будут реализованы в полной мере.

### **Применение химически-активных растворов**

Химически-активные растворы оказывают на процесс виброобработки различное воздействие. В одних случаях компоненты растворов, вступая в реакцию с поверхностным слоем металла детали, меняют его свойства и эти интенсифицируют процесс виброобработки. В других условиях элементы раствора, вступая в химические реакции с металлом образуют на обрабатываемых поверхностях пленки, которые впоследствии легко удаляются колеблющимися гранулами рабочей среды. Иногда химически-активные растворы могут включать в себя добавки, которые способствуют восстановлению режущих свойств гранул рабочей среды, а также удалению отходов обработки. Таким образом во всех случаях применение химически-активных растворов различных количественных и качественных составов приводит к повышению производительности и качества виброобработки.

## **Выводы**

Результаты комплексных исследований, проводимых авторами статьи в НИЛ «ОСА» ВНУ им. В. Даля позволяют решать различные по сложности задачи теоретического и практического характера, связанные с повышением производительности и качества операций виброобработки, как при использовании классических технологий, так и ее разновидностей, полученных комбинированием схем энергетического воздействия на рабочую среду и обрабатываемые детали, помещенные в колеблющийся резервуар, как «внавал», так и с «закреплением» поштучно и партиями на специальных установочных приспособлениях обладающих различными кинематическими свойствами и степенями свободы.

**Список использованных источников:** 1. Применение вибрационных технологий на операциях отделочно-зачистной обработки деталей (очистка, мойка, удаление облоя и заусенцев, обработка кромок) / А.П. Бабичев, П.Д. Мотренко, Л.К. Гиллеспи и др.; под ред. А.П. Бабичева. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2010. – 289 с. 2. *Бабичев А.П.* Основы вибрационной технологии / А.П. Бабичев, И.А. Бабичев. – Ростов н/Д: Издательский центр ДГТУ, 2008. – 694 с. 3. Обработка деталей свободными абразивами в вибрирующих резервуарах: моногр. / И.Н. Карташов, М.Е. Шаинский, В.А. Власов и др. – К.: Вища школа, 1975. – 188 с. 4. *Калмиков М.О.* Инструмент для обработки деталей вальными абразивами / М.О. Калмиков, Т.О. Шумакова, В.Б. Струтинский, Л.М. Лубенська. – Київ - Луганськ: «Ноулідж», 2010. – 214 с. 5. *Носко П.Л.* Застосування вібраційної обробки для підвищення якості виробів / П.Л. Носко, М.О. Калмиков, А.П. Ніколаєнко, Л.М. Лубенська. – Луганськ: «Ноулідж», 2009. – 291 с. 6. *Мицьк В.Я.* Развитие научных основ проектирования технологии и оборудования отделочно-зачистной и упрочняющей виброобработки / В.Я. Мицьк // Вібрації в техніці та технологіях. – 2010. – №2 (58). – С. 141 – 151 7. *Мицьк А.В.* Определение теоретической зависимости сдвига металла от основных параметров технологического процесса виброобработки / А.В. Мицьк // Вібрації в техніці та технологіях. – 2010. – №2 (58). – С. 131 – 137 8. *Берещенко А.А.* Виброхимическая обработка углеродистых и легированных сталей: дис. ... канд. хим. наук: 05.17.03 / Алла Александровна Берещенко. – Киев, 1980. – 132 с. 9. *Мицьк А.В.* Пути интенсификации вибрационной отделочно-зачистной обработки комбинированием схем энергетических воздействий на рабочую среду и детали / А.В. Мицьк, В.А. Федорович // Авіаційно-космічна техніка і технологія. – 2011. – № 6 (83). – С. 26 – 34. 10. Развитие вопросов кинематики и динамики процессов отделочно-зачистной обработки в колеблющемся резервуаре / Мицьк А.В., Федорович В.А., Фадеев В.А. // Резание и инструмент в технологических системах: Межд. научн. техн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2012. – Вып. 82. – С. 171 – 182. 11. *Мицьк А.В.* Повышение эффективности обработки крупногабаритных плоскостных изделий активизацией движения рабочей среды в колеблющихся «U» - образных контейнерах: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / Андрей Владимирович Мицьк. – Харьков., 2008. – 331 с.

*Поступила в редколлегию 15.06.2013*

УДК 621.919.1.

Я.Б. Немировский, канд. техн. наук, Киев, Украина

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ТОЧНОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ ДЕФОРМИРУЮЩИМ ПРОТЯГИВАНИЕМ**

*В статті описані результати досліджень процесу деформуючого протягування, які відносяться до питань вивчення точності оброблених деталей.*

*На підставі проведених досліджень розроблені практичні рекомендації по зменшенню похибок при обробці.*

*В статье приведены результаты исследований процесса деформирующего протягивания, касающиеся точно обработанных изделий.*

*На основании проведенных исследований разработаны практические рекомендации по снижению погрешностей изделий при обработке.*

*The results the investigations of the deforming broaching mechanics connected with solving machine part geometry errors problem are prestented.*

*The practical recommendations to minimise these errors are described.*

Повышение качества изделий и снижение их себестоимости является одной из основных задач современного машиностроения. Деформирующее протягивание (ДПР) применяется как черновая, так и чистовая операция обработки отверстий, сочетая в себе процессы формообразования и деформационного упрочнения.

Наимение изученным параметром качества является точность. В большинстве работ технологического направления рассматривалась только статистическая обработка экспериментальных данных, касающихся погрешности обработанных отверстий [1], а некоторые рекомендации по управлению точностью в процессе обработки касались частных случаев [2,3].

Следует отметить, что вопросы точности при ДПР требуют особо тщательного изучения. Данный процесс протекает без удаления припуска и поэтому технологическая наследственность в форме влияния различных исходных погрешностей заготовки на точность отверстия, в данном случае, проявляется значительно сильнее, чем при методах обработки резанием; у последних исходные погрешности заготовки входят в припуск и в значительной степени устраняются при обработке.

Малоизученность этого вопроса обусловлена тем, что до настоящего времени в полной мере не определены закономерности механики пластического деформирования, вскрывающие основные причины

образования геометрических погрешностей.

Актуальность изучения процесса образования погрешностей подтверждается тем, что при решении любой технологической задачи ДПР: формообразования, достижения необходимых – шероховатости, упрочнения, уровня остаточных напряжений неизбежно возникает технологическая задача обеспечения геометрической точности изделий. Если ДПР является финишной операцией, то она ответственна за размер отверстия и погрешности готового изделия. В том случае, когда она является черновой формообразующей операцией, точность обработанного отверстия определяет припуск под последующую мехобработку. В этом случае необходимо уточнить существующие модели по определению предельных деформаций при ДПР. Они не учитывают величину предельно допустимых по ГОСТу отклонений размеров толщины стенок, обрабатываемых разнотолщинных заготовок. При раздаче такой трубы вначале деформируется тонкостенный участок, а толстостенный участок может оставаться жестким недеформированным. Это снижает ресурс пластичности и может привести к локальному разрушению заготовки или потере устойчивости деформирования материала, то есть, образования шейки. Более того, неоднородность деформирования поперечного сечения разнотолщинной заготовки приводит к тому, что осевая деформация тонкостенного участка отличается от осевой деформации толстостенного участка. Это приводит к образованию такого вида погрешности, как искривление оси обработанной заготовки. Кроме этого вида погрешности на основании анализа литературных источников были выделены и систематизированы основные виды погрешностей заготовок, обработанных ДПР. К ним следует отнести: максимальная погрешность отверстия, овальность, конусность, бочкообразность, корсетность.

Как следует из вышеизложенного, изменение размеров при ДПР, происходит в результате их пластического деформирования. Поэтому, решение проблемы по определению причин образования погрешности при ДПР и путей их устранения необходимо строить на базе изучения механики пластического деформирования заготовок.

Целью рассматриваемого исследования являлась разработка научно-обоснованных методов управления точностью в процессе деформирования заготовок.

Подойти к решению этой цели позволили выполнить нами теоретические и экспериментальные исследования состояния очага деформации, экспериментальные исследования процесса раздачи. Кратко перечислим их.

Проведенные исследования деформированного состояния очага деформации [4] позволили установить следующие закономерности

пластического течения: в контактной зоне процесс деформирования носит устойчивый, стабильный характер, а во внеконтактных зонах очага деформации имеет явно выраженный неустойчивый характер. Указанные закономерности иллюстрируются (рис. 1).

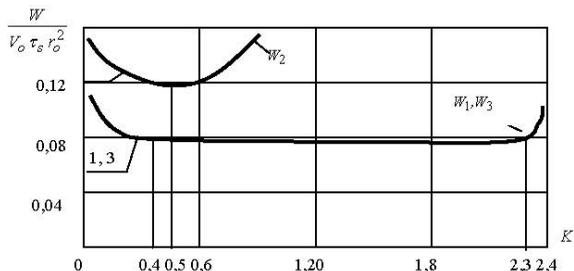


Рисунок 1 – Зависимость мощности пластического формоизменения в контактной зоне (2) и во внеконтактных зонах (1, 3) от параметра осевой деформации  $K$  при

$$\alpha = 2^\circ, \frac{t_o}{r_o} = 0,4$$

Такая неустойчивость деформирования, в сочетании с внешними возмущениями, имеющимися при техпроцессе обработки указывает на то, что наиболее интенсивное образование погрешностей отверстия происходит во внеконтактных зонах очага деформации.

Экспериментальные исследования деформаций обработанных заготовок [5] позволили установить, что в зависимости от толстоценности заготовки, режимов протягивания, геометрии инструмента осевые деформации могут измениться в широком диапазоне: от осевого укорочения до осевого удлинения (рис. 2).

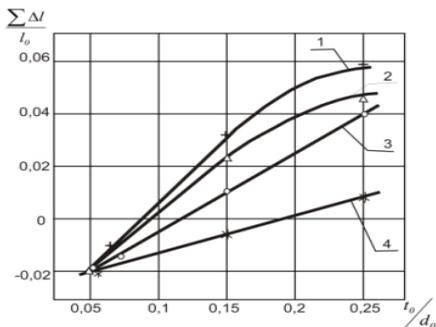


Рисунок 2 – Зависимость осевой деформации от относительной толщины стенки: материал заготовки Сталь20,

$$d_o = 40\text{мм}; \frac{a}{d_o} = 0,0125$$

$$\frac{\sum a}{d_o} = 0,075, \text{ угол } \alpha : 1-12^\circ;$$

$$2-8^\circ; 3-4^\circ; 4-2^\circ.$$

Естественно, при этом присутствует случай с отсутствием осевых деформаций, то есть нулевое изменение длины.

Проведенные исследования позволили разработать экспериментально-аналитическую модель для оценки такого вида погрешности, как искривление оси обработанной разнотолщинной заготовки [6] и установить, что этот вид погрешности образуется в контактной зоне, где осуществляется основная пластическая деформация заготовки.

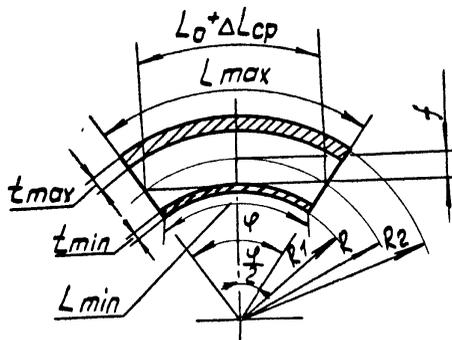


Рисунок 3 – Схема искривления разнотолщинной заготовки при ее раздаче

Он обусловлен различными осевыми деформациями разнотолщинных участков заготовки, на которые, как указывалось выше, наиболее сильно влияют режимы протягивания и геометрия инструмента.

Разработанная математическая модель [7] (рис. 4) раздачи заготовки с исходной разнотолщинностью в окружном направлении позволила получить уравнение (1)\*\*\* определяется минимально необходимой величиной деформации, обеспечивающей пластическое деформирование всего объема заготовки для материалов с различным деформирующим упрочнением.

$$\varepsilon = \frac{1}{\pi} \sqrt{3} \left( \frac{\sigma_T}{B} \right)^{\frac{1}{n}} \int_0^{\varphi_0} \left[ \frac{t_0(\varphi_0)}{t_0(\varphi)} - 1 \right]^{\frac{1}{n}} d\varphi \quad (1)$$

где  $\sigma_T$ ,  $B$ ,  $h$  – параметры, аппроксимирующие кривую течения обрабатываемого материала.

Также дала возможность выбрать технологические факторы, обеспечивающие отсутствие браковочных признаков, обработанных заготовок по параметрам: допустимой разнотолщинности, исчерпания ресурса пластичности, локальной потери устойчивости течения материала.

Исследования особенностей деформирования заготовок с малыми натягами (заготовки с толщиной стенки близкой к бесконечной либо из

малопластичного материала) [8] показало влияние исходной погрешности на точность обработанного отверстия. Более того, применение деформирующего протягивания, как одной из операций в технологическом процессе обработки таких заготовок, возможно только при наличии высокой точности отверстия после предшествующих операций. Для этого случая определяющим режимным параметром является величина суммарного натяга, которая ограничивается:

- требуемой точностью формы отверстия при обработке пластичных материалов;
- при обработке малопластичных материалов требуемой точностью формы отверстия и ресурсом пластичности обрабатываемого материала.

Следует отметить, что искомая деформация должна быть достаточна для обеспечения требуемой шероховатости и упрочнения обработанной поверхности.

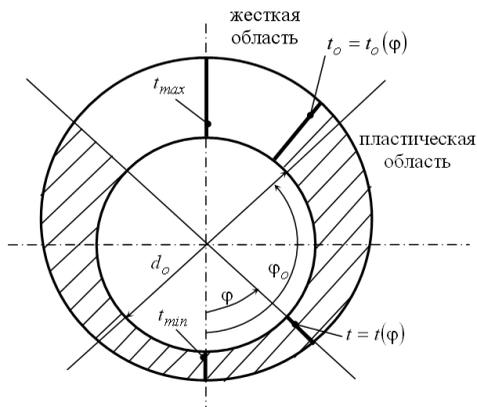


Рисунок 4 – Расчетная схема раздачи заготовки с переменной толщиной стенки

Особо следует остановиться на погрешностях наружной поверхности обработанной заготовки, которые зачастую определяют припуск под следующую обработку. Под влиянием краевого дефекта, основные погрешности образуются на участках, примыкающих к торцам детали в результате изменений условий деформирования на входе и выходе деформирующего элемента. Как следует из выполненных исследований, наиболее существенно влияют на рост этого вида погрешности угол  $\alpha$  и натяг, а также конструктивные особенности заготовки и условия ее базирования.

Выше приведенные результаты исследований показали, что

погрешности деталей обработанных ДПР, образуются как в контактной, так и во внеконтактных зонах очага деформации, обусловленных особенностями течения материала в очаге деформации, влиянием исходной погрешности заготовки, а также погрешностями базирования. Для наглядности представим в качественном виде влияние технологических факторов, исходной погрешности заготовки, погрешностей ее базирования, а также параметров очага деформации на геометрическую точность обработанной заготовки в виде графа (рис. 5).



Рисунок 5 – Граф влияния технологических параметров, погрешности базирования, исходной погрешности заготовки на геометрическую точность изделия

Анализ результатов, приведенных на рис. 5 позволяет определить основные пути снижения погрешностей при ДПР.

Ими являются:

- влияние на деформирование во внеконтактных зонах;
- влияние на деформирование на участке контакта;
- устранение внешних факторов, исключающих осесимметричность течения материала в очаге деформирования, т.е. исходной погрешности заготовки и погрешностей ее базирования;
- устранение погрешностей наружной поверхности на участках,

примыкающих к торцам заготовки.

Рассмотрим технологические возможности влияния на зоны очага деформации.

Деформирование в различных зонах очага деформации, представляет единый процесс пластического формоизменения заготовки. Поэтому его возмущения в форме проявления неустойчивости процесса в любой из зон неизбежно отразится на формировании погрешностей заготовки.

Следовательно, предотвращение неустойчивости в форме геометрических искажений течения материала необходимо осуществлять во всех зонах и прежде всего во внеконтактных, где как показано выше, имеет место неустойчивость течения даже при отсутствии внешних возмущающих факторов.

Как следует из известных законов механики [9] само начало проявления или исчезновение неустойчивости движения в механических системах очень сильно зависит от самых малых проявления внешних возмущающих или стабилизирующих факторов. Применительно к процессу ДПР с учетом вышесказанного следует, что активное технологическое воздействие даже малое по величине нагрузки на зоны внеконтактной деформации может существенно повлиять на устойчивость всего процесса деформирования, а следовательно на точность обработанного изделия. Учитывая, что для эффективного воздействия на внеконтактную зону не требуется значительных нагрузок, повлиять на течения материала в этих зонах можно различными конструкторско-технологическими приемами, основой для разработки которых могут служить результаты математического моделирования очага деформации.

Один из приемов является выбор режимов раздачи и геометрии инструмента, позволяющих уменьшать размеры внеконтактных зон.

Также воздействовать на зоны внеконтактных деформаций можно за счет принудительного изменения течения материала в этих зонах наложением дополнительных связей, приближающих его к условиям течения в зоне контакта. Это можно осуществить за счет совмещения зон внеконтактной деформации при обработке заготовок группой деформирующих элементов.

Как показано в работе [10] зависимость изменения максимальной погрешности обработанной заготовки ( $\delta$ ) от взаимного расположения деформирующих элементов ( $L-l_0$ ) имеет экстремальный характер с минимумом соответствующему  $L-l_0=l_1$ , где  $l_1$  – расстояние до максимума внеконтактной зоны. Причем такой характер этой зависимости справедлив при обработке изделий с различной толстостенностью, деформирующими элементами с различными углами  $\alpha$  и натягами.

Однако и при совмещении зон при обработке группой элементов за

последним деформирующим элементом образуется внеконтактная зона, служащая источником образования погрешностей. Влиять на эту зону со внутренней поверхности позволяет новая конструкция деформирующего элемента [11].

На рис. 6 показана раздача отверстия заготовки с помощью такого инструмента. У этого элемента 2 рабочий корпус 3 сопряжен с дополнительным криволинейным участком 4, параметры образующей которого рассчитаны исходя из результатов математического моделирования, приведенных в работе [11] и повторяют внеконтактную зону за последним деформирующим элементом. уравнение образующей участка 4:

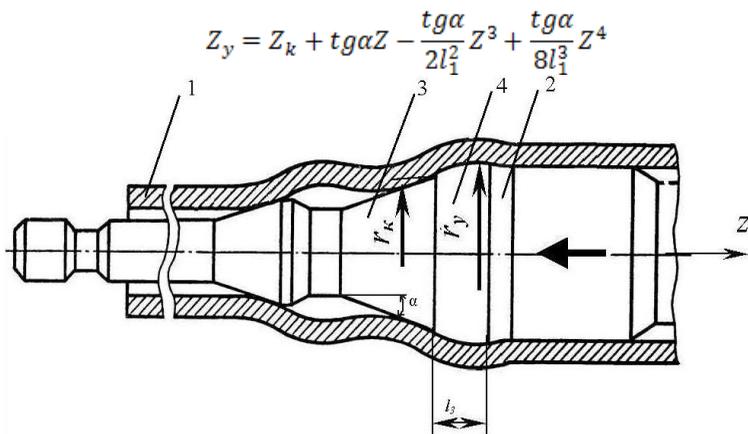


Рисунок 6 – Схема обработки отверстия заготовки группой элементов, последний из которых снабжен дополнительными криволинейным участком:  
 1 – заготовка, 2 – деформирующий элемент, 3 – рабочий конус,  
 4 – дополнительный участок

При использовании такого элемента энергетика процесса по сравнению с раздачей обычным элементом, практически не меняется, а неустойчивость течения во внеконтактной зоне исчезает. Об этом свидетельствует сравнительный анализ результатов обработки отверстия группой элементов: при  $L-l_0=l_3$  – погрешность  $\delta = 0,6$  мм, при  $L-l_0=l_1$  –  $\delta=0,33$ мм, а при введении в группу деформирующего элемента новой конструкции погрешность еще снизилась  $\delta=0,19$ .

Влиять на внеконтактную зону можно и со стороны наружной поверхности заготовки. Это выполняется, например, специальной волокой радиальные размеры и место расположения которой относительно

последнего элемента рассчитываются исходя из размеров внеконтактной зоны за деформирующим элементом.

Схема протягивания также влияет на точность обработки. Так как она практически не влияет на размеры внеконтактных зон [10], то повышение точности при переходе от схемы протягивания на сжатие к схеме на растяжение обусловлено появлением в стенке детали осевых растягивающих напряжений, которые повышают продольную устойчивость заготовки в процессе деформирования.

Схема с ограничением осевой деформации [2], является усовершенствованной схемой протягивания на растяжение и отличается от нее тем, что к свободному концу обрабатываемой детали прикладывается дополнительная осевая нагрузка. Выполненные исследования по изучению изменения осевых размеров, обработанных заготовок [5], позволили сформулировать рекомендации по выбору схемы приложения нагрузки. Приложение этой нагрузки в зависимости от режимных параметров,

толстостенности заготовки, геометрии инструмента, которые в свою очередь определяют уровень осевых напряжений в стенке изделия, осуществляется по трем вариантам: за счет жесткого закрепления свободного конца, за счет дополнительного перемещения свободного конца в направлении протягивания, либо за счет дополнительного перемещения свободного конца в сторону противоположного протягиванию.

Проведенные исследования [12] по изменению уровня осевых напряжений по длине заготовок при их деформировании с перепадом толщины стенки, показали, что изменение уровня осевых напряжений по длине обрабатываемой заготовки является возмущающим фактором негативно влияющим на течение материала в очаге деформации и приводящему к образованию погрешностей обработанных изделий.

Для устранения этой причины необходимо обеспечить постоянство осевых напряжений в стенке детали в процессе протягивания. Это реализуется использованием схемы с ограничением осевой деформации при определении дополнительной осевой нагрузки согласно экспериментально установленной связи между осевым напряжением и величиной окружной деформации [2].

Также самостоятельным направлением повышения точности деталей, обработанных ДПР является влияние на деформирование в зоне контакта. Это можно осуществить за счет выбора рациональных режимов протягивания и геометрии инструмента. Особенно существенно это проявляется при обработке разнотолщинных заготовок. Например, согласно данным [6] по обработке разнотолщинных заготовок оптимальным с позиций снижения такого вида погрешности, как кривизна оси, является использования при

обработке деформирующих элементов с углами наклона обеспечивающей  $2^\circ \leq \alpha \leq 8^\circ$  при использовании натягов  $a/d^\circ \geq 0,025$ .

Эксперименты по исследованию осевых деформаций обработанных заготовок [5] показали, что схема протягивания также влияет на осевые деформации. Следовательно, выбор необходимой схемы является одним из вариантов влияющих на течение материала в контактной зоне.

Нами детально рассмотрено [12], как при использовании схемы с ограничением осевой деформации, устраняются погрешности вызванные наличием локального изменения толщины стенки (буртами, фланцами, канавками). Однако схема с ограничением осевой деформации имеет конкретные области своего применения (протягивание тонкостенных деталей повышенной длины). При протягивании по часто применяемой схеме растяжения базирование заготовки также осуществляется за счет бурта или канавки на наружной поверхности. Это обуславливает изменение толщины стенки на участке базирования, что изменяет радиальные и осевые деформации и приводят к образованию значительных погрешностей. Для устранения этой проблемы разработан новый способ раздачи, согласно которому участок заготовки, используемый для базирования, необходимо предварительно раздавать на требуемую величину, которая определяется в зависимости от требуемой деформации  $e_2$  по соотношениям

$$e_1 = (0.85 \div 0.95)e_2$$

После осуществления предварительной раздачи этого участка на нем подготавливают базу, например канавку для лучшего закрепления заготовки разрезными полукольцами в опоре при ее окончательной раздаче.

В процессе окончательной раздачи участок, имеющий перепады толщины стенки, практически не деформируется, а разность деформации ( $e_1 - e_2$ ) используется только для пластического деформирования микронеровностей поверхностного слоя. Использование этого способа при обработке изделий по схеме растяжения существенно снижает погрешности обработки. Например, использование этого способа заготовки (размерами  $t_0/d=0,25$ ,  $L=250$  мм и буртом  $t_0/d=0,35$  протяженностью 15 мм) деформирующим элементом с углом  $\alpha=12^\circ$  и натягом на элемент  $a/d_0=0,0375$  позволит снизить погрешность обработанного отверстия с 0,73 мм до 0,36 мм.

Применение при обработке малопластичных материалов разработанного нами способа согласно которого заготовка деформируется в упругой области и только поверхность отверстия претерпевает дополнительную пластическую деформацию, не искажает форму заготовки, а наоборот, улучшает точность отверстия за счет снижения и выравнивания высотного параметра шероховатости.

Третьим важным исправлением повышения точности деталей при ДПР является устранение внешних факторов искажающих осесимметричность течения материала. К ним следует отнести:

Несоосность инструмента и заготовки, которая устраняется выбором оптимальной схемы протягивания, позволяющей создать в каждом конкретном случае условия базирования, устраняющие несоосность инструмента и заготовки. Так, например, для обработки по схеме растяжения разработан новый способ раздачи [13] дополнительным конструктивным коническим элементом, установленным со стороны свободного конца детали и соединяющим его со стержнем протяжки.

При раздаче тонкостенных заготовок по схеме сжатия небольшими деформациями необходимо использовать специальные раздвижные опоры [3], что позволяет устранить несоосность инструмента и заготовки.

Обеспечить минимальные отклонения осей инструмента и заготовки можно за счет новой схемы встречного деформирования. Согласно этой схеме деформирование осуществляется двумя идентичными деформирующими элементами одновременно с обоих торцов заготовки. При совмещении торцов деформирующих элементов нагрузка с одного элемента снимается, деформирование обработанного участка осуществляется одним элементом при этом деформирующий элемент без нагрузки играет роль поддерживающего.

Также улучшает условия базирования использование на деформирующих протяжках передних и задних направляющих. Особенно они эффективны когда упругая в радиальном направлении передняя направляющая контактует с необработанной поверхностью, а наружный диаметр задней направляющей равен диаметру обработанного отверстия.

- переменная жесткость детали. Влияние этого фактора, как и в случае влияние на течение материала на участке контакта, устраняется предварительной раздачей для подготовки базы под окончательную раздачу;

- изменение механических характеристик и разнотолщинности заготовки, устраняется термическими отращиваниями, дополнительной механической обработки;

- влияние веса инструмента и заготовки устраняется за счет раздачи на вертикальных прессах, либо использованием специальных опор устройств, сопровождающих и поддерживающих инструмент в процессе его перемещение через заготовку.

Для устранения погрешностей наружной поверхности разработана новая схема раздачи согласно которой требуется суммарная деформация осуществляется в парное число проходов, причем после первого прохода меняется опорный торец.

Представим материал, касающийся технологических путей обеспечения

точности деталей, обработанных ДПР в виде схемы (рис. 7).

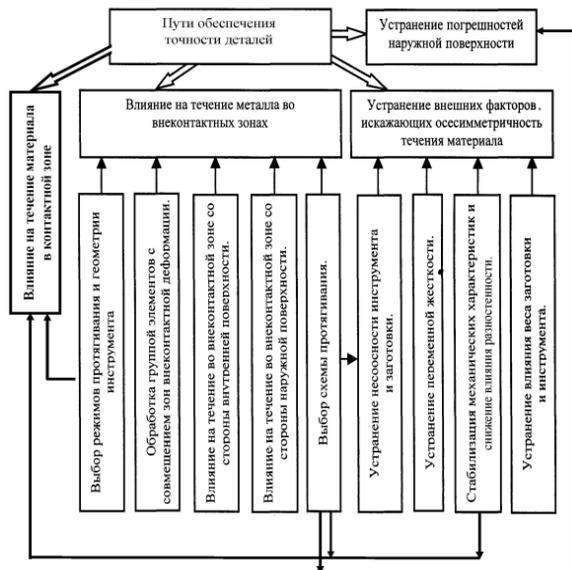


Рисунок 7 – Технологические варианты обеспечения точности обработки

Она позволяет в зависимости от имеющегося оборудования, размеров и технических требований к деталям использовать разработанные положения для выбора оптимального пути достижения необходимой точности.

Научно-обоснованные технологические методы по управлению точностью использованы при разработке технологических процессов на основе операции ДПР. Приведем несколько примеров. Обработка внутренней полости разнотолщинных заготовок волноводных труб из цветных металлов. Достижение положительного результата (кривизна оси 1мм на 1м длины заготовки, максимальная погрешность отверстия 0,03 мм) обеспечено обработкой группой элементов с совмещением зон внемконттактной деформации, использованием деформирующего элемента с дополнительным участком, образующая которого соответствует профилю внемконттактной зоны; влиянием на несоосность инструмента и заготовки; а также при использовании рациональных режимов протягивания и геометрии инструмента.

За счет решения задачи обеспечения геометрической точности рабочей поверхности гильз ДВСМ из чугуна [14] решена проблема обработки полухрупких материалов практическим деформированием, что позволило

улучшить эксплуатационные характеристики гильз ДВС.

Разработан технологический процесс восстановления геометрической размерной точности поршневых пальцев ДВС за счет раздачи их отверстия деформирующим элементом. В этом случае достижения положительных результатов достигнуто за счет решения проблем обеспечения стабильного припуска под последующую мехобработку по длине восстановленного пальца, неизменности осевых размеров пальца после его раздачи. Разработка такого техпроцесса позволило решить задачу обеспечения качества восстановленных пальцев на уровне новых [15].

**Список использованных источников:** 1. Качество поверхности, обработанной деформирующим протягиванием /А.М. Розенберг, О.М. Розенберг, Э.И. Гриценко, Э.К. Посвятенко – Киев: Наук. Думка. 1977.-187с. 2. *Проскуряков Ю.Т., Романов В.Н., Исаев А.Н.* Объемное дорнование отверстий. – М.: Машиностроение, 1984.-233 с. 3. Расчет и проектирование твердосплавных деформирующих протяжек и процесса протягивания /А.М. Розенберг, О.А. Розенберг, Э.К. Посвятенко, Ю.Ф. Бусел, А.Д. Крицкий, Э.И. Гриценко.- Киев: Наукова думка, 1978. – 256 с. 4. *Немировский Я.Б., Цеханов Ю.А.* Применение вариационных принципов для анализа энергетических и кинематических параметров процесса деформирующего протягивания// Резание и инструмент в технологических системах. Международ. науч.техн.сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2001. – Вып.60.- С. 154-159. 5. *Цеханов Ю.А., Немировский Я.Б.* Влияние технологических параметров деформирующего протягивания на конечные деформации заготовок //Високи технології в машинобудуванні. – Харків: ХДПУ, 2000. – с. 281-285. 6. *Немировский Я.Б., Геровский А.И.* Кривизна оси разнотолщинных заготовок, обработанных деформирующим протягиванием // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеve машинобудування, автоматизація: Зб. наук. праць. – Кіровоград: КНТУ, 2004.– №14. – С.222-229. 7. *Цеханов Ю.А., Баланская Е.А., Немировский Я.Б.* Влияние разнотолщинности заготовки на процесс ее раздачи при деформирующем протягивании //Високи технології в машинобудуванні: Сб. науч. тр. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2002. – №1. – С146-153. 8. *Немировский Я.Б., Чернявский А.В.* Геометрическая точность изделий, обработанных деформирующим протягиванием с малыми деформациями // Резание и инструмент в технологических системах. Международ. научн. сб. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. – №69. – С.201-210. 9. Тимошенко С.П. Устойчивость упругих систем. – М.: Гостехиздат, 1955.-586 с. 10. *Немировский Я.Б.* Точность отверстий, обработанных деформирующим протягиванием // Резание и инструмент в технологических системах: Междунар. научно-техн. сбор. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003 - № 65. – С 111. – 118. 11. Способ деформирующего протягивания: А.С.1523318 СССР, МКИ В24В39/02, В23Д43/02/ Я.Б. Немировский, А.И. Геровский, В.В. Кривошея. – №4443763/31-27; заявл. 06.05.88; опубл. 39.01.90, Бюл. №4-Зс. 12. *Немировский Я.Б.* Влияние схемы протягивания на точность изделий, обработанных деформирующим протягиванием //Високи технології в машинобудуванні: Сб. наук. праць. – Харків: НТУ «ХПИ», 2007. – Вып. 2 (15). – С. 172-179. 13. Устройство для деформирующего протягивания длинномерных цилиндрических деталей: А.с. 1243936 СССР МКІВ24В39/02/В23043/02/ О.А. Розенберг, Я.Б. Немировский, А.И. Геровский и др. - №3852404/25-27, Заявл. 04.02.1985; опубл. 15.07.86, Бюл. №26.-3 с. 14. *Немировский Я.Б., Чернявский А.В.* Особенности обработки гильз ДВС деформирующим протягиванием // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеve машинобудування, автоматизація: Зб. наук. праць. – Кіровоград, КНТУ, 2004. – №15. – С.425-432. 15. *Немировский Я.Б., Деревець Л.І., Цеханов Ю.О.* До питання міцності поршневих пальців, відновлених деформуючим протягуванням // Механізація та електрифікація сільського господарства. – Глеваха: Національний науковий центр «Інститут механізації та електрифікації сільського господарства»: вип. 88. – 2004 – с. 142-151.

*Поступила в редколлегию 12.06.2012*

УДК 621.923

Ю.К. Новосёлов, д-р техн. наук, С.М. Братан, д-р техн. наук,  
В.Б. Богуцкий, Севастополь, Украина

## **АНАЛИТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ШЛИФОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ**

*Наведено методіку розрахунку параметрів шорсткості поверхні для умов плоского та круглого зовнішнього шліфування.*

*Приведена методика расчета параметров шероховатости поверхности для условий плоского и круглого наружного шлифования.*

*The design procedure of surface roughness parameters for the conditions of the round external grinding.*

Основными параметрами качества обрабатываемой поверхности являются ее шероховатость и глубина дефектного слоя. По ГОСТ 2789-73 регламентируются высотные параметры шероховатости:  $R_a$ ,  $R_z$ ,  $R_{\max}$ . Обычно определение этих параметров сводится к табулированию профиллограмм и дальнейшим вычислениям с помощью ЭВМ.

Процессы шлифования имеют сложную стохастическую природу, что приводит к разбросу показателей качества изделий и не позволяет использовать все возможности финишных методов. Микрорельеф шлифованной поверхности представляет собой совокупность отображений в материале заготовки поверхностей резания, образованных при движении режущих кромок инструмента в пространстве обрабатываемой заготовки. Форма единичных рисок определяется формой режущих кромок, особенностями контакта с материалом поверхности.

Аналитические зависимости для определения важнейших параметров шероховатости поверхности при условии, что случайный процесс, описывающий ординаты, является стационарным и нормальным, получены в работах Ю.Р. Витенберга, А.П. Хусу, Ю.В. Линника и ряда других исследователей. Параметры шероховатости вычислены по корреляционным функциям. Вид функции принимается известным, а её коэффициенты определяются на основе экспериментальных исследований процесса шлифования.

Основы прогнозирования важнейших параметров шероховатости поверхности по технологическим факторам рассмотрены в работах [5,9].

Известные зависимости с учетом влияние на неровности процессов, возникающих в динамической системе, существенно уточнены в работе [9], где расчет параметров шероховатости выполнен на основе функционалов, полученных при теоретическом анализе процессов формообразования поверхностей.

1. Среднее арифметическое отклонение профиля  $R_a$  вычисляется:

$$R_a = \frac{\sqrt{2}V_u H_u^{3/2}}{\pi^2 K_c (V_k \pm V_u) n_g \sqrt{D_3 \rho_g} \sum_{i=0}^n (W_m - i\Delta r)^{3/2}} \quad \text{при } \Delta r < W_m; \quad (1)$$

$$R_a = \frac{0,25V_u^{0,4} t_f^{0,6}}{K_c^{0,4} (V_k \pm V_u)^{0,4} n_g^{0,4} D_3^{0,2} \rho_g^{0,2}} \quad \text{при } \Delta r \geq W_m. \quad (2)$$

где  $W_m$  – расстояние от наиболее глубокой впадины до средней линии профиля вычисляется из условия  $y_m = 0$ ,

$P(M) = 0,5$ ,  $G_k \sum_{i=0}^n (W_m - i\Delta r)^v - \ln 2 = 0$ . При величине радиального съема

металла  $\Delta r \geq W_m$   $W_m = \left( \frac{\ln 2}{G_k} \right)^{1/v}$ .

где  $G_k = \frac{\sqrt{\pi D_3} \Gamma(m+1) \Gamma(\chi) \chi K_c C_b (V_k \pm V_u) n_g}{\Gamma(m + \chi + 3/2) V_u H_u^\chi}$  (3)

при частных значениях  $m = 0,5$ ,  $\chi = 1,5$  зависимость (3) принимает вид:

$$G_k = \frac{0,598 \sqrt{\pi \rho_g D_3} K_c (V_k \pm V_u) n_g}{V_u H_u^{1,5}} \quad (4)$$

$$\Delta r = \frac{t_f^2}{1,478 t_f + \frac{13,66 V_u}{K_c (V_k \pm V_u) n_g \sqrt{D_3 \rho_g}}}; \quad (5)$$

$$t_f = 0,739\Delta r + \sqrt{0,546(\Delta r)^2 + \frac{13,66V_u\Delta r}{K_c(V_k \pm V_u)n_g\sqrt{D_3\rho_g}}}; \quad (6)$$

где в формулах (1), (2), (3), (4), (5), (6):  $K_c$  – коэффициент стружкообразования (он показывает, что не весь материал удаляется из объема риски, а часть его вытесняется и образует по краям риски навалы);  $n_g$  – количество вершин зерен на единицу поверхности рабочего слоя круга;  $H_u$  – величина слоя рабочей поверхности круга по глубине, в пределах которого подсчитывается число абразивных зерен  $n_g$ ;  $P(M)$  – вероятность удаления металла;  $m$  и  $\chi$  – показатели степенной зависимости;  $\rho_g$  – радиус округления при вершине зерна;  $V_k$  – скорость круга;  $V_u$  – скорость детали;  $D_3$  – эквивалентный диаметр;  $\Delta r$  – радиальный сьем материала.

Уравнения (1) и (2) по своей структуре и величине показателей степени близко к имеющимся в литературе степенным зависимостям, но в отличие от них отражает физическую природу процесса формообразования и соответствуют теории размерностей.

2. Наибольшая высота неровностей профиля  $R_{\max}$  и высота неровностей профиля по десяти точкам  $R_z$ . Рассчитываются по величине слоя, в котором распределена шероховатость поверхности, и математическим ожиданиям расстояний от верхней границы слоя до пяти высших точек профиля и расстояний от нижней границы слоя до пяти низших точек профиля. Для стационарного процесса, близкого к нормальному, можно считать, что расстояния от верхней границы слоя шероховатости до наиболее выступающих вершин профиля распределены по законам, аналогичным распределению расстояний от впадин до нижней границы слоя. В этом случае математическое ожидание значений параметров  $R_{\max}$  и  $R_z$  определяются как

$$M[R_{\max}] = H - 2\sqrt{\frac{2V_u t_f^{3/2}}{3n_g(V_k \pm V_u)L\sqrt{D_3}}}; \quad (7)$$

$$M[R_z] = H - 2,95\sqrt{\frac{V_u t_f^{3/2}}{n_g(V_k \pm V_u)L\sqrt{D_3}}}. \quad (8)$$

где  $H = t_f - \Delta r$  – величина слоя шероховатости поверхности (размер переходной области материал – среда).

3. Расстояние от линии выступов до средней линии и относительная опорная площадь на уровне средней линии определяется по параметрам кривой опорной поверхности и среднему арифметическому отклонению профиля:

$$R_p = \left[ \frac{R_a (v_p + 1) R_{\max}^{v_p}}{2b} \right]^{\frac{1}{v_p + 1}} ; \quad (9)$$

$$t_{Rp} = \frac{R_a (v_p + 1)}{2R_p} . \quad (10)$$

Одним из основных параметров рабочей поверхности инструмента, в значительной степени влияющего на характеристики шероховатости обрабатываемой поверхности является радиус округления вершины зерна  $\rho_g$ . По данным Д.В. Ваксера [3], Г.М. Ипполитова [4] и ряда других исследователей [6,8], радиус при вершине зерна зависит от материала абразивного зерна, способа изготовления, зернистости, режима правки инструмента.

Текущий радиус округления зависит от его исходного значения, условий контакта абразивного зерна с обрабатываемым материалом, режима резания и времени работы инструмента. С увеличением  $\tau$  закономерно увеличивается  $\rho_g(\tau)$ , на вершине зерна, в плоскости перпендикулярной вектору скорости резания, появляется радиусная площадка износа, наблюдается затупление абразивного зерна.

В общем случае можно записать

$$\rho_g(\tau) = K_{\rho_g} \cdot \rho_{g0}, \quad (11)$$

где  $K_{\rho_g}$  – коэффициент учитывающий изменение радиуса округления зерна в процессе работы абразивного инструмента;  $\rho_{g0}$  – исходный радиус округления вершины зерна.

Для выполнения практических расчетов целесообразнее было бы использовать характеристики абразивного материала, приведенные в ГОСТ 3647-80 или в ISO 8486-1,2:1996(E), такие как зернистость или основной размер абразивного зерна  $B_g$ . На основе анализа экспериментальных

данных, представленных в работах ряда авторов, составлена таблица 1 отражающая зависимость исходного радиуса округления вершин зерен  $\rho_{g0}$  от основного размера абразивного зерна  $B_g$ .

Таблица 1 – Исходные радиусы округления вершин абразивных зерен  $\rho_{g0}$ .

Источник	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)										
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10
	Основной размер абразивных зерен $B_g$ , мкм										
	160	240	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2000
Исходный радиус округления вершин зерен $\rho_{g0}$ , мкм											
Байкалов А.К. [1]	13	19	–	28	–	–	–	–	–	114	
Маслов Е.Н. [7]	11	17	25		41			76	–	–	–
Мурдасов А.В. [8]	–	19	–	30	–	–	68	–	97	115	130
Ваксер Д.Б. [3]	14	21		30	–	–	–	–	–	–	–
Королев А.В. [5]	12	–	–	–	–	48	–	–	93	119	149
Божко Т.Е. [2]	13	19	27	28	38	–	60	–	–	–	–

Аппроксимация степенной зависимости проводилась на основе данных приведенных в таблице 1 методом наименьших квадратов.

Полученная экспериментальная зависимость имеет вид:

$$\rho_{g0} = 0.0535 \cdot B_g^{0.955} \quad (12)$$

В таблице 2 приведено сопоставление средних значений экспериментальных данных по таблице 1 и значений рассчитанных по формуле (12), графически это сравнение показано на рис. 1. Проверка по коэффициенту корреляции и критерию Фишера показала адекватность предложенной зависимости (12).

С учетом (12) зависимость (11) примет вид

$$\rho_g(\tau) = K_{\rho_g} \cdot \rho_{g0} = 0,0535 \cdot K_{\rho_g} \cdot B_g^{0,955}, \quad (13)$$

Таблица 2 – Сопоставление экспериментальных и расчетных значений радиусов округления вершин зерен  $\rho_{g0}$ .

Источник	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)										
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10
	Основной размер абразивных зерен $B_g$ , мкм										
	160	240	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2000
Радиус округления вершин зерен $\rho_{g0}$ , мкм											
Среднее значение экспериментальных данных по табл. 1	12,6	19	26	29	39,5	48	64	76	95	115,3	139,5
Расчетное значение по формуле (12)	12,8	19,4	24,5	30,7	38,1	47,6	59,6	74,3	92,4	115,4	143

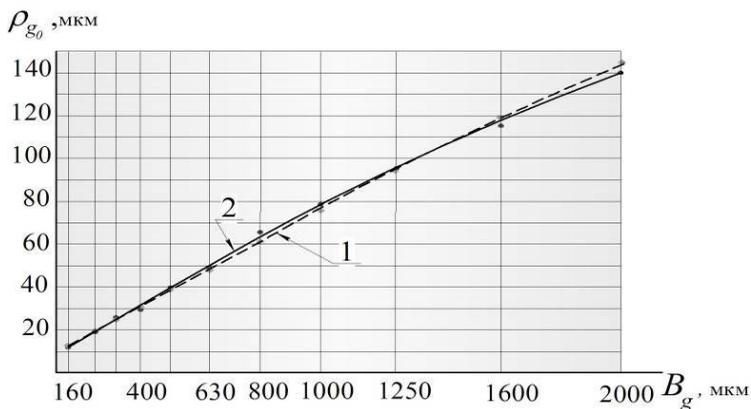


Рисунок 1 – Сопоставление расчетных (1) и экспериментальных (2) зависимостей между радиусом при вершине зерна  $\rho_{g0}$  и основным размером абразивных зерен  $B_g$

Как показано в [9], для любой точки профиля абразивного зерна (рис. 2) радиус кривизны в полярных координатах вычисляется по уравнению:

$$\rho_g(\tau) = \frac{\left[ R_g^2(\varphi, \tau) + R_g'^2(\varphi, \tau) \right]^{3/2}}{R_g^2(\varphi, \tau) + 2R_g'(\varphi, \tau)R_g''(\varphi, \tau) - R_g(\varphi, \tau)R_g''(\varphi, \tau)}. \quad (14)$$

При совмещении полюса полярных координат с центром кривизны вершины зерна для углов окрестности  $\varphi_\rho = 0$  радиус-вектор исходного профиля равен  $\rho_{g_0}$ , а его текущее значение

$$R_g(\varphi_\rho, \tau) = \rho_{g_0} (1 - \psi(\varphi_\rho, \tau)) - \frac{H - u_\rho}{\cos \varphi_\rho} \psi(\varphi_\rho, \tau),$$

где  $\varphi_\rho$  – полярный угол точек профиля вершины зерна;  $u_\rho$  – расстояние от максимальной впадины исходного профиля до центра кривизны исходного профиля вершины зерна.

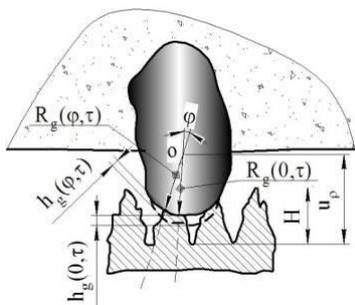


Рисунок 2 – Схема к расчету изменения контура абразивного зерна

Текущий радиус округления вершины зерна вычисляется по текущему радиус-вектору и его первой и второй производным по уравнению (14) при  $\varphi_\rho = 0$ .

$$\rho_g(\tau) = \frac{(\rho_{g_0} + B - Be^A)^2}{\rho_{g_0} - A\rho_{g_0} - BA} e^{-A}, \quad (15)$$

где за  $A$  и  $B$  обозначено:  $A = \frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}$ ;  $B = H - u_\rho$ .

Коэффициент учитывающий изменение радиуса округления зерна в процессе работы абразивного инструмента  $K_{\rho_g}$  можно представить как

$$K_{\rho_g} = \frac{\rho_g(\tau)}{\rho_{g0}},$$

или после выполнения преобразования

$$K_{\rho_g} = \frac{18,692H(0,0535B_g^{0,955} + (H - u_\rho)(1 - e^{\left(\frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}\right)})^2 e^{-\left(\frac{h_0(V_k \pm V_u)\tau}{H}\right)}}{(0,0535B_g^{0,955} (1 - h_0(V_k \pm V_u)\tau) - h_0(V_k \pm V_u)(H - u_\rho)\tau)B_g^{0,955}}, \quad (16)$$

где  $h_0$  – относительный износ абразивного материала;  $\tau$  – время работы абразивного инструмента.

На рис. 3 показаны графики, позволяющие оценить влияние времени работы шлифовального круга на изменение радиуса округления вершины абразивного зерна.

$\rho_g(\tau), \text{мкм}$

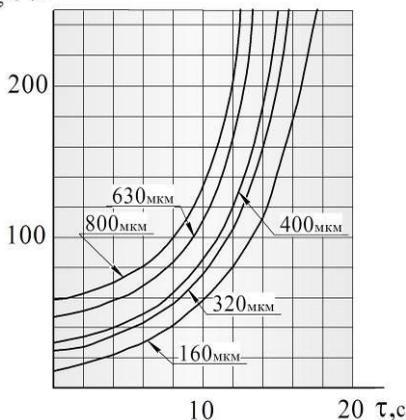


Рисунок 3 – Влияние времени работы шлифовального круга на изменение радиуса округления вершины абразивного зерна  $\rho_g(\tau)$  для различных величин основного размера абразивных зерен  $B_g$

Количество зерен  $n_g$  на  $1 \text{ мм}^2$  поверхности шлифовального круга, входящее в зависимости (1), (2), (4), (5), (6), (7), (8), также во многом определяется основным размером абразивных зерен  $B_g$ . В тоже время, имеющиеся экспериментальные данные свидетельствуют и о существенном изменении числа режущих кромок за период стойкости инструмента. Вследствие ограниченной прочности абразивных зерен и их заделки в инструменте при каждом контакте с обрабатываемым материалом часть зерен будет разрушаться или вырываться из круга. Одновременно в работу будут вступать новые режущие кромки, лежащие в глубинных слоях инструмента. Поэтому, в общем случае можно записать

$$n_g(\tau) = K_{n_g} \cdot n_{g0} \tag{17}$$

где  $K_{n_g}$  – коэффициент учитывающий изменение количества абразивных зерен на рабочей поверхности круга в период между правками;  $n_{g0}$  – исходное количество абразивных зерен на рабочей поверхности круга.

Исходное количество абразивных зерен на рабочей поверхности круга  $n_{g0}$  определялось по [11] с учетом содержания абразивных зерен в круге  $V_g$  %, основного размера абразивных зерен по ГОСТ 3647-80  $B_g$ , структуры и твердости (для кругов со структурами 5...6 и твердостью СМ1  $V_g = 45\%$  [4]) и аппроксимировалось методом наименьших квадратов, что позволило получить зависимость:

$$n_{g0} = 0,62 \cdot B_g^{-1,99}, \frac{1}{M^2} \tag{18}$$

В таблице 3 приведено сравнение количества зерен на 1 мм<sup>2</sup> рассчитанных по [11] и расчетные значения по формуле (18), графически это сравнение показано на рисунке 4. Проверка по коэффициенту корреляции и критерию Фишера показала значимость уравнения (18).

Таблица 3 – Сопоставление значений исходного количества абразивных зерен  $n_{g0}$

	Зернистость по ГОСТ 3647-80 и ISO 8486-1,2:1996(E)										
	16	25	32	40	50	63	80	100	125	160	200
	F80	F60	F54	F46	F36	F30	F24	F20	F16	F12	F10
	Основной размер абразивных зерен $B_g$ , мкм										
	160	240	315	400	500	630	800	1000	1250	1600	2000
Количество зерен, $n_{g0}, \frac{1}{M^2}$											
Значение по [11]	23,2	9,2	5,7	3,56	2,28	1,44	0,89	0,57	0,366	0,224	0,144
Расчетное значение по формуле (18)	22,4	9,4	5,6	3,57	2,29	1,44	0,89	0,57	0,369	0,226	0,145

С учетом (18) формула (17) примет вид

$$n_g(\tau) = K_{n_g} \cdot n_{g0} = 0,62 \cdot K_{n_g} \cdot B_g^{-1,99}, \frac{1}{M^2} \tag{19}$$

В работе [9] выведена зависимость, позволяющая рассчитать изменение числа зерен за период между правками абразивного инструмента;

$$n_g(\tau) = \frac{z_g}{P_p} + \left( n_{g0} - \frac{z_g}{P_p} \right) (1 - P_p)^{v_k \tau}, \quad (20)$$

где  $z_g$  – число абразивных зерен, вступающих в работу при  $i$ -м контакте инструмента с поверхностью;  $P_p$  – вероятность разрушения зерна;  $v_k$  – частота вращения круга;  $\tau$  – время работы круга после правки.

В общем случае  $z_g$  зависит от числа зерен на поверхности инструмента после правки  $n_{g0}$ , закона распределения зерен по глубине, радиального износа круга, прочности закрепления зерен и сил резания, возникающих в зоне контакта, которые являются случайными величинами. Так, если нагрузка на вершины зерен при шлифовании не превышает 4 Н, то вероятность вырывания зерна из связки  $P_p$  не превышает 0,01. С увеличением нагрузки вероятность  $P_p$  – растет: для  $P_z = 8H$  вероятность  $P_p \Rightarrow 0,20$ , при  $P_z = 10H$   $P_p \approx 0,50$ . С дальнейшим увеличением  $P_z$  . вероятность  $P_p$  приближается к своему максимальному значению около 0,87 ( $P_z = 15H$ ). [12]

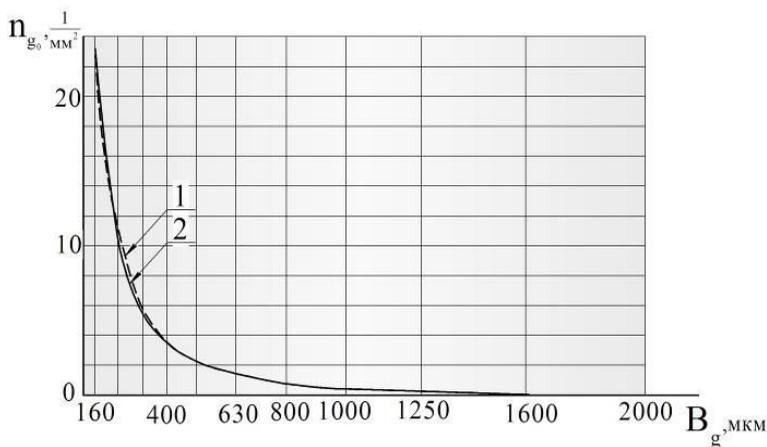


Рисунок 4 – Сопоставление зависимостей между основным размером абразивных зерен  $B_g$  (зернистостью) и количеством зерен на  $1 \text{ мм}^2$  поверхности шлифовального круга  $n_{g0}$ : 1 – результаты расчета по формуле (18); 2 – по данным [11]

Коэффициент учитывающий изменение числа зерен на поверхности инструмента в процессе его работы  $K_{n_g}$  можно представить как или после выполнения преобразования с учетом зависимостей (18) и (20)

$$K_{n_g} = \frac{n_g(\tau)}{n_{g0}}$$

$$K_{n_g} = 1,613 \left( \frac{z_g(1-(1-P_p)^{V_k\tau}}{P_p} + \frac{0,62(1-P_p)^{V_k\tau}}{B_g^{1,99}} \right) B_g^{1,99} \quad (21)$$

На рис. 5 показаны зависимости, позволяющие оценить влияние времени на изменение количества абразивных зерен  $n_g$  на 1 мм<sup>2</sup> поверхности шлифовального круга при работе круга в режиме затупления.

С учетом полученных зависимостей (13) и (19) формулы для расчета характеристик шероховатости поверхности (1), (2), (5), (6), (7), (8) примут вид:

$$R_a = \frac{1,017V_u H_u^{1,5}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} B_g^{-3,025} D_3} \sum_{i=0}^n (W_m - i\Delta r)^{1,5}} \quad \text{при } \Delta r < W_m; \quad (22)$$

$$R_a = \frac{0,544V_u^{0,4} t_f^{0,6} B_g^{0,605}}{K_c^{0,4} K_{n_g}^{0,4} K_{\rho_g}^{0,2} (V_k \pm V_u)^{0,4} D_3^{0,2}} \quad \text{при } \Delta r \geq W_m. \quad (23)$$

где

$$\Delta r = \frac{t_f^2}{1,478t_f + \frac{95,254V_u B_g^{1,51}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} D_3}}}$$

$$t_f = 0,739\Delta r + \sqrt{0,546 \cdot \Delta r^2 + \frac{22,03V_u \Delta r B_g^{1,51}}{K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} D_3}}}; \quad (24)$$

$$M[R_{\max}] = H - 2,074 \sqrt{\frac{V_u t_f^{1,5} B_g^{1,99}}{K_{n_g} (V_k \pm V_u) L \sqrt{D_3}}}; \quad (25)$$

$$M[R_z] = H - 3,747 \sqrt{\frac{V_u^{1,5} B_g^{1,99}}{K_{n_g} (V_k \pm V_u) L \sqrt{D_9}}} \quad (26)$$

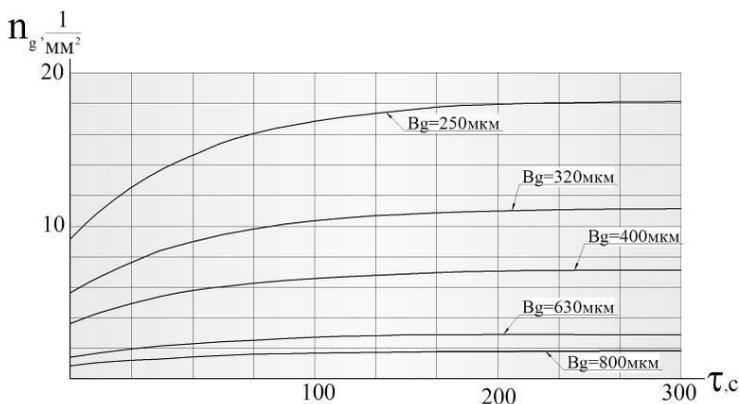


Рисунок 5 – Влияние времени работы шлифовального круга на изменение количества зерен на  $1 \text{ мм}^2$  поверхности  $n_g(\tau)$  для различных величин  $B_g$

На рис. 6 показаны графики, иллюстрирующие влияние времени работы шлифовального круга на параметры шероховатости обрабатываемой поверхности. Все расчеты выполнены с соблюдением размерностей, рекомендованных системой СИ.

В оптимальную систему характеристик шероховатости, кроме вышеперечисленных, входят параметры кривой опорной поверхности: расстояние от линии выступов до средней линии  $R_p$ , относительная опорная площадь на уровне средней линии  $t_{Rp}$  [13].

При оценке несущей способности шероховатости кривая опорной поверхности, построенная в относительных координатах, обычно описывается уравнением  $t_p = b\varepsilon^{V_p}$  ( $\varepsilon$  – относительное расстояние от линии выступов,  $\varepsilon = Y/R_{\max}$ , где  $Y$  – расстояние от линии выступов до рассматриваемого уровня). При выражении через технологические параметры коэффициенты аппроксимирующего уравнения кривой опорной поверхности легко получить методом наименьших квадратов, имея расчетные значения  $t_p$ . С достаточной точностью ( $\pm 2,8\%$ ) они могут быть определены также по двум, трем точкам действительной кривой. Так,

расчетные значения  $t_p$  для точек с координатами  $Y = 0,25R_{\max}$  и  $Y = 0,5R_{\max}$  соответственно равны [9]

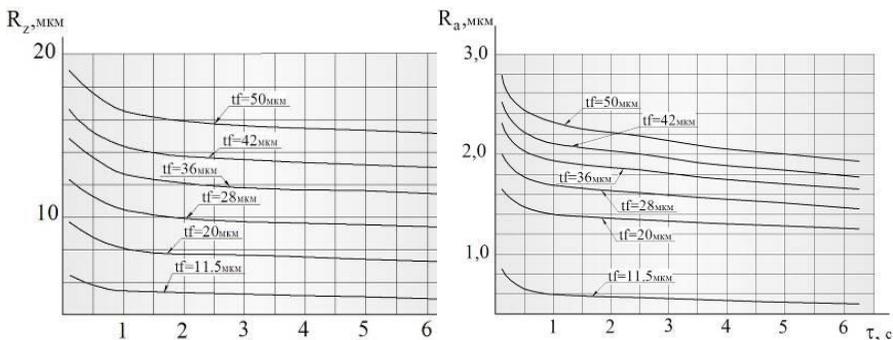


Рисунок 6 – Влияние времени работы шлифовального круга  $\tau$  на параметры шероховатости  $R_z$  и  $R_a$  ( $B_g = 320 \text{ мкм}$ )

$$t_{25} = \exp \left[ -G \sum_{i=0}^n \left( \frac{t_f - \Delta r}{2} + \frac{R_{\max}}{4} - i\Delta r \right)^{5/2} \right]; t_{50} = \exp \left[ -G \sum_{i=0}^n \left( \frac{t_f - \Delta r}{2} - i\Delta r \right)^{5/2} \right] \quad (27)$$

При вычислении по аппроксимирующему уравнению

$$t_{25} = b(0,25)^{V_p}, \quad t_{50} = b(0,5)^{V_p} \quad (28)$$

Совместное решение уравнений (27) и (28) с учетом уравнений (13), (19) дает

$$V_p = 1,443G \left( \sum_{i=0}^n \left( \frac{t_f - \Delta r}{2} + \frac{R_{\max}}{4} - i\Delta r \right)^{2,5} - \sum_{i=0}^n \left( \frac{t_f - \Delta r}{2} - i\Delta r \right)^{2,5} \right) \quad (29)$$

$$b = \frac{\exp \left( G \sum_{i=0}^n (0,5(t_f - \Delta r) - i\Delta r)^{2,5} \right)}{0,5 \left( 1,443G \left( \sum_{i=0}^n (0,5(t_f - \Delta r) + 0,25R_{\max} - i\Delta r)^{2,5} - \sum_{i=0}^n (0,5(t_f - \Delta r) - i\Delta r)^{2,5} \right) \right)} \quad (30)$$

где -----

$$G = \frac{0,256K_c K_{n_g} (V_k \pm V_u) \sqrt{K_{\rho_g} D_g}}{V_u H_u^{1,5} B_g^{1,5125}}$$

По параметрам кривой опорной поверхности и среднему арифметическому отклонению профиля могут быть определены расстояние от линии выступов до средней линии и относительная опорная площадь на уровне средней линии

$$R_p = \left[ \frac{R_a(v_p + 1)R_{\max}^{v_p}}{2b} \right]^{\frac{1}{v_p + 1}}; \quad t_{Rp} = \frac{R_a(v_p + 1)}{2R_p}.$$

Сопоставление расчетных и экспериментальных значений относительной опорной длины профиля для процесса круглого наружного шлифования образцов из стали 9Х2 диаметром 50 мм кругами 1-300х40х127 24А 25-Н СМ2 4Б приведено на рис. 7 ( $K_c = 0,9$ ;  $V_k = 35$  м/с;  $V_u = 0,25$  м/с;  $n_g = 5,2$  1/мм<sup>2</sup>;  $\rho_g = 0,021$  мм;  $t_f = 0,0116$  мм;  $\Delta r = 3,3 \cdot 10^{-3}$  мм; значение базовой длины  $L = 0,8$  мм). Линии 2 ограничивают область, в которой разместились десять экспериментальных кривых при совмещении их точек со средней линией профиля. Вычисленные значения относительной опорной длины профиля для всех уровней не выходят за пределы разброса экспериментальных данных.

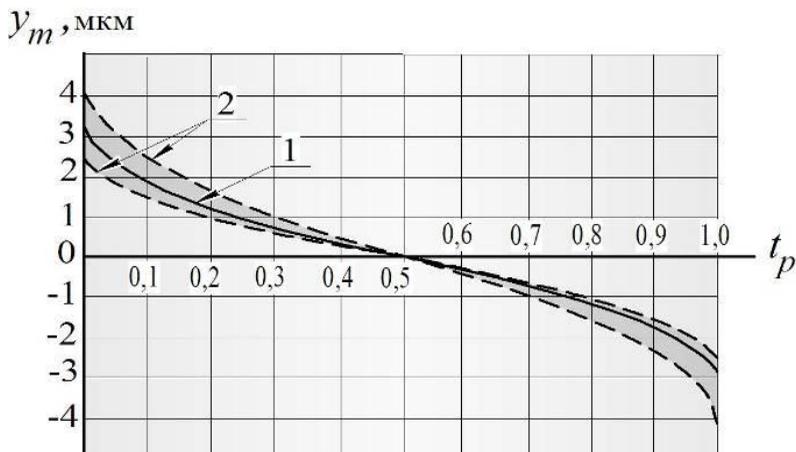


Рисунок 7 – Опорные кривые шлифованной поверхности:  
1 – расчетные значения, 2 – область экспериментальных значений

Особенностью полученных уравнений является то, что при расчетах учитываются параметры режима резания, размер зерна шлифовального круга, а также изменение состояния рабочей поверхности инструмента в процессе обработки. Это позволяет оценить влияние на параметры шероховатости многопроходности процесса шлифования.

Предложенные зависимости позволяют прогнозировать кинетику изменения параметров шероховатости. В уравнения (25) и (26) неявно входит вероятность удаления материала, которая вычисляется с учетом шероховатости заготовки и ее изменений при каждом контакте поверхности с инструментом.

**Список использованных источников:** 1. *Байкалов А.К.* Введение в теорию шлифования материалов /А.К.Байкалов. – Киев: Наукова думка, 1978. – 207 с. 2. *Божко Т.С.* Формування поверхневого шару у деталей із порошкових матеріалів при шліфуванні./Дисертація на здобуття наукового ступеню кандидата технічних наук. Луцьк, 2011. 3. *Ваксер Д.Б.* Влияние геометрии абразивного зерна на свойства шлифовального круга /Д.Б.Ваксер // Основные вопросы высокопроизводительного шлифования: сб. М.: Mashgiz, 1960. – 165 с. 4. *Ипполитов Г.М.* Абразивно-алмазная обработка/ Г.М.Ипполитов, М., Машиностроение, 1969, 334 с. 5. *Королев А.В.* Теоретико-вероятностные основы абразивной обработки. Ч.1/А.В.Королев, Ю.К.Новоселов. – Саратов: Саратовск. ун-т, 1987. – 160 с. 6. *Кремень З.И.* Технология шлифования в машиностроении/ З.И.Кремень, В.Г.Юрьев. А.Ф.Бабошкин; под общ. ред. З.И.Кремня. – СПб.: Политехника, 2007. – 424 с. 7. *Маслов Е.Н.* Теория шлифования металлов/Е.Н.Маслов. М.: Машиностроение, 1974. – 400 с. 8. *Мурдасов А.В.* Особенности работы шлифовальных кругов из абразивного зерна разной формы/ А.В.Мурдасов, А.М.Вульф //Абразивы и алмазы: науч. технич. реф. сб. – М.: НИИМАШ, 1967. №4. – С.65-69. 9. *Новоселов Ю.К.* Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке./ Ю.К.Новоселов – Севастополь: Из-во СевНТУ, 2013. – 304 с. 10. *Пермяков А.А.* Повышение эффективности предварительного шлифования прокатных валков за счет восстановления режущей способности круга без правки/ А.А.Пермяков, А.А.Жижев. Вісник СевНТУ: зб. наук. пр. Вип. 118/2011. Серія: Машиноприладобудування та транспорт. — Севастополь, 2011. 11. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. Резникова А.Н.. — М.: Машиностроение, 1977. — 391 с. 12. *Крутикова А.А.* Вероятности видов изнашивания зерен абразивного инструмента и их взаимосвязь с характеристикой круга/А.А. Крутикова, М.В.Даниленко. Материалы III Международной научной студенческой конференции «Научный потенциал студенчества в XX веке». Том первый. Технические и прикладные науки. г. Ставрополь: СевКавГТУ, 2009. – 278 с. 13. *Рыжов Э.В.* Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин / Э.В. Рыжов, А.Г. Суслов, В.П. Федоров. – М.: Машиностроение, 1979. – 176 с.

*Поступила в редколлегию 15.11.2012*

УДК 621.922.04

Н.С. Равська, д-р техн. наук,  
О.А. Охріменко, канд. техн. наук, Київ, Україна

## **АНАЛІЗ ГЕОМЕТРІЇ РІЗАЛЬНОЇ ЧАСТИНИ ЧЕРВ'ЯЧНИХ ФРЕЗ НА ПРИКЛАДІ ВИЗНАЧЕННІ КУТА В ПЛАНІ ПРИ НАРІЗАННІ ПРЯМОЗУБИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС**

*В роботі описано методику визначення геометрії різальної частини черв'ячних фрез, як конволютних так і архімедових на прикладі нарізання зубчастих прямозубих коліс. Дослідженнями встановлено, що швидкість головного руху при зубофрезеруванні є швидкість відносного руху при взаємному обертанні фрези та колеса, а швидкість подачі є рух фрези в вздовж осі колеса. На базі розробленої методики проаналізовано зміну статичного кута в плані вздовж лінії зачеплення, проведено аналіз в залежності від кута повороту фрези навколо своєї осі, а також проведено дослідження впливу числа кількості зубів, що нарізаються на зміни кута в плані вздовж всієї різальної кромки.*

*В работе описана методика определения геометрии режущей части червячных фрез, как конволютних, так и архимедових на примере нарезания зубчатых прямозубых колес. Исследованиями установлено, что скорость главного движения резания при зубофрезеровании есть скорость относительного движения при взаимном вращении фрезы и колеса, а скорость подачи является движение фрезы в вдоль оси колеса. На базе разработанной методики проанализированы изменение статического угла в плане вдоль линии зацепления, проведен анализ в зависимости от угла поворота фрезы вокруг своей оси, а также проведено исследование влияния числа, количества зубьев нарезаются на изменения угла в плане вдоль всей режущей кромки.*

*The article describes a technique for determining the geometry of the cutting part of hobs, as well as convoluting arithmedovich the example of gear cutting spur gears. Research has established that the speed of the main motion for gear milling is the relative velocity of the mutual rotation of the cutter and the wheels, and the feed rate to the mill is the movement along the axis of the wheel. On the basis of the developed technique to analyze changes in the static tool cutting edge angle the line in terms of engagement, the analysis depending on the angle of rotation around its axis milling, and studied the effect of the number of teeth cut into the changes in terms of the angle along the cutting edge.*

### **ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМИ У ЗАГАЛЬНОМУ ВИГЛЯДІ ТА ЇЇ ЗВ'ЯЗОК ІЗ ВАЖЛИВИМИ НАУКОВИМИ ЧИ ПРАКТИЧНИМИ ЗАВДАННЯМИ**

Геометричні параметри різальної частини інструмента мають велике значення для підвищення продуктивності обробки, збільшення стійкості інструмента, поліпшення якості обробленої поверхні та підвищення вібростійкості технологічної системи. Точність обробки заданої поверхні деталі також залежить від геометричних параметрів різальної

частини інструмента. Визначення геометричних параметрів різальної частини інструмента дано в ДСТУ 22498-93.

Вплив на працездатність інструменту залежить від значень кута в плані  $\varphi$ . Від кута в плані  $\varphi$  залежить активна довжина різальної кромки, товщина зрізу, величина і напрям рівнодіючої зусилля різання, із зменшенням кута в плані стійкість інструменту і продуктивність обробки підвищується головним чином із-за зменшення товщини зрізу [1]. Проте зменшення кутів в плані  $\varphi$  приводить до збільшення радіальної складової зусилля різання, внаслідок чого зростає небезпека виникнення вібрацій при обробці різцями і фрезами. Тому при конструюванні різальних інструментів потрібно вибирати доцільні значення величини кутів в плані  $\varphi$ , що забезпечують обробку без низькочастотних вібрацій. Слід також враховувати, що через зростання радіальної сили різання при зменшенні кутів, що становить, в плані відповідно знижується точність обробки.

Зубчасті колеса широко використовуються у всіх галузях машинобудування. Найбільше застосування серед існуючих методів нарізання зубчастих коліс знайшов метод зубофрезерування черв'ячними фрезами. Аналіз вітчизняних та зарубіжних досліджень показує, що підвищення точності коліс та ефективності їх виготовлення на даному етапі розвитку вирішення цих питань здійснюється на основі інформаційних технологій, здатних забезпечити високий рівень як автоматизованого проектування, так і виробництва. Проте на даному етапі розвитку теорії проектування черв'ячних фрез через непроробленість деяких питань з аналізу працездатності фрез не можна повністю забезпечити на стадії проектування впливу конструктивних параметрів інструменту і параметрів процесу зубофрезерування на точність і працездатність черв'ячних фрез. Однією з таких характеристик є значення кута в плані в для будь-якої точки різальної кромки довільного зуба черв'ячної фрези, що приймає участь в роботі, що потребує досліджень у цьому напрямку.

### АНАЛІЗ ОСТАННІХ ДОСЛІДЖЕНЬ І ПУБЛІКАЦІЙ

З аналізу існуючих публікацій [1,2,3] дослідження геометрії різальної частини черв'ячних фрез велись тільки для визначення та аналізу переднього та заднього кута точки різальної кромки зуба фрези, що розглядається, роботи по визначенню кута в плані відсутні. Зазвичай при визначенні кута в плані для черв'ячних фрез робилось припущення, що він відповідає куту в плані для звичайної циліндричної фрези при периферійному фрезеруванні, що не зовсім вірно.

## ФОРМУЛЮВАННЯ ЦІЛЕЙ СТАТТИ

В роботі пропонується методика визначення кута в плані довільного зуба черв'ячної фрези на прикладі зубофрезерування прямозубих зубчастих коліс.

## ВИЗНАЧЕННЯ СТАТИЧНОГО КУТА В ПЛАНІ

Згідно ДСТУ 22498-93 статичний кут в плані  $\varphi_c$  це кут в основній площині  $P_{Vc}$  між площиною різання  $P_{nc}$  та робочою площиною  $P_s$ .

Відповідно статичний кут в плані буде визначається:

$$\cos \varphi_c = \frac{\vec{N}_{P_s} \cdot \vec{N}_{P_{nc}}}{\left| \vec{N}_{P_s} \right| \cdot \left| \vec{N}_{P_{nc}} \right|}, \quad (1)$$

де:  $N_{P_s}$  – вектор нормалі до робочої площини,  $N_{P_{nc}}$  – вектор нормалі до статичної площини різання.

Згідно визначення робочої площини  $P_s$  відповідно до стандарту робоча площина задається положення вектора подачі  $S$  і вектора головного руху різання  $V_c$ , тоді вектор нормалі до робочої площини запишеться наступним чином:

$$\vec{N}_{P_s} = \vec{S} \times \vec{V}_c, \quad (2)$$

Положення статичної площини різання  $P_{nc}$  в точці різальної кромки, що розглядається згідно стандарту визначається вектором головного руху різання  $V_c$  і дотичною до різальної кромки в цій точці  $T$ , звідки нормаль до площини різання визначається:

$$\vec{N}_{P_{nc}} = \vec{T} \times \vec{V}_c, \quad (3)$$

## ВИЗНАЧЕННЯ ВЕКТОРА ШВИДКОСТІ ГОЛОВНОГО РУХУ РІЗАННЯ І ВЕКТОРА ПОДАЧІ

Основною проблемою при визначенні статичного кута в плані є визначення вектора швидкості головного руху різання. Для цього необхідно проаналізувати кінематичні рухи інструменту та заготовки використаємо схему наведену [2] (рис.1). При зубофрезеруванні фреза та колесо здійснюють наступні рухи: обертання навколо своїх осей; рух обкату тобто зміна параметрів  $\varphi_{01}$ ,  $\varphi_{03}$ , де кути повороту  $\varphi_{01}$ ,  $\varphi_{03}$ , зв'язані між собою наступною залежністю  $i_{12} = \varphi_{01} / \varphi_{03} = 1/Zk$ , ( $i_{12}$ -передаточне відношення пари фреза-колесо ланцюга обкату на верстаті); рух фрези вздовж осі колеса – рух подачі, тобто зміна параметра  $\psi_0$ .

Відповідно до схеми на рис.1 маємо наступні системи координат і установочні параметри:  $S(X, Y, Z)$  – система зв’язана з верстатом;  $S_1(X_1, Y_1, Z_1)$  – система зв’язана з фрезою;  $S_2(X_2, Y_2, Z_2)$  – допоміжна система координат;  $S_3(X_3, Y_3, Z_3)$  – система зв’язана з колесом, що нарізається;  $A$  – міжосьова відстань;  $\gamma_{01}$  – кут розвороту фрези.

Згідно ДСТУ 22498-93 головний рух різання це прямолінійний або обертовий рух заготовки або різального інструменту, що відбувається з найбільшою швидкістю. Згідно цього визначення головним рухом різання є рух обертання фрези, а рухи обертання заготовки-колеса та рух фрези вздовж осі колеса повинні бути віднесені до руху подачі. Однак це не зовсім вірно, так як рух обертання колеса жорстко пов’язаний з рухом обертання фрези то при визначенні головного руху різання їх необхідно враховувати аналогічно прикладу шевінгування дисковими шеверами де головний рух різання є результат двох обертів шевера і деталі.

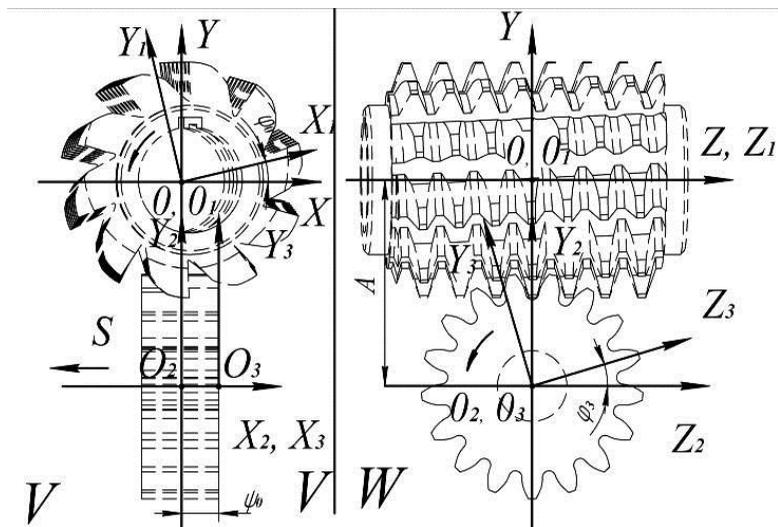


Рисунок 1 – Схема зубофрезерування черв’ячною фрезою

Головний рух різання при зубофрезеруванні є відносна швидкість руху точки на зубі фрези по відношенню до точки на зубчастому колесі, що значить від вектора лінійного руху точки при її обертанні навколо осі фрези необхідно відняти вектор лінійного руху точки при обертанні навколо осі колеса. А отже швидкість головного руху при зубофрезеруванні є швидкість відносного руху при взаємному обертанні

фрези та колеса. Рівняння вектора швидкості для черв'ячних фрез з лівим напрямком витків зубів запишеться наступним чином [2]:

$$V_c = \begin{pmatrix} -R_y(I + i_{12} \sin \gamma_{01}) - Ai_{12} \sin \gamma_{01} \\ R_x(I + i_{12} \sin \gamma_{01}) - R_z i_{12} \cos \gamma_{01} \\ (R_y + A)i_{12} \cos \gamma_{01} \end{pmatrix}, \quad (4)$$

де:  $R_x, R_y, R_z$  – координати точки на різальній кромці зуба фрези в системі  $S(X, Y, Z)$ .

Вектор подачі в системі координат  $S(X, Y, Z)$  запишеться наступним чином:

$$S = \begin{pmatrix} \mp S_p \frac{i_{12} \cos \gamma_{01}}{2\pi} \\ 0 \\ \mp S_p \frac{i_{12} \sin \gamma_{01}}{2\pi} \end{pmatrix}, \quad (5)$$

де:  $S_p$  – значення осьової подачі фрези, мм/об.

### ВИЗНАЧЕННЯ РІВНЯННЯ РІЗАЛЬНОЇ КРОМКИ ФРЕЗИ І ДОТИЧНОЇ ДО НЕЇ

Різальна кромка фрези складається з 5-ділянок (рис.2.) тому необхідно отримати рівняння, що описує кожну ділянку зуба фрези.

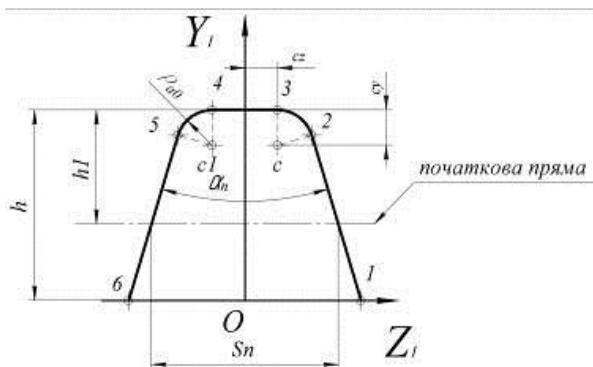


Рисунок 2 – Профіль зуба черв'ячної фрези

Рівняння, що описує дискретну поверхню фрези, візьмо з роботи [5] запишемо його в розгорнутому вигляді з в системі  $S(X, Y, Z)$  враховуючи кут повороту фрези навколо своєї осі  $\varphi_{01}$ :

$$\begin{aligned}
 R_{I_{12}} &= \begin{pmatrix} u \cos \alpha_n \cos(t + \varphi_{0I}) - (A_I - u \sin \alpha_n) \sin \beta_I \sin(t + \varphi_{0I}) \\ u \cos \alpha_n \sin(t + \varphi_{0I}) + (A_I - u \sin \alpha_n) \sin \beta_I \cos(t + \varphi_{0I}) \\ pt + (A_I - u \sin \alpha_n) \cos \beta_I \end{pmatrix}; \\
 R_{I_{23}} &= \begin{pmatrix} (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \cos(t + \varphi_{0I}) - (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_I \sin(t + \varphi_{0I}) \\ (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \sin(t + \varphi_{0I}) + (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_I \cos(t + \varphi_{0I}) \\ pt + (c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \cos \beta_I \end{pmatrix}; \\
 R_{I_{34}} &= \begin{pmatrix} r_{a0} \cos(t + \varphi_{0I}) - u_I \sin \beta_I \sin(t + \varphi_{0I}) \\ r_{a0} \sin(t + \varphi_{0I}) + u_I \sin \beta_I \cos(t + \varphi_{0I}) \\ pt + u_I \cos \beta_I \end{pmatrix}; \\
 R_{I_{45}} &= \begin{pmatrix} (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \cos(t + \varphi_{0I}) - (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_I \sin(t + \varphi_{0I}) \\ (c_y + \rho_{a0} \sin \mu) \sin(t + \varphi_{0I}) + (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \sin \beta_I \cos(t + \varphi_{0I}) \\ pt + (-c_z + \rho_{a0} \cos \mu) \cos \beta_I \end{pmatrix}; \\
 R_{I_{56}} &= \begin{pmatrix} u \cos \alpha_n \cos(t + \varphi_{0I}) - (-A_I + u \sin \alpha_n) \sin \beta_I \sin(t + \varphi_{0I}) \\ u \cos \alpha_n \sin(t + \varphi_{0I}) + (-A_I + u \sin \alpha_n) \sin \beta_I \cos(t + \varphi_{0I}) \\ pt + (-A_I + u \sin \alpha_n) \cos \beta_I \end{pmatrix}; \quad (6)
 \end{aligned}$$

де,  $r_{a0}$  – радіус вершин зубів фрези;

$\rho_{a0}$  – радіус заокруглень при вершині фрези;

$\alpha_n$  – кут профілю твірної зуба фрези;

$\beta_I$  – кут розташування твірного перерізу в якому знаходиться різальна кромка фрези, для архімедових фрез  $\beta_I=0$  для конволютних фрез  $\beta_I$  дорівнює куту підйому гвинтової лінії на ділильному циліндрі;

$u, \mu, u_I$  – параметри, що відповідають за положення точки на різальній кромці відповідної ділянки межі їх зміни беремо[5];

$p$  – гвинтовий параметр поверхні фрези;

$t$  – параметр, що відповідає за положення зуба на гвинтовій лінії витків фрези і змінюється дискретно пропорційно до кількості зубів фрези на колі, кожному зубу фрези відповідає своє фіксоване значення цього параметру;

$c_y, c_z$  – параметри розташування центрів округлення вершини зуба, розраховуються за [5];

$A_j, B_j$  – параметри розташування профілю зуба фрези симетрично відносно осі координат, розраховуються за [5].

Дотична до різальної кромки  $T$  у вибраній точці знайдеться, як частинна похідна по незалежних змінних параметрах  $u, u_j, \mu$ :

$$T = \frac{\partial R_j}{\partial u} - \text{для прямолінійних ділянок};$$

$$T = \frac{\partial R_j}{\partial \mu} - \text{для округлених ділянок}$$
(7)

### ВИЗНАЧЕННЯ СТАТИЧНОГО КУТА В ПЛАНІ АНАЛІЗ ОТРИМАНИХ РЕЗУЛЬТАТІВ

Знайдені рівняння швидкості головного руху різання, подачі, дотичної до різальної кромки (4, 5, 6, 7) підставляємо в рівняння (1, 2, 3) і розраховуємо значення статичного кута в плані.

В загальному визначення статичного кута в плані будемо вести за наступним алгоритмом: 1. Вхідні параметри: фрези, колеса; 2. Визначення кількості працюючих зубів  $n$  та їх параметру  $t_j, j=1\dots n$  [5]; 3. Вибір зуба який буде розглядатись – фіксоване значення параметру  $t_j$ . 4. Вибір точки на різальній кромці на зуба з відповідним параметром  $u_j$ , або  $\mu_j$ ; 5. Розрахунок для цієї точки положення вектора нормалі до робочої площини  $N_{ps}$ . 6. Розрахунок для цієї точки положення вектора нормалі  $d$  до площини різання  $N_{psc}$ . 7. За знайденими значеннями вектора нормалі до робочої площини  $N_{ps}$  і вектора нормалі  $d$  до площини різання  $N_{psc}$  і розраховуємо (1) статичний кут в плані  $\varphi_c$ .

На рис. 3 показано зачеплення зубчастого колеса з ВІП (вихідною інструментальною поверхнею) конволютної черв'ячної фрези в момент формування точки зуба фрези, яка знаходиться по середині вершинної кромки зуба розрахунки проводились за [2].

Для положення зуба на рис.3 було розраховано статичний кут в плані по всій довжині зуба рис.4.

З отриманих результатів статичний кут в плані завжди дорівнює нулю (рис.4) в точці в якій відбувається формотворення профілю зубчастого колеса, це пояснюється тим, що в цій точці виконується система рівнянь контакту [3], а значить вектор відносної швидкості, який є головним рухом різання і вектор подачі, що за напрямком співпадає з вектором відносної швидкості руху другого рівняння контакту, а дотична до різальної кромки задає положення нормалі до ВІП фрези і тому в точках в яких відбувається формотворення кут в плані завжди буде дорівнювати нулю. Кут в плані для цього положення зуба приймає нульові значення не тільки в положенні

профілюючої точки для зуба, але існують на профілі зуба і інші точки де значення статичного кута в плані приймає нульові значення (рис.4).

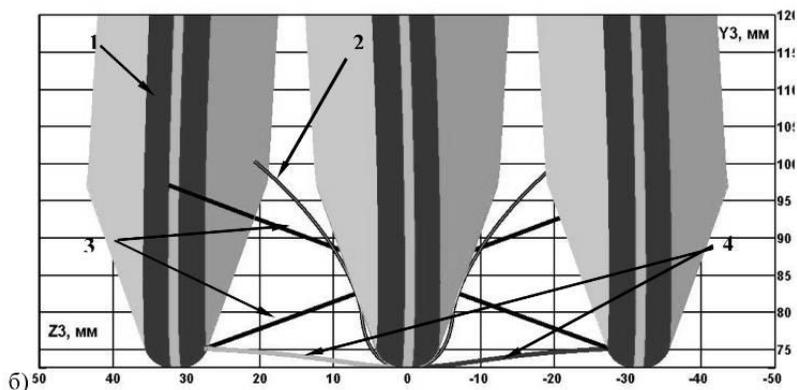
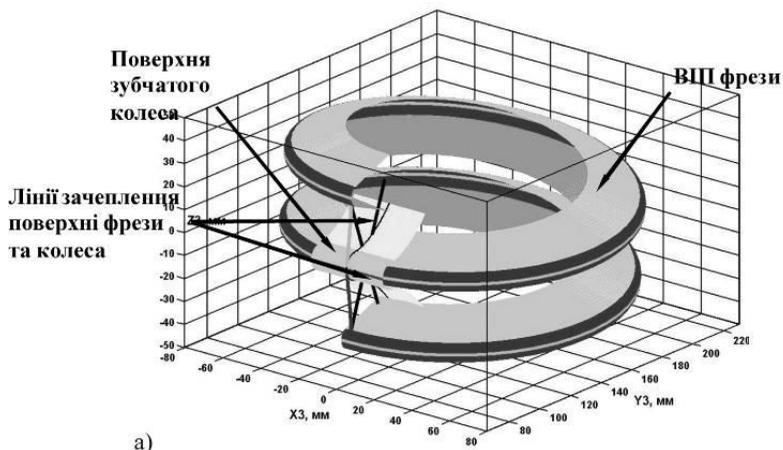


Рисунок 3 – Формоутворення поверхні прямозубого не коригованого зубчатого колеса:  $m=10$ ,  $Z_k=17$ ,  $d_a=150$ ,  $\gamma_{01}=4.589^0$ , фреза конволютна,

а) зачеплення фреза – колесо у просторі,

б) проекція картини зачеплення на торцеву площину колеса.

1 – профіль зубчатого колеса, 2 – ВПП фрези, 3 – лінії зачеплення бічних сторін,

4 – лінії зачеплення заокруглень при вершині.

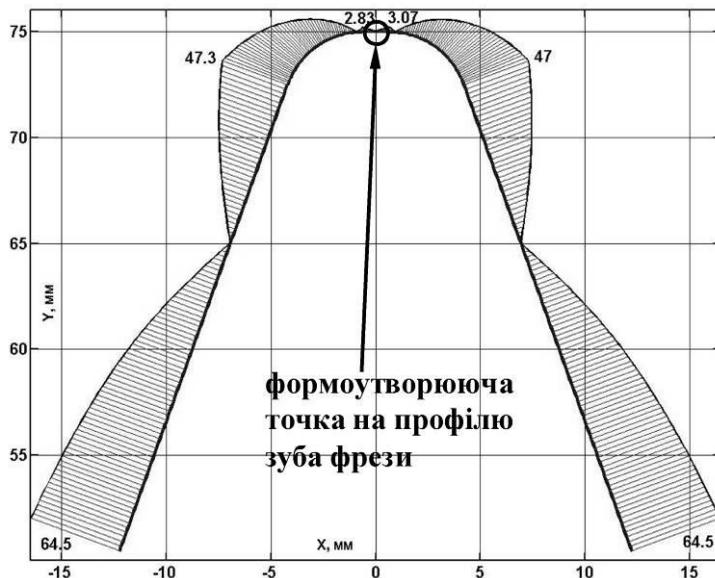


Рисунок 4 – Епюра розподілення статичного кута в плані для положення зуба фрези коли показаного на рис.3.  $m=10$ ,  $Z_k=17$ ,  $d_a=150$ ,  $\gamma_{o1}= 4.589^0$ , фреза конвольютна

Розглянемо зміну статичного кута в плані при формуванні бічної сторони зуба колеса бічною стороною зуба фрези (рис.5), для прикладу наведено нарізання колеса  $m=10$ ,  $Z_k=17$ ,  $d_a=150$ ,  $\gamma_{o1}= 4.589^0$ , фреза конвольютна.

За результатами розрахунків поки зуб фрези знаходиться в просторі де відбувається формування профілю зуба колеса то статичний кут в плані суттєво змінюється вздовж різальної кромки при чому обов'язково на різальній кромці будуть присутні точки в яких значення кута в плані дорівнює нулю.

Розглянемо зміну значень статичного кута в плані в залежності від кута повороту зуба фрези в момент часу різання (рис.6,7). На рис.6 показано напрям векторів подачі при попутному і зустрічному зубофрезеруванні і підрахунок кута повороту фрези, кути що відповідають врізанню фрези при попутній подачі кут повороту  $\varphi_{o1}$  – зі знаком мінус, при зустрічній зі знаком плюс.

З аналізу результатів розрахунку (рис.7) кута в плані від кута повороту найбільші зміни значень кута відбуваються в межах значень кута  $\varphi_{o1}[-10^0, 0^0]$ , це має важливе значення для фрези, яка працює методом попутної подачі так як в цей час зуби знімають основний припуск матеріалу і формують профіль

колеса, а для фрез, що працюють методом зустрічної подачі це не так важливо тому що в такому кутовому положенні зубів вони вже не приймають участь у процесі різання.

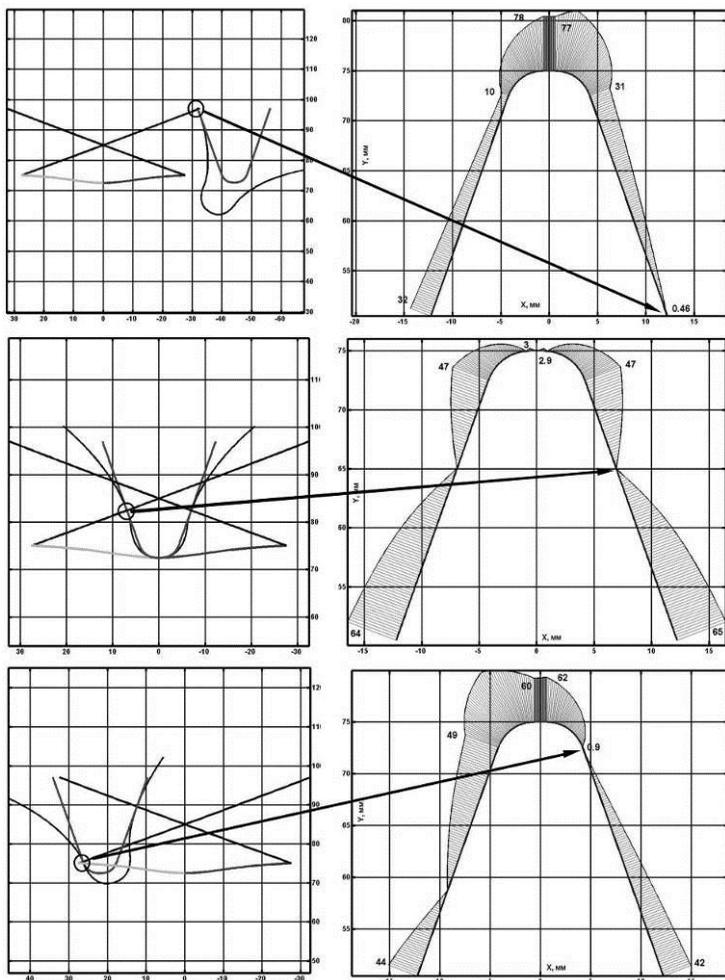


Рисунок 5 – Епюра розподілення статичного кута в плані для зубів фрези при формоутворенні бічного профілю зуба колеса  $m=10$ ,  $Z_k=17$ ,  $d_a=150$ ,  $\gamma_{0I}=4.589^0$ , фреза конвольютна в залежності від розташування зуба фрези на лінії зачеплення

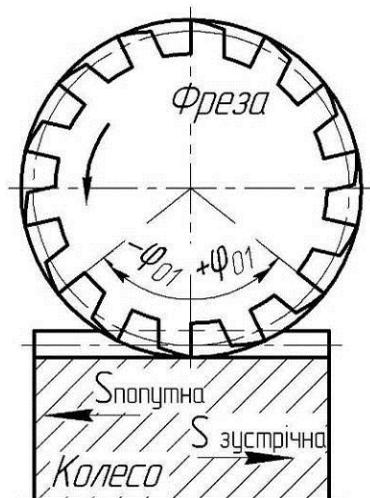


Рисунок 6 – Підрахунок кута повороту фрези при зубофрезеруванні

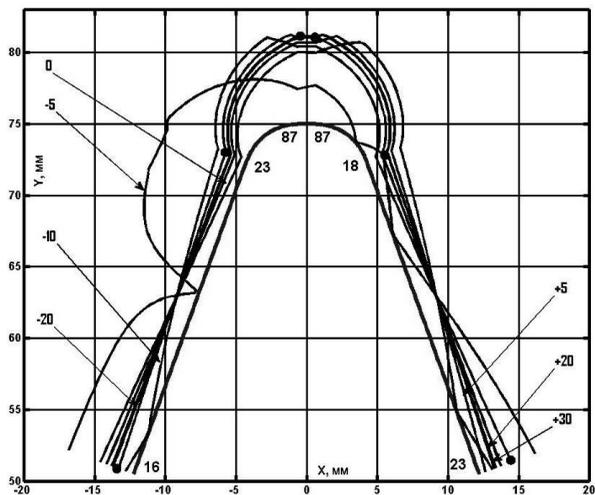


Рисунок 7 – Епіюра розподілення статичного кута в плані для зубів фрези в залежності від кута повороту зуба фрези, зуб знаходиться зі сторони входу в зачеплення і його параметр відповідає 11 зубу фрези від центрального:

$m=10, Z_k=17, Z_f=10, d_a=150, \gamma_{01}=4.589^{\circ}$ , фреза конволіутна

З аналізу результатів розрахунку (рис.7) кута в плані в залежності від кута повороту зуба фрези найбільші зміни значень кута відбуваються в межах значень кута  $\varphi_{0I}[-10^0, 0^0]$ , це має важливе значення для фрези, яка працює методом попутної подачі так як в цей час зуби знімають основний припуск матеріалу і формують профіль колеса, а для фрез, що працюють методом зустрічної подачі це не так важливо тому що в такому кутовому положенні зубів вони вже не приймають участь у процесі різання.

На рис.8 показано зміну статичних кутів в плані в залежності від числа зубів, що нарізуються некоригованого колеса на прикладі фрези  $m=10, Z_f=10, d_a=150, \gamma_{0I}= 4.589^0$ , фреза конволютна, розглядається 11-й вхідний зуб в положенні  $\varphi_{0I}=0^0$ , коли він максимально заглиблений в заготовку.

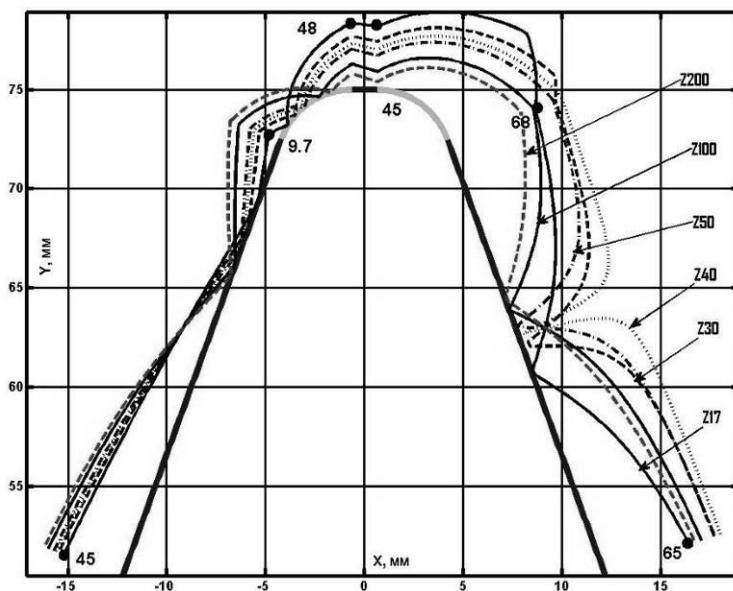


Рисунок 8 – Епюра зміни статичних кутів в плані в залежності від числа зубів, що нарізуються некоригованого колеса на прикладі фрези  $m=10, Z_f=10, d_a=150, \gamma_{0I}= 4.589^0$ , фреза конволютна, розглядається 11-й вхідний зуб в положенні  $\varphi_{0I}=0^0$

Значення статичні кутів в плані на вхідному зубі вхідної бічної кромки зуба фрези збільшуються за своїми в діапазоні від 17 до 50 зубів, а далі починають зменшуватись, на вихідній бічній кромці вони в порівнянні з вхідною не так значно зменшуються, аналогічно це відноситься і до кромки

заокруглень зуба при вершині. При чому на вхідній кромці заокруглення зуба при вершині для малих чисел зубів кут в плані в деяких точках може досягати за своїм значенням  $90^0$ , що дає змогу казати про в цій точці зуба фрези відбувається процес класичного периферійного фрезерування згідно ДСТУ 22498-93.

### ВИСНОВОК І ПЕРСПЕКТИВИ

В дані роботі запропонована методика визначення статичного кута в плані довільного зуба у довільній точці різальної кромки черв'ячної фрези на прикладі зубофрезерування прямозубих зубчастих коліс. Дослідженнями встановлено, що швидкість головного руху при зубофрезеруванні є швидкість відносного руху при взаємному обертанні фрези та колеса, а швидкість подачі є рух фрези в вздовж осі колеса.

Проаналізовано зміни кута в плані по довжині лінії зачеплення фрези з колесом. Встановлено, що при розташуванні зуба фрези так, що кромка зуба перетинає лінію зачеплення статичний кут в плані завжди за своїм значенням буде рівним нулю. За результатами розрахунків отримано, що суттєвих змін за своїм значенням цей кут зазнає при куту повороту на врізання для випадку попутної подачі. І в залежності від числа зубів нарізає мого колеса найбільші зміни цього кута відбуваються на вхідному зубі вхідної бічної кромки зуба фрези збільшуються за своїми в діапазоні від 17 до 50 зубів, а далі починають зменшуватись, на вихідній бічній кромці вони в порівнянні з вхідною не так значно зменшуються.

Дана методика і результати необхідні для оцінки можливої працездатності черв'ячних фрез так, як за допомогою значень кута в плані можна розрахувати параметри завантаження різальної кромки інструменту, однак це потребує подальших досліджень в цьому напрямку.

**Список використаних джерел:** 1. Мазур М.П. Основи теорії різання матеріалів: підручник /Мазур М.П., Внуков Ю.М., Доброскок В.Л., Залога В.О., Новосьолов Ю.Л., Якубов Ф.Я./ – Львів: Новий Світ, 2010 – 422 с. 2. Богуслаєв В.О. Формоутворення черв'ячних зуборізних фрез/Богуслаєв В.О., Равська Н.С., Качан О.Я., Балушок К.Б., Мозговий В.Ф., Охріменко О.А. //, - Запоріжжя, вид. ВАТ «Мотор Січ», 2007 р. – 179 с. 3. Грицай І.Є. Теоретико – прикладні основи комплексних наукових досліджень процесу нарізання зубчастих коліс./ Грицай І.Є. // – Львів: СПОЛОМ 2009 р. – 254 с. 4. Крайтман П.И. Исследование процесса резания червячными фрезами./ Крайтман П.И., Юликов М.И., Введенская Н.П // – М.: ВНИИ, 1949. – 56 с. 5. Равська Н.С., Охріменко О.А. Визначення товщини зрізу при зубофрезеруванні черв'ячними фрезами зубчастих коліс. // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №28, 2011. – С.3-12.

*Надійшла до редколегії 02.07.2013*

УДК 621.902

Д.В. Ромашов, Д.О. Федоренко,  
В.А. Федорович, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ИЗГОТОВЛЕНИЯ КРУГОВ ДЛЯ АЛМАЗНОГО СВЕРХСКОРОСТНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Дані дослідження присвячені теоретичному вивченню процесу виготовлення алмазно-абразивного інструменту для високошвидкісного алмазного шліфування за допомогою 3D моделювання напружено-деформованого стану компонентів алмазозносного шару круга. Проведено теоретичні дослідження процесу спікання алмазних шліфувальних кругів на металевих зв'язках з метою визначення умов збереження цілісності алмазних зерен при виготовленні інструменту.*

*Данные исследования посвящены теоретическому изучению процесса изготовления алмазно-абразивного инструмента для высокоскоростного алмазного шлифования посредством 3D моделирования напряженно-деформированного состояния компонентов алмазозносного слоя круга. Проведены теоретические исследования процесса спекания алмазных шлифовальных кругов на металлических связках с целью определения условий сохранения целостности алмазных зерен при изготовлении инструмента.*

*These studies focus on the theoretical study of the process of manufacturing diamond abrasive tools for high-speed diamond grinding through the 3D modeling of the stress-strain state of the components of the diamond layer of the circle. Contains theoretical research of the sintering process of diamond grinding wheels for metal bonds in order to determine the conditions for maintaining the integrity of the diamond grains in tools.*

### **Введение**

В современном машиностроении проблемы повышения стойкости, надежности и эффективности использования режущего инструмента являются одними из важнейших. Широкое применение на многих технологических операциях обработки деталей и материалов получил алмазный инструмент. Однако, существующие методы изготовления алмазного инструмента, имеют серьезные недостатки и ограничения, связанные как с нанесением алмазного слоя, так и с созданием корпусов инструмента [1]. К основным недостаткам существующих методов следует отнести: возможность графитизации алмаза, малую прочность (соответственно и низкий коэффициент использования алмазных зерен при обработке шлифованием) [1, 2, 3, 4] и недостаточную адгезию алмаза и связки, высокую энергоемкость и большие временные затраты на технологический процесс получения инструмента.

Наличие большого количества металлических включений в кристаллах

приводит к снижению их прочности и особенно термостойкости. Известно, что нагрев синтетических алмазов, начиная с температуры 850 °С может привести к снижению их прочности. Температура спекания алмазного слоя для инструментов, работающих в особо тяжелых условиях, составляет 1000–1220 °С. При таких температурах спекания может происходить резкое уменьшение исходной прочности алмазов и привести к снижению его работоспособности. [1, 5]

Образование трещин в кристаллах после нагрева связано с резким увеличением объема включений металлофазы. Следовательно, начальная температура появления трещин в кристаллах будет зависеть от величины термического расширения металлофазы. Начальная температура появления трещин будет также зависеть от объема включений и от характера и места его расположения.

Сегодня совершенствование технологий синтеза сверхтвердых материалов и решение материаловедческих задач, связанных с созданием более прочных, термо- и износостойких СТМ [3.4], а так же применение новых технологий при производстве инструмента частично решают данную проблему. В настоящее время нет таких материалов, которые удовлетворили бы полностью всем требованиям. В этой связи при синтезе и спекании сверхтвердых материалов используют ряд технологических приемов, которые в какой-либо степени способствуют выполнению большого количества требований. Например, применяются составные контейнеры, защитные экраны из тугоплавких материалов, выполняется предварительная термическая обработка материалов, передающих давление, и т.д. Так, для аппарата типа «белт» генерирование давления достигается за счет применения деформирующей прокладки из блочного пирофиллита. В аппаратах типа «чечевица» в качестве среды, передающей давление, используется кальцит (литографский камень). В этих аппаратах в качестве внутренней части может применяться втулка из смеси хлористого натрия с диоксидом циркония, что позволяет значительно улучшить теплоизоляционные свойства среды, передающей давление, температура на стенках матрицы снижается с 250 до 150 °С. [3, 4, 5, 6].

Однако решение данных проблем нельзя рассматривать вне связи с условиями обработки (обрабатываемый материал, режимы резания, геометрия инструмента), в значительной степени определяющими вероятность, способы и величину разрушения такого инструмента.

Особенно это касается режимов высокоскоростного шлифования. Поскольку при работе с такими режимами весомым фактором является безопасность инструмента (способность противостоять значительным разрывающим нагрузкам), а так же изменяется характер разрушения алмаза – это не истирание, а микроскалывание. На высоких скоростях (более 120 м/с) происходит образование режущих субмикроромок, которые обеспечивают

повышенную точность и значительное снижение сил резания при обработке. Обеспечить образование острых кромок должно условие целостности алмазов в композите после спекания данного круга. Для достижения таких условий обработки алмаз должен иметь высокую степень адгезии со связующим компонентом, алмазосносный слой должен обладать общей прочностью, способной противостоять высоким растягивающим усилиям, а так же число разрушенных алмазов в композите после спекания должно быть уменьшено.

### **Описание конечно-элементной модели процесса спекания**

Все геометрические модели «связка-алмазные зерна-металлофазы-покрытия» построены с использованием коммерческого программного CAD обеспечения SolidWorks.

Основным допущением при моделировании процесса спекания было выделить фрагмент алмазосносного слоя в виде куба с некоторым количеством алмазных зерен, ограниченный со всех сторон [7, 8, 9], что в полной мере можно аппроксимировать на алмазный круг в целом (рисунок 1).

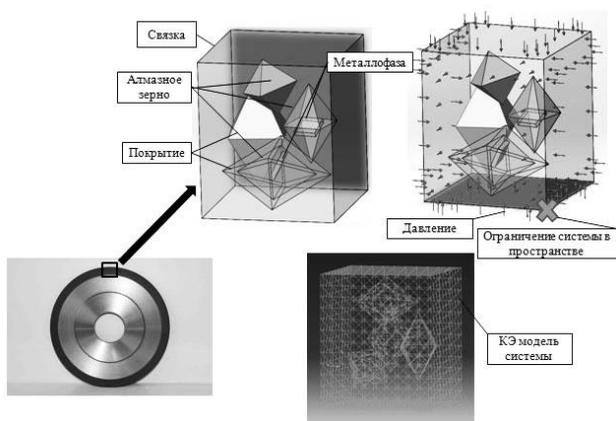


Рисунок 1 – Геометрическая модель, граничные условия и конечно элементная сетка системы «связка-алмазные зерна-металлофазы-покрытия»

В зависимости от рассматриваемой зернистости, размеры зерен варьировались от 50x30x30 до 500x300x300 мкм, зерна моделировались в виде октаэдров наиболее приближенной формой к реальному зерну [3-6]. Наличие металла-катализатора в алмазных зернах моделировалось произвольно ориентированными пластинами, объемное содержание которых составляло от 5% до 20%. Рассматривалось наличие одной или двух металлофаз, расположенных на периферии зерна. Что касается связки, то она представлялась в виде кубического фрагмента с размерами от 0,5x0,5x0,5 до

3x3x3 мм в зависимости от размера и концентрации зерен, а так же для погашения влияния возникающих напряжений, вызванных граничными условиями (закрепление кубика связки в пространстве). Покрытие на алмазных зернах представлено в виде твердотельной оболочки, повторяющее форму зерна. При расчетах толщина покрытий варьировалась от 15 до 50 мкм.

Важнейшим компонентом для стабильной работы шлифовального круга на высокоскоростных режимах является связующий компонент. Связка, используемая в шлифовальных кругах, имеет несколько основных функций: удерживать абразивные зерна в процессе обработки; изнашиваться с необходимой скоростью по отношению к скорости износа зерна; противостоять центробежным силам, особенно на высокой скорости обработки. В современных условиях необходимо внедрение новых связующих компонентов, а так же системы их выбора для конкретных условий обработки.

На рисунке 2 показана зависимость скорости обработки и различных типов связок, как это определено в исследованиях Кенига (Konig) [10].

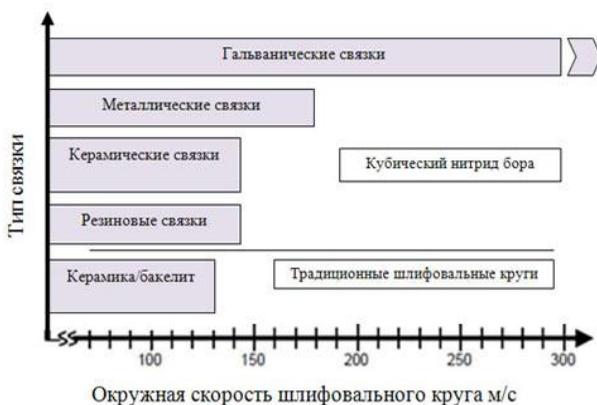


Рисунок 2 – Применение различных типов связок для всего диапазона скоростей обработки при алмазном шлифовании

Данная работа рассматривает проблемы применения металлических связок для эксплуатации алмазных кругов в диапазонах скоростей 100-200 м/с. Такое решение основано на возможности применения широкого диапазона металлов (основного компонента связки) для режимов высокоскоростного шлифования, а так же, использование металлических связок одна из наиболее распространенных технологий при изготовлении алмазных кругов в Украине. При этом, применение металла, как основного

компонента связки является наилучшим вариантом с точки зрения сохранения целостности алмазных зерен в композите, поскольку температура спекания кругов соответствует 0.7 – 0.8 температуры плавления металла, как правило, 500 – 830 0С [11]. Такие условия оказывают значительное влияние на состояние металла-катализатора синтетического алмаза, вызывающего его растрескивание. Однако рассмотренную методологию возможно применять для прогнозирования состояния алмазов при использовании других видов связующего компонента.

Для исследований выбран широкий диапазон материалов системы «связка-алмазные зерна-металлофазы-покрытия». Основными входными факторами были приняты: коэффициент температурного расширения (КТР) металлофазы, прочностные свойства связки, свойства покрытия зерен, режимы спекания кругов.

В качестве уровней факторов для материалов связующего компонента, металлофазы и покрытий были использованы: легированная сталь, сплавы никеля, и сплавы меди. Такой выбор дает возможность изучить широкий диапазон наиболее подходящих материалов для данных целей при помощи одной 3D модели, без затрат времени на ее переопределение.

Поскольку при спекании кругов на металлических связках температура доходит практически до точки плавления металла, целесообразно учитывать пластические свойства компонентов спекаемой системы. На рисунке 3 показано пластическое поведение принятого для расчетов компонента системы на основе железа.

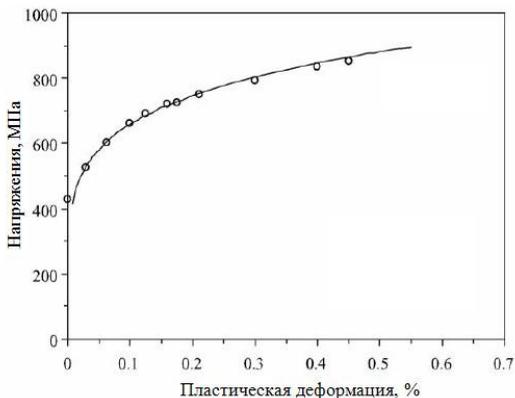


Рисунок 3 – Пластическое поведение принятого для расчетов компонента системы на основе железа.

Поскольку в данном исследовании интерес представляет распределение напряжений в алмазном зерне при воздействии высоких температур, значительное внимание уделялось внедрению в модель термо-физических свойств алмаза, что улучшило адекватность модельных экспериментов. Проведенные расчеты, с учетом термо-физических свойств и пластического поведения материалов системы, показали разницу 10-15 % по сравнению с предыдущими [6-8, 12, 13] модельными исследованиями в данной области.

Температурные зависимости колебательных свойств алмаза были получены используя квазигармоническое приближение (QHA) в работе Т.А. Ивановой, Б.Н. Маврина, Jing Guo [14] а так же, в работе Bin Wen, используя молекулярную динамику [15].

Коэффициент линейного теплового расширения  $\alpha(T)$  был получен численным дифференцированием температурной зависимости параметра решетки  $a$  ( $a = [4V(T)]^{1/3}$ ) согласно уравнению:

$$\alpha(T) = \frac{1}{a} \frac{\partial a}{\partial T}, \quad (1)$$

где  $V$  – объем ячейки алмаза,  $T$  – температура и представлен на рисунке 4

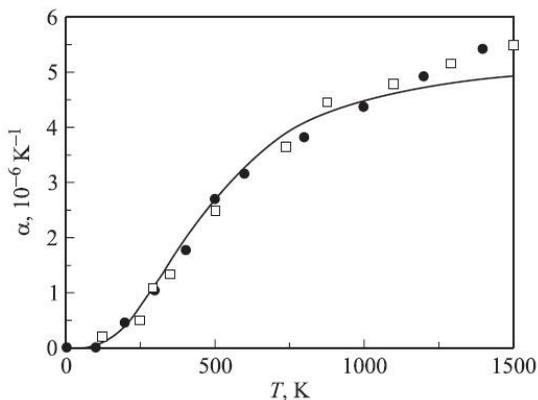


Рисунок 4 – Температурная зависимость коэффициента линейного теплового расширения алмаза

В качестве решателя (CAE программы) в данном случае использовались CosmosSimulation и Abaqus. При этом геометрическая модель импортировалась в Abaqus при помощи универсальных форматов файла

геометрии. Модельные эксперименты проводились в соответствии с теорией планирования эксперимента [16, 17]. Значения факторов кодируются путем линейного преобразования координат факторного пространства с переносом начала координат в нулевую точку и выбором масштабов по осям в единицах интервалов варьирования факторов. Условия проведения модельных экспериментов представлено в таблице.

Таблица – Матрица планирования эксперимента

№	КТР металлофазы при 400 <sup>0</sup> С, 1/К	Модуль упругости связки при 400 <sup>0</sup> С), Н/м <sup>2</sup>	Модуль упругости покрытия при 400 <sup>0</sup> С, Н/м <sup>2</sup>	Температура спекания, <sup>0</sup> С
1	3.16E-05	2.44E+11	2.44E+11	900
2	1.32E-05	2.44E+11	2.44E+11	900
3	3.16E-05	1,02E+11	2.44E+11	900
4	1.32E-06	1,02E+11	2.44E+11	900
5	3.16E-05	2.44E+11	1,02E+11	900
6	1.32E-05	2.44E+11	1,02E+11	900
7	3.16E-05	1,02E+11	1,02E+11	900
8	1.32E-05	1,02E+11	1,02E+11	900
9	3.16E-05	2.44E+11	2.44E+11	450
10	1.32E-05	2.44E+11	2.44E+11	450
11	3.16E-05	1,02E+11	2.44E+11	450
12	1.32E-05	1,02E+11	2.44E+11	450
13	3.16E-05	2.44E+11	1,02E+11	450
14	1.32E-06	2.44E+11	1,02E+11	450
15	3.16E-05	1,02E+11	1,02E+11	450
16	1.32E-05	1,02E+11	1,02E+11	450
17	3.16E-05	1.85E+11	1.85E+11	675
18	1.32E-05	1.85E+11	1.85E+11	675
19	1,81E-05	2.44E+11	1.85E+11	675
20	1,81E-05	1,02E+11	1.85E+11	675
21	1,81E-05	1.85E+11	2.44E+11	675
22	1,81E-05	1.85E+11	1,02E+11	675
23	1,81E-05	1.85E+11	1.85E+11	900
24	1,81E-05	1.85E+11	1.85E+11	450

### **Результаты и их обсуждение**

Выбор критерия разрушения является чрезвычайно важным, поскольку будет значительно влиять на величины погрешностей при осуществлении модельных экспериментов. К настоящему времени на основе обобщения большого числа экспериментальных данных, специально поставленных исследований и сравнительного анализа критериев по типам материалов и НДС наиболее перспективным и обоснованным представляется критерий Писаренко-Лебедева в форме: деформации в разупрочнение материала, тогда как член  $(1-x)$  характеризует ту долю растягивающих напряжений в НДС, которая ответственна за раскрытие микротрещин в поверхности разрушения. Критерий хорошо экспериментально обоснован. При значении  $x=0$  (идеально хрупкий материал) он принимает вид, соответствующий критерию максимальных нормальных напряжений; при  $x=1$  (идеально пластичный материал) соотношение для расчета напряжений преобразуется в уравнение энергетической теории Мизеса-Генки. Параметр  $x$  определяется по результату двух опытов, проведенных при разных НДС, например растяжении - сжатии, растяжении - чистом сдвиге и тд.

Критерий может быть применен для оценки прочности структурно-неоднородных материалов (графита, чугуна, хрупких терморезистивных пластмасс и тд.). Таким образом, к параметрам для расчета прочности и несущей способности необходимо добавить характеристики материала на сжатие или параметр  $x$ .

По результатам испытаний на сжатие  $\sigma_k$  [3.6, 3.26, 3.27, ]:

$$\sigma_k = \frac{P}{d \cdot t}, \quad (2)$$

где  $\sigma_k$  – средняя по сечению прочность, определяемая при диаметральной сжатии образца диаметром  $d$  и высотой  $t$  разрушающим усилием  $P$ . Для перехода от  $\sigma_k$  к  $\sigma_p$  использовалось выражение вида:

$$\sigma_p = B \cdot \sigma_k, \quad (3)$$

где  $B$  – коэффициент, зависящий от выбора критерия прочности.

Учет этого критерия в выражении (3.4) привели к выражению:

$$\sigma_p = \frac{0,41 \cdot \sigma_k \cdot \sigma_c}{\sigma_c - 1,89 \cdot \sigma_k}, \quad (4)$$

где  $\sigma_c$  – предел прочности при одноосном сжатии.

На основе данных о прочности алмазных зерен при статическом сжатии вычислялись, прочности связок и свойств покрытий вычислялись  $\sigma_p$  для

исследуемых алмазных зерен, а так же напряжения в связующем компоненте, металлофазе и покрытии.

На рисунке 5 показана картина распределения напряжений в исследуемой системе для наилучшего и наихудшего вариантов сочетания свойств компонентов композиции. Наименьшие напряжения наблюдаются при использовании связки на основе нкеля (модуль упругости  $2.44E+11$  Н/м<sup>2</sup>), металлофазы на основе железа (КТР  $1.32E-06$  1/К), покрытия со свойствами, близкими к сплавам меди (модуль упругости  $1,02E+11$  Н/м<sup>2</sup>).

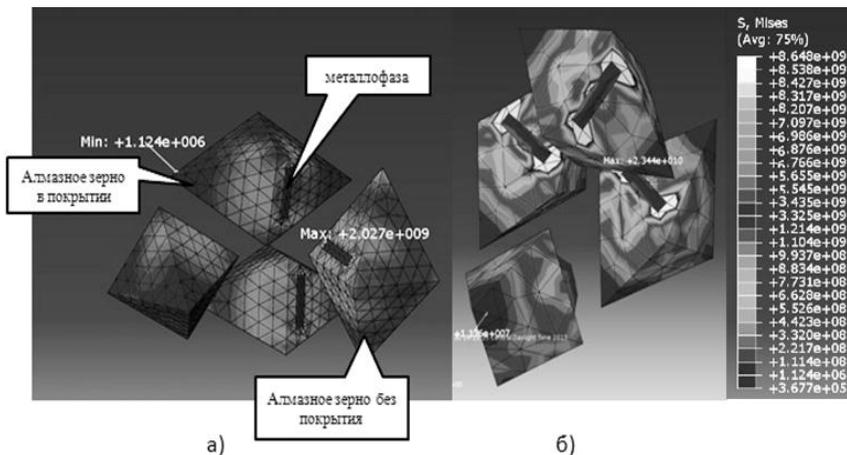


Рисунок 5 – Картина распределения напряжений в окрестности включений металлофаз в алмазном зерне: а – максимальные напряжения 2 ГПа, б – максимальные напряжения превышают предел прочности алмаза и составляют 8.2 ГПа

Напряжения, превышающие пределы прочности алмаза расположены на границах включений металлофазы вызывают развитие внутренних трещин в зерне, что подтверждает результаты в работах [7, 9, 11-13]. Установлено, что при повышении прочности связок действительно наблюдается рост объемов напряжений, на которые они распространяются [7, 11, 12]. Объяснением этому служат возросшие значения напряжений в связке, оказывающие усиливающее воздействие на напряжения в зерне [7, 11-13]. Однако в предыдущих работах не учитывалось пластическое поведение материала связующего компонента, что вносит значительные коррективы в данные выводы (рисунок 6).

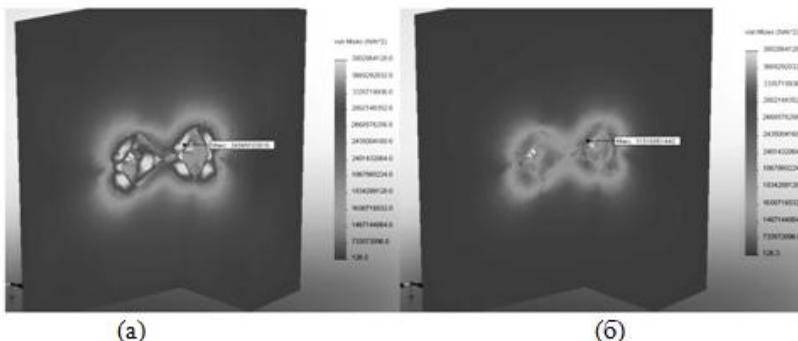


Рисунок 6– Поля приведенных напряжений в системе «алмазные зерна-металлофазы – связка». Вариант расположения зерен при концентрации 100%. а – спекание в системе: модуль упругости связки  $2.44E+11$  Н/м<sup>2</sup>, КТР металлофазы  $3.16E-05$  1/К; б – спекание в системе: модуль упругости связки  $1.85E+11$  Н/м<sup>2</sup>, КТР металлофазы  $1.32E-05$  1/К

Поскольку при спекании кругов на металлических связках температура достигает 0.7-0.8 температуры плавления металла, учет пластичности в расчетах показал значительное уменьшение напряжений, действующих на зерна внутри композита. Так же эти напряжения (максимальные значения не превышают 2 ГПа) носят сжимающий характер и не приближаются к пределу прочности алмаза, что говорит о возможности изготовления алмазонасного слоя для высокоскоростного шлифования с большей концентрацией алмазных зерен при минимальном количестве поврежденных зерен на рассматриваемых прочных металлических связках.

По проведению значительного числа модельных экспериментов были установлены математические зависимости между основными влияющими факторами свойств компонентов алмазонасного слоя (рисунок 7, 8).

Расчетным путем установлено, что оптимальными температурами спекания является диапазон от 300 до 500 °С. Однако при использовании металлофазы на основе железа (с КТР близким к  $1.32E-06$  1/К) и покрытий на основе сплавов меди (модуль упругости близкий к  $1,02E+11$  Н/м<sup>2</sup>) разрушающих напряжений в зерне не возникает до значений температур в 800 °С.

Наиболее оптимальным сочетанием алмазно-металлической композиции является использование связки на основе сплавов никеля (модуль упругости близкий к  $2.44E+11$  Н/м<sup>2</sup>) при предварительно нанесенном покрытии на зерна на основе сплавов меди (модуль упругости близкий к  $1,02E+11$  Н/м<sup>2</sup>). При

этом возможно использование зерен с большим количеством включений металлофазы. (АС2, АС4, АС6, АС15).

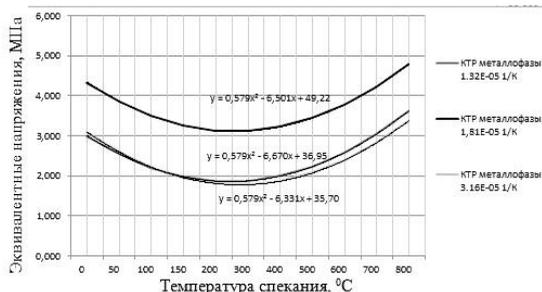


Рисунок 7– Зависимость приведенных напряжений от температуры спекания при варьировании термомеханических свойств металлофазы

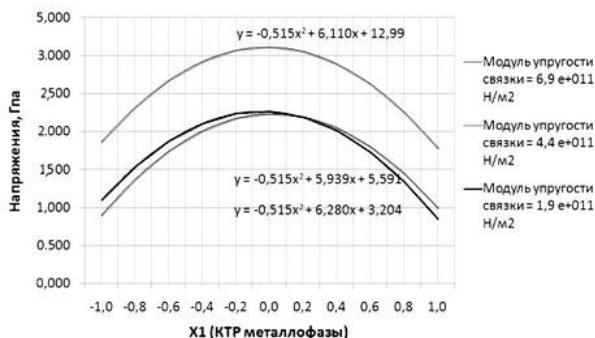


Рисунок 8– Зависимость приведенных напряжений от термомеханических свойств металлофазы при варьировании термомеханических свойств связки

### **Выводы**

Разработана 3D методология определения оптимальных свойств спекаемых алмазно-металлических композиций алмазных кругов для высокоскоростного шлифования.

Методика 3D моделирования напряженно-деформированного состояния алмазосодного слоя круга позволила проанализировать НДС системы «алмазные зерна–металлофазы–покрытия–связка» с учетом термомеханических свойств компонентов спекаемой композиции.

Расчетным путем установлены математические зависимости влияния основных факторов (свойства связки, покрытия, металлофазы, прочностные

свойства зерен и режимы спекания) на целостность алмазных зерен в композиции.

Определено, что пластическое поведение материалов связок имеет значительное влияние на НДС зоны спекания вокруг алмазных зерен в композите. При этом установлено, что при спекании композиции на металлических связках возможно применение большего диапазона концентраций алмазных зерен (до 30% при использовании зерен АС4 и АС6), по сравнению с рекомендациями, данными в прошлых исследованиях.

**Список использованных источников:** 1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: Монография в 6 томах. Под общей ред. Н. В. Новикова — Киев: ИСМ им. В. Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2003—2007 гг. 2. *Бакуль В.Н., Цытин Н.В., Гаргин В.Г.* Взаимодействие алмаза с расплавами металлов в условиях изготовления инструментов. – В кн.: Адгезия расплавов. – К.: Наук. думка. – 1974. – С. 134-136. 3. Синтез, спекание и свойства кубического нитрида бора / Под ред. Н.В. Новикова. – К.: Наук. думка, 1993. – 255 с. 4. *Новиков Н.В., Майстренко А.Л., Кулаковский В.Н.* Сопротивление разрушению сверхтвердых композиционных материалов. – Киев: Наук. думка, 1993. – 220 с. 5. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: В 6-и т. / Под общей ред. Н.В. Новикова. – Т.6: Алмазно-абразивные инструменты в технологиях механообработки / Под ред. А.А. Шепелева. – К.: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 340 с. 6. *Иванов С.А., Переяслов В.П., Майстренко А.Л.* Физико-механические и функциональные свойства композиционных алмазосодержащих материалов, полученных методом интенсивного электроспекания // Техника машиностроения, - 2006, №2. - С.21-27. 7. *Федорович В.А.* Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: Дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01. – Харьков, 2002. – 466 с. 8. *Козакова Н.В., Наконечный Н.Ф., Федорович В.А.* 3D моделирование при определении оптимальных характеристик алмазных кругов // Високі технології в машинобудуванні. – Харків: НТУ «ХПІ». – 2004. – Вип. 1(8). – С. 81-86. 9. *Федорович В.А., Островерх Е.В., Козакова Н.В.* Обеспечение надежности лезвийного инструмента из сверхтвердых материалов на стадии его изготовления // Резание и инструмент в технологических системах. – 2002. – Вып. 62. – С. 158-161. 10. *Konig, W., Klocke, F., and Stuff, D.,* 1997, High Speed Grinding with cBN Wheels – Boundary Conditions, Applications and Prospects of a Future Oriented Technology, 1st French and German Conf. on High Speed Machining, Metz, June, p 207-218. 11. Основы проектирования и технология изготовления абразивного и алмазного инструмента: Учебное пособие для техникумов / Под общ. ред. Ю.М. Ковальчука. – М.: Машиностроение, 1984. – 288 с. 12. *Козакова Н.В., Островерх Е.В., Хавин Г.Л.* Методика расчета температуры хрупкого разрушения системы «алмазный кристаллит–металлофаза» // Резание и инструмент в технологических системах. – 2001. – Вып. 59. – С. 124-128. 13. *Козакова Н.В., Федорович В.А.* Влияние прочностных свойств элементов системы «круг–деталь» на оптимальную концентрацию алмазных зерен // Резание и инструмент в технологических системах. – 2003. – Вып. 64. – С. 133-140. 14. *Иванова Т.А., Маврин Б.Н.,* Температурная зависимость теплового расширения и частотного сдвига оптического фононов в алмазе из первых принципов, Физика твердого тела, 2013, том 55, вып. 1. 15. *Jing Guo, Bin Wen, Roderick Melnik, Shan Yao, Tingju Li.* Molecular dynamics study on diamond nanowires mechanical properties: Strain rate, temperature and size dependent effects. 16. *Красовский Г.И., Филаретов Г.Ф.* Планирование эксперимента. — Минск: изд-во БГУ, 1982. — 302 с. 17. *Кацев П.Г.* Статистические методы исследования режущего инструмента. Изд. 2е, перераб. и доп., М. «Машиностроение», 1974. – 231 с.

*Поступила в редколлегию 03.07.2013*

УДК 621.9 (09)

А.В. Руднев, Харьков, Украина

**ВЛАДИМИР СЕРГЕЕВИЧ КНАББЕ И ЕГО ТРУД  
«ФРЕЗА И ЕЁ РОЛЬ В СОВРЕМЕННОМ МАШИНОСТРОЕНИИ»**

*В статті аналізується книга В.С.Кнаббе, присвячена фрезеруванню.*

*В статье анализируется книга В.С.Кнаббе, посвященная фрезерованию.*

*In the article is analysed the book of V.S. Knabbe, sacred to milling.*

В последнее время возрос интерес к учёным, стоявшим у истоков науки о резании материалов. Появились научные труды, посвящённые этому вопросу, монографии. Однако даже в таком обстоятельном труде как «Очерки истории науки о резании материалов» В.И. Малышева [1] не упоминается имя талантливого исследователя Владимира Сергеевича Кнаббе. Восполнить этот пробел и является целью данной статьи.

Середина XIX века отмечена бурным ростом машиностроения, которое требовало соответствующего количества специалистов. Но подготовка инженеров и научные исследования в области машиностроения значительно отставали от потребностей. Уровень подготовки инженеров как в России, так и за рубежом был довольно низок, так как на то время не существовало теоретических курсов по теории резания и металлорежущим станкам.

Лишь в 1864 году в Петербургском практическом технологическом институте введён теоретический курс по механической обработке металлов. Его читал Николай Филиппович Лабзин, который позже издал свои лекции. Этим было положено начало современному периоду в истории науки о резании металлов и металлорежущих станках. Продолжателем его дела стал Аксель Вильгельмович Гадолин. Его лекции посвящены теории резания и научному подходу к подбору скоростей вращения шпинделя.

В 1883 году вышел в свет фундаментальный труд профессора И.А. Тиме «Основы машиностроения».

В 1874 г. Владимиром Львовичем Чебышевым опубликовано первое теоретическое исследование о качестве поверхности при фрезеровании. Но оно значительно опередило потребности промышленности и не было востребовано в тот период.

Фрезерование широкое внедрение в промышленность получило после выставки 1876 года в Филадельфии.

Виктор Львович Кирпичёв, в «Отчёте о командировке в Северную Америку» (1895 г.) большое внимание уделил рассмотрению фрезерных станков как одного из средств развития массового производства в машиностроении.

Однако теоретических трудов, посвящённых фрезерованию, не было. Первым фундаментальным трудом, посвящённом этой теме, стала книга Владимира Сергеевича Кнаббе «Фреза и её роль в современном машиностроении». В предисловии В.С. Кнаббе отмечал полное отсутствие технических сочинений по вопросу о фрезях: «в литературе, кроме отчётов о выставках, посвящённых преимущественно описанию новых станков и лишь иногда отмечающих усовершенствования в фрезях, да кроме журнальных статей, также посвящённых исключительно станкам, ни одного специального сочинения о фрезях не существует».

В марте 1892 года практически одновременно с книгой В.С. Кнаббе в Лондоне вышла книга английского исследователя Пола Хаслука (Paul Hasluck) «Milling machines and processes». О книге П. Хаслука В.С. Кнаббе пишет: «что касается самой книги P. Hasluck'a, которую я поспешил выписать и прочесть, то, воздерживаясь от её критического разбора, я должен лишь сказать, что за исключением лишь сходства в основной цели – доказать важность и пользу фрез, во всём остальном, как-то: в самой постановке вопроса, способе его разработки, выборе сферы наблюдений и соответствующего практического материала, P. Hasluck и я расходимся настолько значительно, что повторять один другого отнюдь не будем, в чём впрочем легко убедится всякий, кто даст себе труд сопоставить обе книги».

В работе В.С. Кнаббе вопросы применения фрез и фрезерных станков рассматриваются так широко (см. рис. 2), что остаётся удивляться – о чём тогда писал П. Хаслук?

Особую ценность труду В.С. Кнаббе придаёт то, что книгу о применении фрез он написал, осмотрев и проанализировав работу более ста заводов России, Германии, Австрии, Франции, Бельгии и Швейцарии.

К этому времени фрезы выпускались не только отдельными предприятиями для своих нужд, но на крупных предприятиях стали появляться инструментальные цеха по выпуску инструмента. Появились и специальные заводы по выпуску инструмента. Это позволило повысить точность выпускаемых фрез и понизить их стоимость, что способствовало продвижению фрез в производство. Соответственно улучшалась и станочная база для фрезерных работ.

Однако В.С. Кнаббе отмечает, что существует много владельцев заводов и мастерских, которые не хотят или боятся внедрять фрезерную обработку, считая более надёжной обработку поверхностей строганием или долблением. Кроме того, внедрение фрез требовало определённых первоначальных затрат.

Но самое главное, что нет литературы, и машиностроители знают об успехах фрезерных работ лишь по слухам.



Рисунок 1 – Обложка книги Владимира Сергеевича Кнаббе

<b>О Г Л А В Л Е Н И Е.</b>	
	<i>Стран.</i>
<b>Предисловіе</b> . . . . .	I— IX
<b>Глава I.</b> Особенности и преимущества фрезерной работы . . . . .	1— 7
<b>Глава II.</b> Устройство фрезъ, принципъ ихъ дѣйствія и классификація . . . . .	8— 31
<b>Глава III.</b> Общій характеръ работъ, производимыхъ фрезами . . . . .	32— 41
<b>Глава IV.</b> Методъ опредѣленія работы фрезерныхъ станковъ . . . . .	42— 62
<b>Глава V.</b> Сравнительныя изслѣдованія работы, производимой фрезерными и другими станками . . . . .	63—103
<b>Глава VI.</b> Работы, свойственныя преимущественно, или исключительно фрезамъ . . . . .	104—122
<b>Глава VII.</b> Практика фрезъ въ различныхъ отрасляхъ машиностроенія . . . . .	123—162
<b>Глава VIII.</b> Правила конструированія фрезъ . . . . .	163—199
<b>Глава IX.</b> О скоростяхъ, сообщаемыхъ фрезамъ . . . . .	200—207
<b>Глава X.</b> Ковка и механическая обработка фрезъ . . . . .	208—249
<b>Глава XI.</b> Закалка фрезъ . . . . .	250— 264
<b>Глава XII.</b> Шлифовка и отточка новыхъ фрезъ, возобновленіе старыхъ . . . . .	265—290
<b>Глава XIII.</b> Типы фрезерныхъ станковъ, примѣняемыхъ въ общемъ машиностроеніи . . . . .	291—349
<b>Прибавленіе</b> . . . . .	350—353

Рисунок 2 – Оглавление книги «Фреза и её роль в современном машиностроении»

Первая глава «Особенности и преимущества фрезерной работы» посвящена описанию преимуществ фрезерной обработки. Сюда отнесены сокращение вспомогательного времени на переустановку детали, т.к. считалось, что лучше, когда деталь обрабатывается не меняя своего положения и на одном станке, а меняется лишь режущий инструмент. К тому же фреза – многолезвийный инструмент, требующий меньше переточек.

Другим плюсом фрезерной обработки В.С. Кнаббе считает более высокую чистоту поверхности, чем при обработке на строгальных и долбежных станках.

Развитие технологии получения и заточки фрез, способов закалки инструментального материала привели к удешевлению инструмента. Кроме того, «число заводов, избравших изготовление фрез своею специальностью,

значительно возросло». Фрезы стали применяться не только для фасонной обработки, но и для фрезерования плоскостей. Это привело к появлению новых, более крупных и мощных станков.

Следующая глава посвящена классификации фрез. Кнаббе разделил их на три класса: осевые, лобовые и смешанные – по расположению режущих зубьев относительно оси фрезы. Разделил он фрезы и по форме задней поверхности зуба – прямолинейная или криволинейная в сечении. Соответственно этому – заточка фрезы. Главу о фрезях В.С. Кнаббе богато проиллюстрировал – в ней 65 рисунков с изображением всех известных на то время фрез! Не меньше рисунков и в главе, посвящённой работе фрез. В.С. Кнаббе показал все возможности фрез по обработке различных поверхностей.

Для определения работы станка В.С. Кнаббе пользовался формулами Хартинга

$$N = N_0 + EG$$

и Харта.

$$P_v = \frac{(1+m)akb\delta v}{75} \text{ п. л.}$$

Эти формулы он использовал для обоснования с цифрами преимуществ фрезерования перед строганием и долблением при обработке различных крупногабаритных деталей: паровозных рам, стыков крупногабаритных сборных маховиков, тубингов. Причём выигрыш получался не только в меньших затратах необходимой для обработки энергии, но и во времени. При строгании и долблении половина времени обработки уходит на холостой ход реза. Эту проблему пытались решить, ускоряя холостой ход. При фрезеровании этой проблемы нет, так как два-три зуба фрезы всегда находятся в работе. В результате обработка ведётся непрерывно.

Для наглядности итоговые цифры по всем примерам В.С. Кнаббе привёл в сравнительной таблице.

Далее В.С. Кнаббе приводит примеры работ, которые невозможно сделать ни строганием, ни долблением, только фрезерованием. Это обработка крупногабаритных деталей, точных деталей, обработка по копиру и фрезерование фасонных поверхностей.

В седьмой главе В.С. Кнаббе, в порядке обмена опытом, ибо некоторые хозяева заводов не спешат рассказать об успехах фрезерных работ, некоторые просто скрывают их, боясь конкуренции, подробно описывает на каких заводах и какие детали обрабатываются фрезерованием.

После этого В.С. Кнаббе переходит к проектированию фрез. Однако, хоть глава и называется проектирование, в неё всё же больше дано описание фрез, преимущества и недостатки мелкозубых (зубья как у напильника) и крупнозубых фрез.

Приводит он и размеры фрез, выпускаемых некоторыми производителями:

<i>Brown &amp; Sharpe</i> (въ Провидансѣ, Сѣв. Ам.)	отъ 7 до 200 мил.
<i>Reincker</i> (въ Хемницѣ) . . . . .	„ 10 — 200 „
<i>Loewe &amp; Co.</i> (въ Берлинѣ) . . . . .	„ 9 — 180 „
<i>Huré</i> (въ Парижѣ) . . . . .	„ 4 — 200 „
<i>Barriquand &amp; Marre</i> (въ Парижѣ) . . . . .	„ 5 — 125 „

Однако при этом отмечает, что это для цельных фрез. Для фрез с механическим креплением режущих элементов не редкость и 1,5 метра в диаметре, а в исключительных случаях – до 6 метров!

Обобщил В.С. Кнаббе и данные по режимам обработки. Он писал «Постоянных и определённых общих правил относительно пределов найвыгоднейших скоростей фрез до сих пор не установлено и в этом отношении наблюдается весьма значительное разногласие. В виду этого, я сопоставлю различные существующие по этому вопросу данные с данными, добытыми мною путем непосредственных измерений на многих заводах».

Данные, полученные В.С. Кнаббе следующие:

Скорость резания, рассчитанная по формуле  $v = \frac{\pi \cdot D \cdot n}{60}$  (мм/с):

для стали – 150 – 400,

для чугуна – 200 – 500,

для бронзы – 400 – 600.

«Что касается многочисленных непосредственных измерений, произведенных, автором настоящей книги на многих заводах, то измерения эти дали следующие средние цифры скоростей:

$v = 200$  мил. для стали и твердого чугуна

$v = 250$  мил. для железа и мягкого чугуна и

$v = 400$  мил. для бронзы» (мил. – это мм/с – прим. А.Р.).

В.С. Кнаббе на основании производственного опыта дал рекомендации по выбору стали для изготовления фрез, метода получения заготовок. Очень подробно, для каждого типа фрез рассмотрена технология получения инструмента, оборудование, на котором производится нарезка зубьев. При этом приводятся изображения фрез, которыми нарезаются зубья, приспособления и станки различных конструкций, разработанные на заводах разных стран.

Готовый инструмент нужно закалить, придать нужную твёрдость. В.С. Кнаббе и этот вопрос рассмотрел досконально. В книге приведена не только технология, но и приведены рисунки печей для закалки, даны рекомендации по недопущению брака.

Отдельная глава посвящена заточке. Как отметил В.С. Кнаббе с появлением наждачных кругов на искусственной связке и заточных станков изменилась технология получения фрез, изменились и сами фрезы – из мелкозубых они стали крупнозубыми, способными снимать большую стружку, не забивающую пространство между зубьями. Это благодаря тому, что появилась возможность заточить фрезу после закалки. Эта глава также богато иллюстрирована.

Рукопись книги была направлена на рецензирование профессорам К.А. Зворыкину и Г.А. Латышеву, которые высоко оценили труд В.С. Кнаббе, особенно отметив при этом, что «сочинение написано лёгким языком», что делает его доступным для читателей и для распространения среди машиностроителей.

Книга вызвала большой интерес среди машиностроителей и получила огромное количество положительных откликов. И.А. Тиме назвал труд В.С. Кнаббе энциклопедией фрезерования.

Книга одновременно была издана на русском и немецком языках. Поэтому она стала известной и за рубежом. Многие исследователи прислали В.С. Кнаббе свои отзывы, рецензии на книгу были опубликованы в девяти журналах.

Подготавливая второе издание книги, В.С. Кнаббе продолжал изучать применение фрез на предприятиях России и стран Европы. В итоге он обобщил опыт работы более ста двадцати пяти предприятий! Благодаря этому В.С. Кнаббе был в курсе новейших достижений технологии машиностроения.

Успех книги о фрезях помог В.С. Кнаббе получить учёное звание адъюнкт-профессора Харьковского практического технологического института. Свой опыт, приобретённый при подготовке книги, В.С. Кнаббе в полной мере применял в своей научной и педагогической деятельности.

Монография долго была фундаментальным трудом о фрезеровании и потеряла актуальность лишь в конце 20-х годов.

**Вывод.** В.С. Кнаббе впервые проанализировал процесс резания фрезерованием, сравнил его с обработкой строганием, доказал выгодность и перспективность обработки фрезерованием, определил те области, где фрезерование будет наиболее выгодным. Его труды в области технологии машиностроения, чугунолитейного дела характеризуют В.С. Кнаббе как выдающегося учёного своего времени.

**Список литературы:** 1. *Мальшев В.И.* Очерки истории науки о резании материалов: монография. – Тольятти: ТГУ, 2011. – 216 с. 2. *Кнаббе В.С.* Фреза и её роль в современном машиностроении. – Харьков, 1892. 3. *Загорский Ф.Н.* Владимир Сергеевич Кнаббе. – Москва – Ленинград: Наука, 1965.

*Поступила в редколлегию 01.07.2013*

УДК 621.923

Р.М. Стрельчук, канд. техн. наук, Д.С. Стороженко,  
М.Д. Узунян, д-р техн. наук, Харьков, Украина

## **ИССЛЕДОВАНИЕ И АНАЛИЗ ПРОЦЕССА МИКРОРЕЗАНИЯ НАНОСТРУКТУРНЫХ ТВЕРДЫХ СПЛАВОВ**

*Представлено результати досліджень умовних напруг різання і коефіцієнтів мікрорезання після обробки. Встановлено умови взаємодії алмазних зерен з твердими сплавами.*

*Представлены результаты исследований условных напряжений резания и коэффициентов микрорезания после обработки. Установлены условия взаимодействия алмазных зерен с твердыми сплавами.*

*The results of studies of conditional cutting and stress factors microcutting after treatment. The conditions for the interaction of diamond grains with hard alloys.*

### **ВВЕДЕНИЕ**

Работоспособность алмазных шлифовальных кругов во многом определяется условиями и особенностями взаимодействия зерен с обрабатываемым материалом. Для получения достоверной информации наиболее удобно методически изучать это взаимодействие при микрорезании, т.е. резании единичными алмазными зернами. Закономерности микрорезания, как правило, присущи процессу шлифования – массового резания – царапания, особенно при работе в режиме самозатачивания в условиях алмазно-искрового шлифования, когда контакт связки с обрабатываемым материалом весьма незначителен.

Исследованию механизма процесса резания, физико-механических свойств, количественной оценке режущей способности абразивных материалов на основе изучения резания единичным зерном посвящены фундаментальные работы, заложившие основы алмазно-абразивного шлифования и выполненные Давиденковым Н.Н., Кузнецовым В.Д., Полосаткиным Г.Д., Масловым Е.Н., Богомолковым Н.И, Сагардой А.А. и др. Анализ исследований по микрорезанию достаточно полно изложен в работах [1-4].

Однако особенности резания единичными алмазными зернами твердых сплавов, в том числе наноразмерного монокарбида вольфрама практически не изучены по понятным причинам.

Оценка обрабатываемости различных твердых сплавов, характера поломок и работоспособности алмазных зерен, износа и условных

напряжений резания – вопросы, которые непосредственно связаны с возможностями прогнозирования высокопроизводительной обработки твердых сплавов, требуют дальнейшего исследования и представляют интерес.

## **МЕТОДИКА ИССЛЕДОВАНИЙ**

Микрорезание твердых сплавов осуществлялось единичными алмазными зёрнами марки АСБ 1000, которые с помощью эпоксидного клея приклеивались к инденторам. Условия взаимодействия зёрен с обрабатываемым материалом определялись конкретной целью эксперимента. Применялось микрорезание с малой скоростью продольного перемещения зёрна, так называемое «медленное» резание-царапание, подобно исследованиям по изнашиванию и трению при склерометрии.

При этом применялись различные критерии, характеризующие особенности процесса микрорезания.

По условным напряжениям обычно оценивают напряженность процесса микрорезания, характер деформации в контакте. Они определяются как отношение тангенциальной составляющей силы резания к сечению среза [5]:

$$\sigma_y = P_z / f_z \quad (1)$$

Широко используемым при микрорезании критерием является отношение тангенциальной силы к радиальной, называемое коэффициентом шлифования [6]:

$$K_{ш} = P_z / P_y \cdot \quad (2)$$

Некоторые авторы считают его наиболее стабильным силовым показателем процесса микрорезания [56].

Коэффициент шлифования в отдельных случаях называют по аналогии с коэффициентом трения коэффициентом абразивного резания. Вместе с тем, коэффициентом абразивного резания Богомолов Н.И., впервые его применивший, называет обратное отношение указанных сил, т. е.:

$$K_p = P_y / P_z \cdot \quad (3)$$

Нам представляется более приемлемым отношение  $P_z / P_y$  называть коэффициентом микрорезания, в дальнейшем обозначаемом  $K_M$ , а отношение  $P_z / f_z$  – условным напряжением микрорезания  $\sigma_M$ .

Работоспособность алмазных зёрен оценивалась отношением объема снятого материала ( $V_M$ ) к объему изношенной части зёрна ( $V_3$ ):

$$R = \frac{V_M}{V_3} \cdot \quad (4)$$

Некоторые исследователи определяют отношение объема снятого материала к объему изношенной части алмаза, как коэффициент шлифуемости [7]. Применение этого термина следует признать неудачным, так как процесс резания – царапания существенно отличается от процесса шлифования.

Объем снятого материала подсчитывался с помощью профилограмм поперечных сечений рисок – царапин, в начале ( $S_1$ ) и конце ( $S_2$ ) пути микрорезания по формуле:

$$V_M = \frac{S_1 + S_2}{2} L, \quad (5)$$

где  $L$  - длина риски-царапины.

Площадь поперечного сечения среза может быть определена и расчетным путем по известной глубине микрорезания и принятой форме режущей кромки. Если принять, исходя из некоторых литературных данных, что форма режущей кромки – конус, то формула для расчета площади среза (сечения канавки) в зависимости от глубины внедрения имеет вид:

$$S(z) = z^2 \operatorname{tg} \alpha, \quad (6)$$

где  $\alpha$  – половина угла при вершине конуса. А при форме внедрившейся кромки в виде конуса с радиусом округления при вершине  $r_0$  сечения среза определится по формулам [8]:

для  $z > (r_0 - r_0 \sin \alpha)$

$$S(z) = \left( \frac{r_0 \cos \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} + z - r_0 + r_0 \sin \alpha \right)^2 \operatorname{tg} \alpha - \frac{r_0^2 \cos \alpha}{\operatorname{tg} \alpha} + \frac{\pi r_0^2 (180 - 2\alpha)}{360} - r_0^2 \frac{\sin 2\alpha}{2}; \quad (7)$$

для  $z < (r_0 - r_0 \sin \alpha)$

$$S(z) = \frac{\pi r_0^2 2 \arccos \left( 1 - \frac{z}{r_0} \right)}{360} - (r_0 - z)^2 \operatorname{tg} \left( \arccos \left( 1 - \frac{z}{r_0} \right) \right). \quad (8)$$

Объем изношенной части зерна, принятой в виде конуса, можно принять равным  $\cong 1,1 S r_k$ , где  $r_k$  – радиус основания конуса, определяемый по записанной профилограмме поперечного сечения рисски-царапины  $S$ , которую

можно рассмотреть как сечение конуса плоскостью, проходящей через его вершину перпендикулярно основанию. Площадь сечения  $S = r_{\kappa} z$  ( $z$  – высота) рассчитывалась по профилограммам в начале ( $S_1$ ) и конце ( $S_2$ ) каждого эксперимента, после чего определялся объем изношенной части зерна  $V_3 = S_1 r_{\kappa_1} - S_2 r_{\kappa_2}$ . Таким образом,

$$R = \frac{V_M}{V_3} = \frac{(S_1 + S_2)L}{2,2(S_1 r_{\kappa_1} - S_2 r_{\kappa_2})}. \quad (9)$$

Эксперименты проводились на специальной установке по микрорезанию, схема которой показана на рис. 1. Образец (4) из твердого сплава устанавливается на каретку (6), которая приводится в движение посредством нити с помощью редукторного электродвигателя СД-54 ( $n = 8,7$  об/мин) (7), обеспечивающего продольную скорость перемещения 0,5 м/мин. В исходное положение каретка перемещается с помощью пружины (5). Опыты выполнялись по схеме упругого резания-царапания, при котором нормальная нагрузка ( $P_y$ ) на алмазное зерно задается с помощью грузов (1), а тангенциальная составляющая усилия резания ( $P_z$ ) измеряется с помощью специального динамометра (2), в резьбовом отверстии упругого элемента которого закреплен индентор с алмазным зерном (3).

Динамометр закреплен на левом плече коромысла (8), шарнирно (на двух подшипниках) установленного в обойме стойки. На правом плече коромысла размещен противовес (9), который может перемещаться по коромыслу для уравнивания его перед установкой набора грузов, обеспечивающих необходимое усилие  $P_y$ . Для измерения усилий применялся специально разработанный тензорезисторный динамометр, конструкция которого обеспечивает разгрузку упругого элемента от нормальной составляющей усилия резания  $P_y$ , воспринимаемой подвижной осью.

Таким образом, часть упругого элемента, на которой размещены тензодатчики деформации, сжатию не подвергается, а испытывает лишь деформацию изгиба от воздействия составляющей  $P_z$ , что исключает взаимовлияние сил микрорезания. Преобразование и регистрация деформаций упругого элемента, воспринимаемых тензорезисторами ПКП 10-100, осуществляется при помощи тензоусилителя модели ТА-5 с регистрирующими приборами; в дальнейшем возможно использование осциллографов при необходимости.

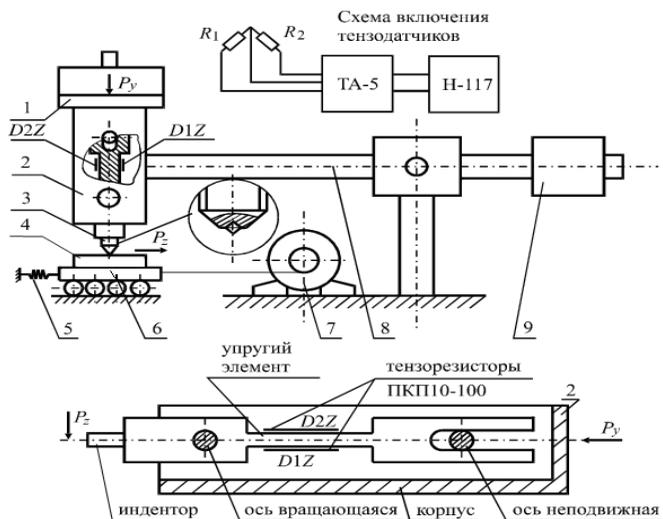


Рисунок 1 – Схема установки для микрорезания при небольших скоростях

Эксперименты проводились при нагрузках 0,8 Н; 1,0 Н; 1,2 Н; 1,4 Н. Были использованы алмазные зерна АСБ 1000. Перед проведением эксперимента все пластины были отшлифованы, а затем доводились с помощью алмазной пасты.

### **РЕЗУЛЬТАТЫ ИССЛЕДОВАНИЙ И ИХ ОБСУЖДЕНИЕ**

Развитость режущей поверхности зерен оказывает существенное влияние на их поведение в процессе шлифования. Поэтому много работ посвящено линейно-геометрическим измерениям параметров зерен в проходящем свете обычных оптических микроскопов, по микрофотографиям, либо с помощью зарисовок на рисовальных устройствах с последующей оценкой размеров, углов заострения вершин и радиусов округления кромок [9]. Подобная оценка зерен может характеризовать лишь их исходную, возможную режущую способность, либо по выражению Кашеева М.И. «мгновенную абразивную способность». Однако наибольший интерес и практическую ценность представляет изучение и оценка режущих свойств работающих зерен в условиях взаимодействиях их с материалами, имеющими различные физико-механические свойства.

Представляет интерес анализ условных напряжений резания и коэффициентов микрорезания, особенно в диапазоне малых толщин среза,

что позволит установить условия взаимодействия алмазных зерен с твердыми сплавами.

В табл.1 приведены результаты экспериментов с постоянной задаваемой нормальной силой, выполненные на установке для «медленного» микрорезания (см. рис.1). Основными измеряемыми выходными параметрами являются тангенциальная сила  $P_z$  и толщина среза  $z$ ; производными значениями, получаемыми пересчетом – коэффициент микрорезания  $K_M$  и условное напряжение резания  $\sigma_M$ .

Для приведенных марок твердых сплавов увеличение нормальной нагрузки на зерна приводит к соответствующему росту и тангенциальной составляющей. При этом для сплава ВК6 наблюдается более интенсивный рост силы  $P_z$ . Толщины среза для одних и тех же значений силы  $P_y$  также отличаются – меньшие их значения характерны для наноразмерного твердого сплава «ВолКар», что свидетельствует о худшей внедряемости алмазных зерен. Большая глубина внедрения зерен у сплава ВК6 при остальных одинаковых условиях приводит к увеличению сопротивления сдвига, что способствует возникновению больших тангенциальных усилий микрорезания  $P_z$ .

Таблица 1 – Значения  $P_z$  и  $z$  для различных нормальных нагрузок  $P_y$

Материал	$P_y \cdot 10^2$ , Н	80,0	100,0	120,0	140,0
ВК6	$P_z \cdot 10^2$ , Н	19,2	31,7	45,8	62,7
	$z$ , мкм	1,9	2,5	3,1	3,7
WK	$P_z \cdot 10^2$ , Н	17,2	28,4	40,7	53,3
	$z$ , мкм	1,6	2,1	2,6	3,0

Следует заметить, что рост силы  $P_z$  несколько опережает увеличение нормальной силы, что объясняет соответствующее изменение коэффициента микрорезания – увеличение силы  $P_y$  приводит к повышению  $K_M$  (рис. 2).

Различные значения  $K_M$ , получаемые при микрорезании испытываемых твердых сплавов с постоянной нормальной нагрузкой характеризуют их обрабатываемость. Следовательно, обрабатываемость сплава ВК6 лучше, чем «ВолКар».

Анализ условных напряжений микрорезания в этих же условиях позволяет оценить сравнительную напряженность процесса резания-

царапания различных материалов и также дать представление об обрабатываемости (рис. 3).

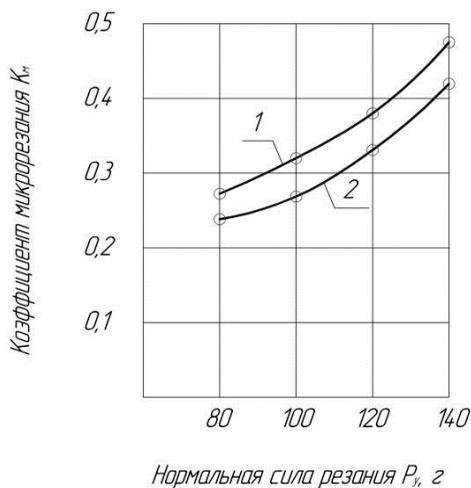


Рисунок 2– Влияние нормальной силы на коэффициент микрорезания:  
1 – ВК6; 2 – «ВолКар»

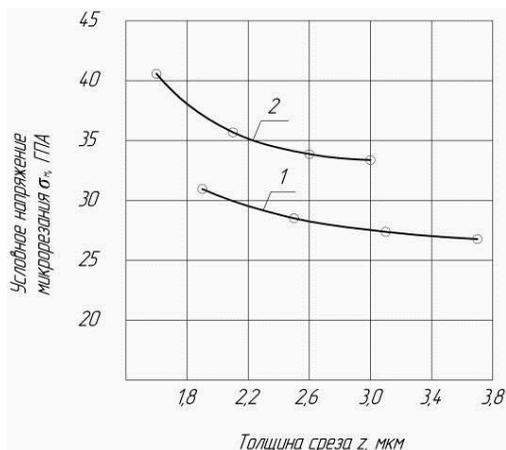


Рисунок 3 – Влияние толщины среза на условное напряжение микрорезания: 1 – ВК6; 2 – «ВолКар»

Увеличение толщины среза, связанное с увеличением нормальной нагрузки, приводит к снижению условных напряжений для всех марок сплавов. При этом более интенсивное снижение  $\sigma_m$  имеет место в диапазоне меньших толщин среза. Следует отметить, что перегиба кривых  $\sigma_m$  не обнаруживается, что свидетельствует о превалировании процесса резания над пластическим выдавливанием или упруго-пластическим оттеснением во всем диапазоне толщин среза.

Сравнение различных кривых позволяет установить, что большие значения  $\sigma_m$  возникают при обработке наноструктурного сплава «ВолКар», меньшие – ВК6.

Таким образом, на основании полученных данных по  $K_m$  и  $\sigma_m$  можно установить, что в порядке ухудшения обрабатываемости, исследуемые сплавы располагаются в такой последовательности: ВК6, «ВолКар».

Следует заметить также, что с увеличением толщины среза нормальная и тангенциальная составляющие сил микрорезания возрастают, что объясняется ростом элементарных сил сдвига и трения (рис. 4, 5). Микрорезание наноструктурных твердых сплавов сопровождается большими значениями усилий  $P_z$  и  $P_y$ ; при этом различие в величинах  $P_y$  больше чем  $P_z$ , и с ростом  $z$  оно увеличивается.

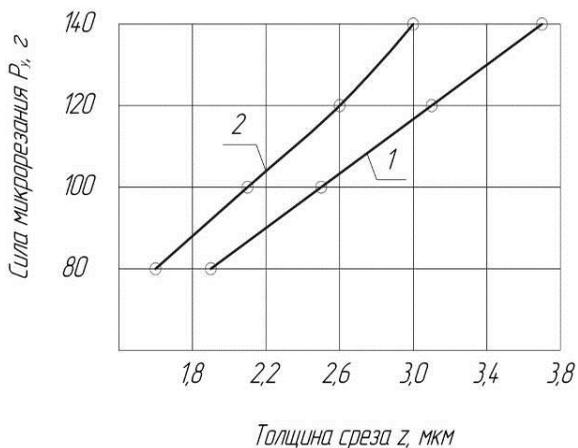


Рисунок 4 – Влияние толщины среза на нормальную составляющую усилия микрорезания: 1 – ВК6; 2 – «ВолКар»

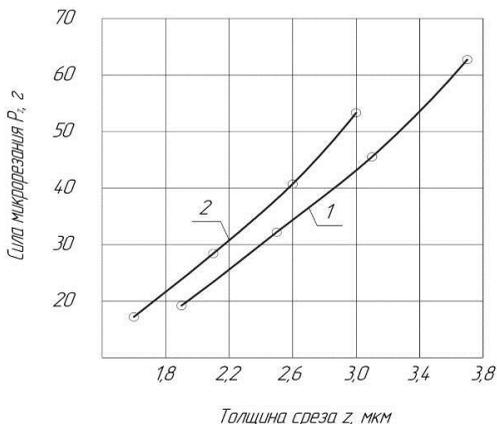


Рисунок 5 – Влияние толщины среза на тангенциальную составляющую усилия микрорезания: 1 – ВК6; 2 – «ВолКар»

При такой разнице в способности сопротивляться внедрению при микрорезании (царапании) для достижения одинаковой толщины среза к алмазному зерну необходимо приложить большую величину нормальной силы при взаимодействии его со сплавом «ВолКар».

Проведенные исследования «медленного» резания-царапания единичными зёрнами имеют и самостоятельное значение – в дальнейшем позволяют моделировать процессы взаимодействия алмазных зёрен с обрабатываемыми материалами при сравнительной оценке изнашиваемости различных материалов и абразивных зёрен.

**Список литературы:** 1. Полосаткин Г.Д., Соломеин И.А. Изнашивание при микрорезании // Изв. вузов. Физика. – 1955. – № 2. – С. 117–128. 2. Сагарда А.А., Химач О.В. Силы резания и температура в зоне контакта алмазного зерна с металлом // Вест. машиностроения. – 1973. – № 6. – С. 70–72. 3. Маслов Е.Н. Теоретические основы процесса царапания металлов // Склерометрия. – М., 1968. – С. 24–44. 4. Полосаткин Г.Д., Соломеин И.А. Исследование механизма образования микроцарапины на металлах в диапазоне скоростей от 0,02 до 120 м/с // Склерометрия. – М.: Наука, 1968. – С. 65–71. 5. Богомолов Н.И. Исследование сил трения при микрорезании металлов // Трение, смазка и износ деталей машин. – 1964. – №5. – С. 47–52. 6. Бабчиницер М.И. Усилие при шлифовании металлов // Станки и инструмент. – 1947. – №6. – С. 14–17. 7. Stanciu L.A., Kodash V.Y, Groza J.R. Effects of heating rate on densification and grain growth during field activated sintering of  $Al_2O_3$  and  $MoSi_2$  // Mat. Metal. Trans. – 2001. – №32. – p. 2633–2638. 8. Семко М.Ф., Узунян М.Д. и др. Работоспособность алмазных кругов. – К.: Техніка, 1983. – 96 с. 9. Яцерицын П.И., Зайцев А.Г. Повышение качества шлифованных поверхностей и режущих свойств абразивно-алмазного инструмента. – Минск: Наука и техника, 1972. – 478 с.

Поступила в редколлегию 12.06.2013

УДК621.951

В.М. Тонконогий, д-р техн. наук, Л.М. Перпери, канд. техн. наук,  
В.М. Рязанцев, канд. эконом. наук, А.М. Голобородько, Одесса, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ И КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ КОНИЧЕСКИХ ОТВЕРСТИЙ АБРАЗИВНО-ВЫГЛАЖИВАЮЩИМ РАЗВЕРТЫВАНИЕМ**

*У статті визначено умови реалізації операції абразивно-вигладжувального розгортання точних конічних отворів та встановлено вплив геометричних параметрів абразивно-вигладжувальних розгорток на параметри точності.*

*В статье определены условия реализации операции абразивно-выглаживающего развертывания точных конических отверстий и установлено влияние геометрических параметров абразивно-выглаживающих разверток на параметры точности.*

*The article defines the terms of the transaction abrasive smoothes the deployment of accurate conical holes, the influence of geometrical parameters of abrasive-planishing reamering on the accuracy parameters.*

**Введение.** В различных отраслях промышленности получили широкое распространение детали с коническими поверхностями. Примерами применения конических поверхностей являются: соединения конусной шейки шпинделя станка с вкладышами подшипников, элементы закрепления режущего инструмента в шпинделе станка, конические сопряжения деталей гидроаппаратуры, сопряжение «клапан – седло» и «палец шарнира – рычаг» рулевого управления в автомобилях и др. Широкое применение конических соединений объясняется рядом их преимуществ, а именно:

- высокая точность самоцентрирования деталей;
- более легкая разборка;
- возможность регулирования натяга в процессе работы;
- герметичность соединений;
- передача больших крутящих моментов.

Высокие требования к точности и качеству поверхностей конических соединений предопределяют особенности обработки этих поверхностей. Это касается, в первую очередь, методов обработки на финишных операциях, характера упрочнения и стабилизации материала деталей. Поэтому перспективным методом получения конических отверстий заданной точности

и качества является обработка инструментами одностороннего резания, сочетающими в себе режущие-выглаживающие свойства [1, 2]. Для обработки отверстий длиной до 40 мм классов точности АТ 6 – АТ 7 рекомендуется применять однолезвийные конические развертки одностороннего резания, а для обработки отверстий длиной 40 – 80 мм точностью АТ 4 – АТ 5 – абразивно-выглаживающие развертки одностороннего резания [2].

**Постановка проблемы.** Одним из наиболее сложных является процесс изготовления точных конических отверстий шпинделей. Особенность современного станкостроения заключается в ориентировании в сторону развития высокотехнологичных процессов для всех видов производства, которое характеризуется широкой универсальностью оборудования. При автоматической смене инструмента на универсальных станках с числовым программным управлением переднюю часть шпинделя выполняют в виде конуса с конусностью 7:24 в соответствии с требованиями ГОСТ 19860-93. Для этих конусов установлено пять степеней точности: АТ 3 – АТ 7. Для каждой степени точности стандартом установлены предельные отклонения угла конуса, предельные отклонения от прямолинейности образующей и от круглости. Поэтому обеспечение заданных параметров точности и качества точных конических отверстий на финишных операциях с применением высокоточных инструментов является актуальной задачей.

**Анализ последних исследований и публикаций.** Анализ существующих технологий изготовления конусов 30, 40, 45 и 50 классов точности АТ 4 – АТ 5 показал, что для достижения заданной точности и качества применяются различные технологические процессы в зависимости от материала шпинделя и его целевого назначения. Наибольшую сложность представляет обеспечение соосности конического отверстия с его опорными шейками [3, 4]. Как правило, такие шпиндели изготавливают из цементируемых конструкционных легированных сталей, к которым предъявляют требования высокой прочности, пластичности и вязкости сердцевины, а также высокой поверхностной твердости. Чистовую обработку конических отверстий в зависимости от диаметра осуществляют развертками или расточными резцовыми головками с последующим внутренним шлифованием. Отделочная обработка конического отверстия передней части шпинделя, служащего для закрепления инструмента и передачи крутящего момента, является одной из наиболее трудных задач при обработке. При установке на внутришлифовальном станке обязательна проверка оси обрабатываемого шпинделя. Погрешность установки может привести к выходу допуска угла конуса за пределы норм точности. Если брак исправимый, то осуществляют повторное шлифование поверхности отверстия. Несовпадение оси конического отверстия и оси его вращения

приводит к радиальному биению в станке, которое может выходить за пределы норм точности самого станка.

**Постановка задачи.** Целью работы является повышение точности и качества конических отверстий путем разработки и исследования комбинированного метода абразивно-выглаживающего развертывания.

Для достижения поставленной цели необходимо решить следующие задачи:

– определить условия реализации операции абразивно-выглаживающего развертывания точных конических отверстий;

– определить влияние геометрических параметров абразивно-выглаживающих разверток на точность обрабатываемых отверстий.

**Основная часть.** Повышение точности обработки конических отверстий основывается на следующих принципах: 1) обеспечение определенности базирования конической разверткой одностороннего резания за счет использования двух – трех направляющих элементов, выполненных из материала более износостойкого, чем абразивные элементы; 2) использование в качестве абразивных элементов материалов, которые позволяют эффективно осуществлять обработку; 3) величина припуска на обработку должна быть достаточной для устранения размерной погрешности, полученной на предварительной операции; 4) повышение эффективности процесса выглаживания направляющими элементами по сравнению с абразивной обработкой достигается снижением шероховатости поверхности отверстий [1, 2].

Принцип обеспечения определенности базирования реализуется за счет неуравновешенной радиальной составляющей силы резания-царапания, которая обеспечивает прижим двух (трех) направляющих элементов к обрабатываемой поверхности, что позволяет однозначно базировать инструмент в предварительно обработанном отверстии. В результате абразивно-выглаживающая развертка исправляет погрешность расположения оси конического отверстия, полученную на предшествующей операции, что согласуется с общими принципами работы инструментов одностороннего резания [5, 6]. Следует отметить, что реализация определенности базирования обеспечивается в процессе их эксплуатации за счет более высокой износостойкости направляющих элементов по сравнению с абразивными элементами [1, 2, 5].

Эффективное выполнение операции абразивно-выглаживающего развертывания осуществляется при использовании в качестве абразивных элементов брусков из сверхтвердых материалов (гексанит или кубонит) на металлических или гальванических связках. Применение данных абразивных элементов существенно снижает повреждения абразивом рабочих поверхностей направляющих элементов и обеспечивает эффективный сьем припуска без засаливания рабочей поверхности абразивных элементов.

Величина припуска на обработку абразивно-выглаживающего развертывания конических отверстий должна обеспечивать точность с заданными допусками (допуск прямолинейности образующей  $T_{пр} = 1 \dots 3$  мкм, допуск круглости  $T_{кр} = 1 \dots 2,5$  мкм, допуск угла конуса  $\Delta T_D = 4 \dots 8$  мкм) и шероховатостью поверхности  $Ra = 0,1 \dots 0,2$  мкм после предварительного растачивания.

Применение на отделочном этапе процесса выглаживания направляющими элементами из поликристаллических алмазов, направлено на снижение шероховатости поверхности отверстий. Это возможно при повышении скорости вращения инструмента (до величин, рекомендуемых при алмазном выглаживании) при отсутствии продольной подачи.

Конструкция абразивно-выглаживающей развертки, реализующая принципы повышения точности и качества обработки конических отверстий представлена на рисунке.

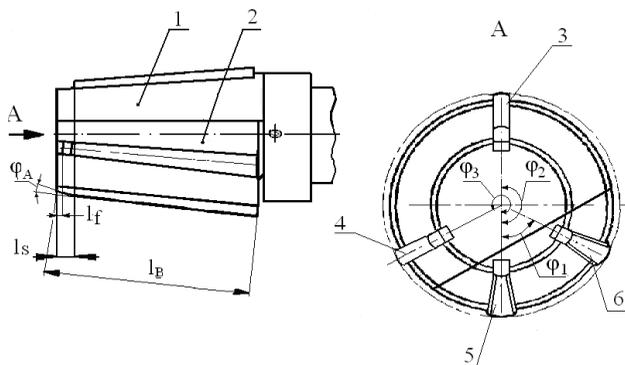


Рисунок – Схема абразивно-выглаживающей развертки:

1 – корпус, 2 – плавающая пластина, 3, 4 – направляющие элементы, 5, 6 – абразивные элементы;  $l_f$  – длина заходной фаски абразивного элемента,  $\varphi_a$  – угол наклона в плане заходной фаски абразивного элемента,  $l_s$  – осевое смещение вершины абразивного элемента относительно вершины направляющего элемента,  $l_B$  – длина основной рабочей поверхности абразивных элементов, установленных в продольном пазу

Геометрия инструмента, определяемая углами  $\varphi_1$ ,  $\varphi_2$  и  $\varphi_3$  влияет на стабильность его положения в процессе обработки, величину распределения нагрузки на направляющие элементы и, следовательно, на точность обработки.

Стабильность положения абразивно-выглаживающей развертки в процессе обработки обеспечивает точность расположения оси развертываемого отверстия. Рекомендуемые значения углов расположения рабочих элементов для обеспечения стабильности положения инструментов

процессе обработки:  $\varphi_1 \leq 90^\circ$ ,  $\varphi_2 = 165^\circ - 180^\circ$  и  $\varphi_3 = 270^\circ - 315^\circ$  [1, 5]. Однако влияние указанных углов для конструкций конических абразивно-выглаживающих разверток на точность формы обработанных отверстий до настоящего времени не изучено.

Отношения суммарной длины дуг абразивных элементов к длине окружности обрабатываемого отверстия находились в диапазонах 0,10 – 0,20 (исходя из условия достаточности съема припуска) для конуса 40 АТ 5. Длины рабочих элементов должны несколько превышать длину образующей конического отверстия. Эксперименты проводились на многоцелевом станке модели 2623ПМФ4. Материал заготовок сталь 12ХН3А (HRC 51-58 поверхностного слоя). Режимы размерной обработки –  $V_p = 0,40 - 0,60$  м/с,  $S_p = 0,05 - 0,1$  мм/об; и отделочной  $V_0 = 0,9 - 1,2$  м/с. В качестве смазочно-охлаждающей технологической среды использовалась 30% водная эмульсия.

Установлено, что с ростом угла  $\varphi_1$  до значений  $90^\circ$  отклонение от круглости обработанных отверстий  $T_{кр} = 1,8...2,0$  мкм снижается на 15 – 20 %. В диапазоне значений  $60^\circ - 80^\circ$  эта разница составляет не более 20 % ( $T_{кр} = 1,5...1,6$  мкм). Значения углов  $\varphi_2$  в диапазоне  $175^\circ - 180^\circ$  и  $\varphi_3$  в диапазоне  $270^\circ - 280^\circ$  показывает меньшие значения отклонения от круглости. Сравнение средних значений параметра отклонения от круглости после предварительной операции и абразивно-выглаживающей обработки показало, что последняя позволяет повысить точность формы поперечного сечения на 15 – 25 %, а коэффициент исправляющей способности 0,7 – 0,8.

**Выводы.** В результате исследований определены условия реализации абразивно-выглаживающего развертывания конических отверстий и определена геометрия инструмента, при которой достигаются наименьшие значения отклонения от круглости обработанных отверстий. Установлено, что, угол  $\varphi_1$  не оказывает существенного влияния на точность формы отверстий в поперечном сечении.

**Список использованной литературы:** 1. *Линчевский П.А.*, Обработка деталей на отделочно-расточных станках / *П.А. Линчевский, Т.Г. Джугурян, Оргиян А.А.* – К.: Техника. – 2001. – 300 с. 2. *Джугурян Т.Г.* Абразивно-выглаживающий инструмент для обработки точных конических отверстий / *Джугурян Т.Г., Линчевский П.А., Голобородько А.М.* – Резание и инструмент в технологических системах: НТУ “ХПИ”. – 2008. – Вып. 75. – С.103 – 106. 3. *Трембловлер Н.М.* Технология изготовления шпинделей высокоточных станков. Руководящие материалы. – М.: ЭНИМС, 1971. – 28 с. 4. *Балакишин Б.С.* Теория и практика технологии машиностроения: В 2-х кн. – Кн. 1. Технология станкостроения / М.: Машиностроение, 1982. – 239 с. 5. *Кирсанов С.В.* Инструменты для обработки точных отверстий / *С.В. Кирсанов, В.А. Гречишников и др.* – М.: Машиностроение, 2003. – 330 с. 6. *Тонконогий В.М.* Моделирование прочности сцепления износостойких покрытий с подложкой с помощью виртуальных конечных элементов / *В.М. Тонконогий* // Резание и инструмент в технологических системах. – Харьков: ХПИ, 2004. – Вып. 66. – С. 191 – 196.

*Поступила в редколлегию 27.06.2013*

УДК 621.923

В.А. Федорович, д-р техн. наук, И.Н. Пыжов, д-р техн. наук,  
С.С. Кронов, Харьков, Украина

### **3D МОДЕЛИРОВАНИЕ ВИБРАЦИОННОГО АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ**

*Шляхом моделювання методом кінцевих елементів процесу ультразвукового шліфування встановлено, що при шліфуванні без накладання високочастотних коливань максимальне навантаження концентрується на певній межі алмазного зерна. Це може послужити руйнування зерна в зоні контакту зі зв'язкою і його подальшого передчасного випадання з неї. У випадку накладання високочастотних коливань, напруги рівномірно розподіляються вздовж усього зерна, що покращує його утримання у зв'язці.*

*Путем моделирования методом конечных элементов процесса ультразвукового шлифования установлено, что при шлифовании без наложения высокочастотных колебаний максимальная нагрузка концентрируется на определенной грани алмазного зерна. Это может послужить разрушению зерна в зоне контакта со связкой и его последующему преждевременному выпадению из нее. В случае же наложения высокочастотных колебаний, напряжения равномерно распределяются вдоль всего зерна, что улучшает его удержание в связке.*

*By finite element simulation of ultrasonic grinding found that when grinding without imposing high frequency oscillations of the maximum load is concentrated on certain faces of diamond grains. This can be the destruction of grain in the contact zone with a bunch and its subsequent premature dropout from it. In the case of imposition of high-frequency oscillations of voltage are evenly distributed along the grain, that improves its hold together.*

**1. Постановка проблемы.** В настоящее время в мировой практике для изучения процессов механической обработки материалов широко применяются программные продукты, основанные на методе конечных элементов (МКЭ) типа MATHCAD, MATLAB, ANSYS, ABAQUS, NASTRAN, LS-DYNA, COSMOS, CATIA, PTC CREO [1, 2, 3, 4, 5, 6]. Это позволяет с одной стороны существенно снизить затраты на проведение исследований, а с другой - получить физическое толкование явлений происходящих в зоне обработки.

**2. Анализ последних исследований и публикаций.** В настоящее время доказано, что отмеченный подход эффективен и применительно к такому сложному процессу обработки каким является шлифование [7, 8]. Однако данных по моделированию процесса ультразвукового шлифования в отечественной и зарубежной литературе практически нет. Это объясняется существенными трудностями моделирования таких процессов. В связи с этим нами сделана одна из первых попыток решения этой задачи.

**3. Цель исследования.** Целью настоящей работы является выполнение компьютерного 3D моделирования процесса ультразвукового шлифования с помощью прикладного пакета программ *CosmosWorks*, в основу которого положен метод конечных элементов (МКЭ).

**4. Основные материалы исследований.** Нами применен следующий алгоритм решения задачи с использованием исследовательских пакетов по МКЭ: *Построение геометрической модели конструкции* (или экспорт этой модели из конструкторского модуля). Используемые при этом элементы построения ранжируются по возрастанию приоритетов:  $pt \rightarrow cr \rightarrow sf \rightarrow vl$  (точка  $\rightarrow$  линия  $\rightarrow$  поверхность  $\rightarrow$  объем). В нашем случае, например, при рассмотрении процесса резания единичным зерном с использованием элементов *VL* создается трехмерная (3D) модель системы «алмазное зерно – связка - ОМ» (рис. 1).

Задание свойств материалов для каждой зоны конструкции происходит с использованием стандартной базы данных. При необходимости, есть возможность корректировки свойств материала или создание нового материала. В качестве свойств материалов использовались модуль упругости, коэффициент Пуассона, массовая плотность, коэффициент термического расширения, теплопроводность, удельная теплоемкость.

*Построение конечноэлементной модели* (разбиение конструкции на конечные элементы). На этом этапе, на базе геометрической модели, состоящей из точек, линий, поверхностей и объемов ( $pt\ cr\ sf\ vl$ ), создается конечноэлементная модель, состоящая из узлов и элементов.

При исследовании зоны шлифования модель нагружалась как заданием перемещения  $U_y$  (рис. 1 – зеленые стрелки) верхней плоскости связки (кинематическое воздействие в виде поперечной подачи  $S_{non}$ ), так и приложением давления к верхней плоскости связки  $P$  (силовое воздействие нормальной и тангенциальной составляющих силы резания).

Для того чтобы воссоздать вибрационное резание давление, перпендикулярно приложенное к верхней грани связки (рис. 1 – красные стрелки) варьировалось во времени. В среде *CosmosWorks* гармоническая нагрузка задавалась в виде синусоиды (рис. 2) с амплитудой равной величине принятого давления и частотой от 10 до 50 кГц.

Задачей данного исследования является определение влияния УЗК, прикладываемых к шлифовальному кругу с помощью специального устройства, на производительность процесса. О последней судили косвенным путем по значению эквивалентных напряжений ( $\sigma_{эkv}$ ), определяемых путем теоретического исследования НДС в зоне шлифования. Результаты 3D моделирования НДС зоны ультразвукового шлифования (связка круга на основе меди, ОМ – алмаз, давление, приложенное к верхней грани 2 МПа, давление, приложенное к боковой грани 1 МПа) представлены на рис 3.

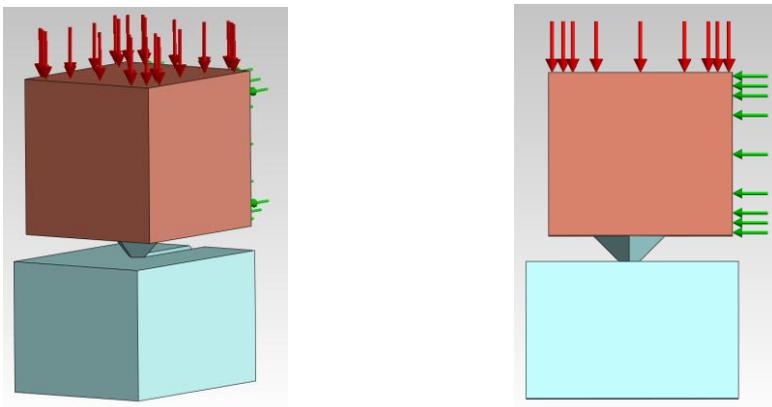


Рисунок 1– 3D модель системы «алмазное зерно – связка - ОМ» с указанными направлениями

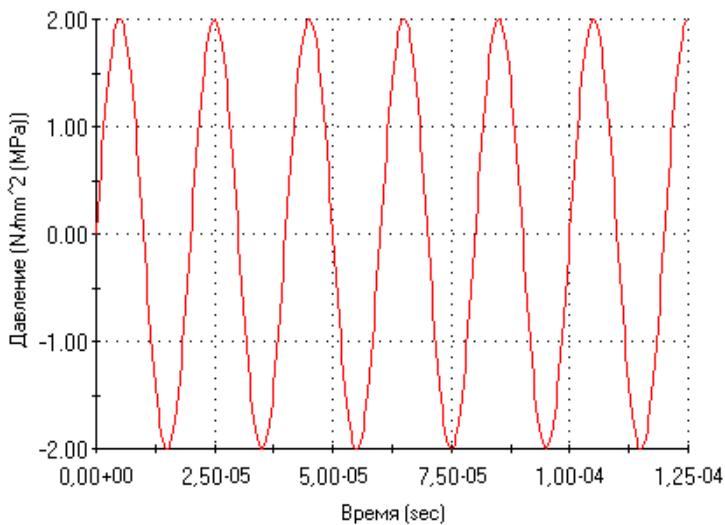


Рисунок 2 – Гармоническая нагрузка (синусоида,  $A=2\text{МПа}$ ,  $f=50\text{ кГц}$ )

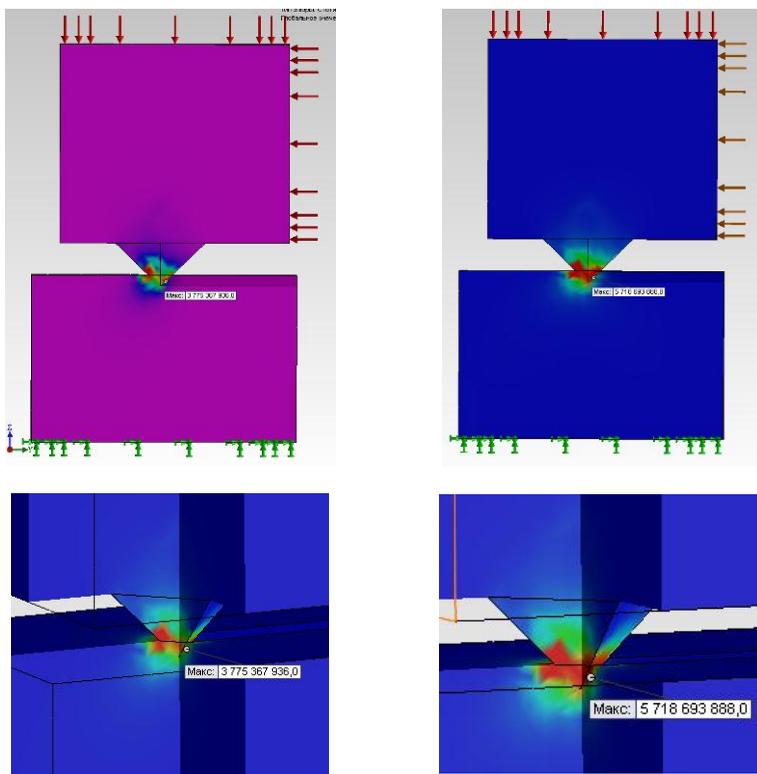


Рисунок 3 – Величина  $\sigma_{\text{экр.}}$  в системе «алмазное зерно – связка - ОМ»  
 а) –  $f = 0$  кГц; б) –  $f = 50$  кГц

Основной причиной высокой себестоимости процесса алмазного шлифования, наряду с высокой стоимостью алмазных кругов, является чрезвычайно низкий коэффициент использования потенциальных режущих свойств алмазных зерен. Часто зерна не используют свой режущий потенциал из-за преждевременного выпадения из связки. Поэтому является важным путем моделирования изучить НДС в зоне контакта «зерно-связка» при ультразвуковом шлифовании.

Была создана 3D модель со следующими параметрами: ОМ – алюминий, связка – на основе меди, давление прижима 2 МПа, давление, создаваемое тангенциальным усилием 1 МПа, в первом случае вибрационные колебания отсутствовали во, втором частота колебаний составляла 50 кГц амплитуда 2 МПа.

Проведенные расчеты (рис. 4) показали, что при наложении УЗК напряжения, возникающие в зоне контакта «зерно-связка», незначительно превышают максимальные значения напряжений по сравнению с обычным шлифованием.

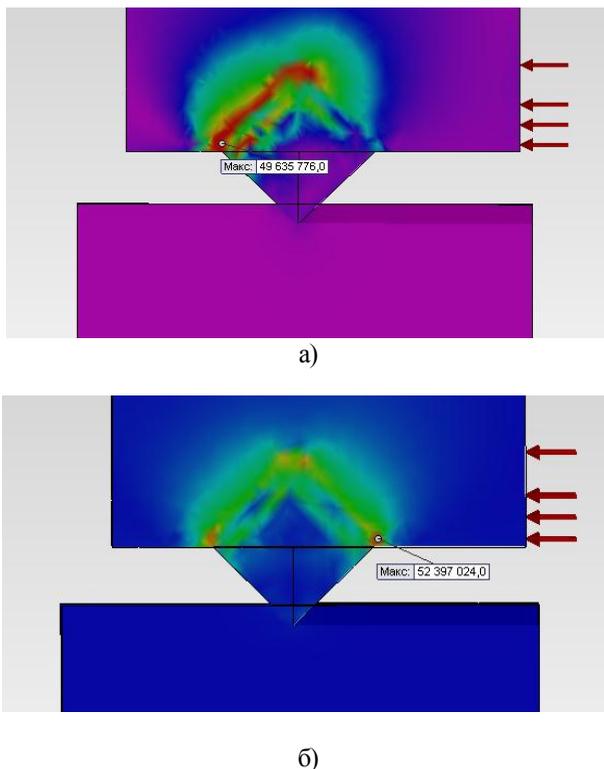


Рисунок 4 – Значения  $\sigma_{\text{кв}}$  в зоне контакта «зерно - связка»

а) –  $f = 0$  кГц; б) –  $f = 50$  кГц

В случае ультразвукового шлифования выделение теплоты происходит импульсами во время действия импульсов сил резания. При этом происходит импульсное повышение температур обрабатываемого материала и алмазного зерна в зоне резания и в контакте «зерно-связка».

В каждый момент времени температура в зоне шлифования определяется двумя процессами: нагревом, определяемым удельной теплоемкостью материалов, и охлаждением, определяемым коэффициентами их теплопроводности и градиентом температуры.

В промежутках между импульсами происходит процесс охлаждения нагретых зон детали и шлифовального круга. В результате этого средняя температура в зоне шлифования при обработке с УЗК оказывается значительно ниже, чем при традиционном шлифовании. На рисунке 5 показаны известные осциллограммы изменения температуры образца при обычном шлифовании и обработке с УЗК.

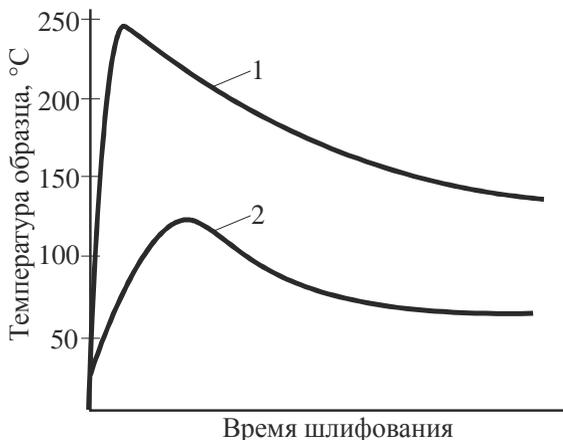


Рисунок 5 – Осциллограммы изменения температуры образцов из стали при шлифовании [2]

Вначале проводили шлифование без УЗК при глубине резания  $t=0,05\text{мм}$  (кривая 1), а затем с УЗК и глубиной резания  $t=0,076\text{мм}$  (кривая 2). При шлифовании образца, совершавшего высокочастотные колебания, несмотря на большую глубину резания, максимальная температура образца в исследованной зоне оказалась примерно в 2 раза меньше, чем при обычном шлифовании. Уменьшение температуры при шлифовании с колебаниями можно объяснить уменьшением угла контакта абразивных зерен и уменьшением коэффициента трения зерен круга и материала детали.

Приняв сказанное выше во внимание, можно утверждать, что если бы в нашей модели учитывался температурный фактор, то значения  $\sigma_{\text{экв}}$  в зоне контакта «зерно-связка» при традиционном шлифовании значительно превышали бы напряжения, возникающие при ультразвуковом шлифовании.

При изучении объемного НДС зоны контакта «зерно - связка» (рис. 6, условия те же, что и на рисунке 4) было установлено, что в случае наложение УЗК напряжения равномерно распределяются вдоль всего зерна, что улучшает его удержание в связке.

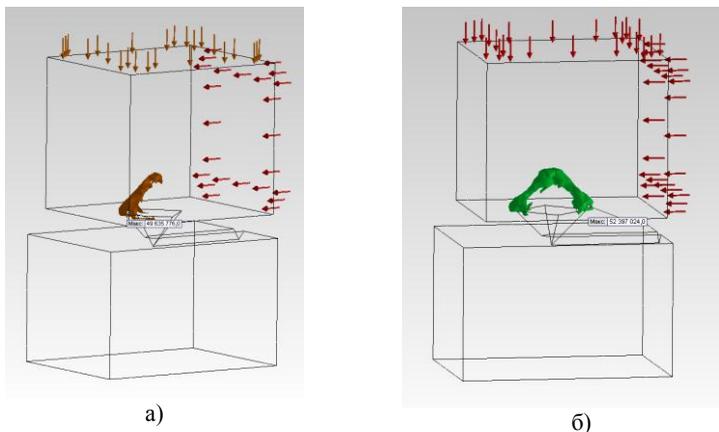


Рисунок 6 – Объемное НДС зоны контакта «зерно - связка»  
 а) –  $f = 0$  кГц; б) –  $f = 50$  кГц

При моделировании шлифования без вибрационных колебаний, максимальная нагрузка концентрируется на определенной грани алмазного зерна. Это может привести к выпадению зерна из связки. Нами проведен ряд модельных экспериментов, на основе которых были получены одномерные зависимости максимальных эквивалентных напряжений от частоты колебаний при различных значениях модуля упругости связки шлифовального круга. Эти данные представлены на рис. 7.

**5. Выводы и перспективы развития.** Таким образом, впервые сделана попытка теоретической оценки влияния УЗК при шлифовании на НДС в зоне контакта «алмазное зерно-связка». Проведенные исследования показали, что при наложении УЗК нагрузки, возникающие в контакте «зерно-связка», незначительно превышают максимальные значения напряжений для случая обработки без колебаний. Установлено, что в случае наложение УЗК напряжения равномерно распределяются вдоль всего зерна, что улучшает его удержание в связке.

При моделировании шлифования без вибрационных колебаний, максимальная нагрузка концентрируется на определенной грани алмазного зерна, что может послужить нарушению целостности зоны контакта, а, следовательно, выпадению зерна из связки круга. Показана роль частоты колебаний при использовании связок с различным модулем упругости: для повышения производительности шлифования необходимо использовать связки с большим модулем упругости. Этот эффект можно объяснить тем, что распространяющиеся в любой среде упругие волны испытывают поглощение. При этом энергия звуковых волн переходит в тепловую энергию.

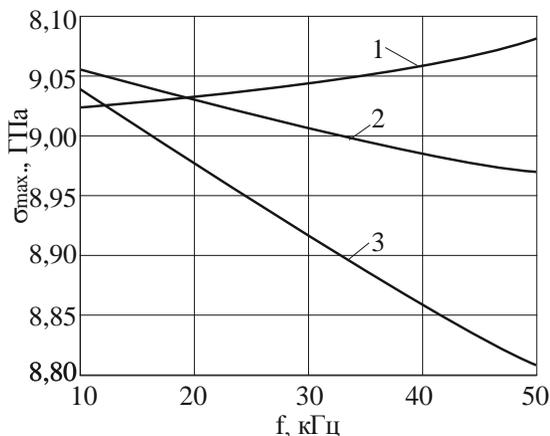


Рисунок 7 – Зависимость  $\sigma_{max}$  от частоты колебаний при различных значениях модуля упругости связки  $\mu$ :  
 1 –  $\mu=680$ ГПа; 2 –  $\mu=395$ ГПа; 3 –  $\mu=110$ ГПа

В дальнейшем представляет научный и практический интерес проведение исследований, направленных на оптимизацию процесса шлифования с наложением УЗК.

**Список использованных источников:** 1. *Huang J. M.* An Evaluation of Chip Separation Criteria for the FEM Simulation of Machining / J. M. Huang, J. T. Black// of Manuf. Science and Engineering: Trans. of ASME. – 1996. -Т. 118, № 4. – С. 545-554. 2. *Zaghbani I.* A thermo-mechanical coupled f.e.m model for orthogonal cutting / I. Zaghbani , W. Bouzud, K. SaI //Proceedings of the 8th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2005. – С. 139-145. 3. *Frydryšek K.*: Aplikace pravděpodobnostni metody SBRA ve vědecko-technické praxi (Application of Probabilistic SBRA Method in the Scientific and Technical Practice), written in Czech language, inaugural dissertation in the branch of Applied Mechanics, Department of Mechanics of Materials, FME VŠB-TU Ostrava, CZ, pp.144, 2009. 4. *Bil H.* 2D Finite Element Modeling of Machining: A Comparison of Different. Approaches with Experiments / Bil H., A. E. Tekkaya, E. S.Kılıç // Proceedings of the 7th CIRP International Workshop on Modeling of Machining Operations. – 2004.– Режим доступа до статьи: <http://congress.cimne.com/complas05/admin/Files/FilePaper/p176.pdf>. 5. *O. Galli.* *Hochleistungs bearbeitung von Holz und Holzersatzstoffen mit PKD-Werkzeugen.* – Режим доступа до статьи: [http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004\\_1/12\\_art/Art12\\_01\\_04.htm](http://www.idr-online.com/german/pages/archive/2004_1/12_art/Art12_01_04.htm). 6. *Криворучко Д.В.* Моделирование процессов резания методом конечных элементов : методологические основы : монография / Д.В. Криворучко, В.А. Залого. Под общей редакцией В.А. Залого – Сумы: Университетская книга, 2012. – 450 с. 7. *Федорович В.А.* Разработка научных основ и способов практической реализации управления приспособляемостью при алмазном шлифовании сверхтвердых материалов: дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 / Федорович Владимир Алексеевич. – Харьков: – 2002. – 466 с. 8. *Пыжов И.Н.* Научные основы формообразования лезвийных инструментов из поликристаллических сверхтвердых материалов: дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.01 / Пыжов Иван Николаевич. – Харьков: – 2009. – 457 с.

Поступила в редколлегию 03.07.2013

УДК 621.91

Г.Л. Хавин, канд. техн. наук, Харьков, Украина

## **МОДЕЛИРОВАНИЕ МЕЖСЛОЙНОГО РАЗРУШЕНИЯ ПРИ СВЕРЛЕНИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

*Розглянуто задачу визначення появи та розвитку тріщини розшарування при свердленні шарових композиційних матеріалів, що базується на використанні лінійної механіки руйнування. Модель локального руйнування сумісно з відомими емпіричними залежностями використовується для раціонального вибору режимних параметрів свердлення. Працездатність запропонованого підходу продемонстровано для розрахунку технологічних параметрів свердлення епоксидного вуглепластику.*

*Рассмотрена задача определения появления и развития трещины расслоения при сверлении слоистых композиционных материалов, базирующегося на использовании линейной механики разрушения. Модель локального разрушения совместно с известными эмпирическими зависимостями применена для рационального выбора режимных параметров сверления. Работоспособность предложенного подхода продемонстрирована для расчета технологических параметров сверления эпоксидного углепластика.*

*The problem of crack delamination appearance and propagation in the drilling of composite laminates is considered. It's as basic model use linear fracture mechanic. For the rational choice of drilling parameters the local damage model in common empirical dependences are used. Efficiency of proposed method is showed for the calculation of drilling parameters of epoxy carbon plastic.*

**Вступлення.** За последние время технология производства композиционных материалов (КМ) значительно удешевилась, что вызвало значительное расширение их применения в различных отраслях техники. В практике механической обработки КМ отличаются твердостью и имеют высокие абразивные свойства. Эти, и некоторые другие качества [1,2], приводят к наличию серьезных трудностей при обработке, которые в основном сводятся к сильному изнашиванию режущего инструмента и низкой точности обработки. Эти обстоятельства приводят к существенным энергетическим затратам на полную обработку детали и, как следствие, к высокой стоимости обработки. Появились новые процессы обработки КМ, такие как лазерное и водоструйное резание, и другие, однако, несмотря на их достаточно бурное развитие, по-прежнему главными методами обработки КМ остаются традиционные процессы, среди которых самым распространенным является сверление. Поэтому задача обеспечения качества обработанных отверстий при сверлении КМ является актуальной и имеет практическую ценность.

Состояние проблемы и формулировка задачи. В сравнительно недавних исследованиях процессов механической обработки КМ особое внимание уделялось сверлению ламинированных композитов [3–8]. При этом развивалось как фундаментальное изучение процесса сверления, так и проводились многочисленные экспериментальные опыты. Главной проблемой при сверлении многослойных КМ (ламинатов) является обеспечение качества обработки отверстия, и, в первую очередь, отсутствие трещин расслоения на выходе инструмента из заготовки. Наличие таких дефектов является причиной ограничений при использовании КМ в различных приложениях, особенно в случае воздействия на крепление в этом отверстии длительной циклической нагрузки. основополагающей моделью, устанавливающей связь между величиной расслаивания со свойствами КМ, явилась модель Ho–Cheng и Dharan [9], которые ввели понятие критической нагрузки, позволяющей избежать расслоения. Далее эта модель была развита в работах [10,11], где основное внимание было уделено установлению связи разрушающей силы с началом расслаивания.

**Постановка задачи и цель работы.** Главной целью настоящей работы является развитие аналитического метода для предсказания появления и развития трещины расслоения при сверлении слоистых композиционных материалов, базирующегося на использовании линейной механики разрушения. Также сделана попытка увязать применение аналитической модели в совокупности с традиционной методикой выбора подачи и частоты вращения для инструмента с заранее заданными геометрическими параметрами. Кроме того предложена проверка расчетных значений с известными из литературных источников данными, полученными расчетом по эмпирическим зависимостям.

**Теоретические положения.** Сверление слоистых пластиков – ламинатов заданной толщины заготовки  $t$  (рис. 1) обладает рядом особенностей. При приближении сверла к выходу из заготовки, жесткость оставшихся слоев уже не обеспечивает противодействия действующей осевой силе, нижние слои начинают прогибаться вокруг отверстия и при превышении прочности межслойной границы происходит расслаивание, что схематически изображено на рис. 1.

Проведенный в [9] анализ на основе изотропной и линейной модели круговой зоны расслоения радиусом  $l$ , рис.1, позволил определить осевую силу, при которой происходит старт межслойной трещины следующим уравнением

$$F_z = \pi \left[ \frac{8 \cdot G_{JC} \cdot E \cdot h^3}{3(1 - \nu^2)} \right]^{1/2}, \quad (1)$$

где  $G_{IC}$  – критическое значение энергии трещинообразования по I-му типу, Дж/м<sup>2</sup>;  $E$  – модуль упругости, Па;  $\nu$  – коэффициент Пуассона. Из уравнения (1) можно найти значение  $h^*$  соответствующее критическому значению осевой силы

$$h^* = \left( \frac{1 - \nu^2}{4\pi \cdot G_{IC} \cdot E} \right)^{1/2}.$$

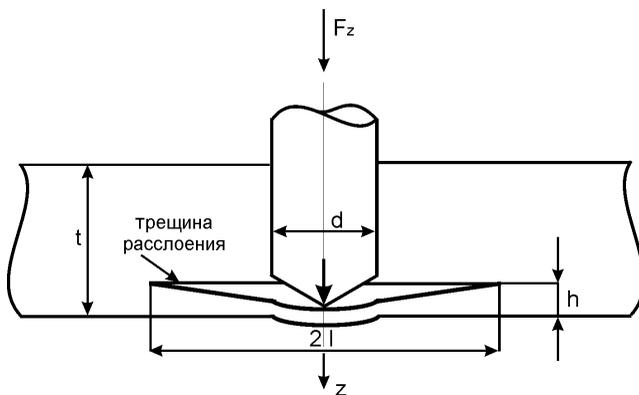


Рисунок 1 – Модель образования межслойной трещины при сверлении ламината

С другой стороны из теории и практики технологии сверления композиционных материалов [1,2] известно, чтобы избежать расслоения армированных КМ необходимо корректно выбирать геометрические параметры инструмента, применять сверла с минимальным износом по задней поверхности (критерий затупления) и использовать различные приспособления на входе инструмента и подкладки на выходе из заготовки.

При сверлении большинства КМ режимы резания назначаются в следующей последовательности [1]:

- выбирается марка инструментального материала сверла;
- выбираются параметры заточки сверла, и назначается критерий затупления по задней поверхности;
- по заданной шероховатости поверхности назначается подача;
- рассчитывается скорость резания в зависимости от подачи и диаметра сверла.

В данном алгоритме определения режимов сверления никоим образом не фигурирует появление эффекта межслойного расслоения, а входит только

предполагаемая шероховатость обработанной поверхности, которая для КМ, в отличие от металлов, представляет собой достаточно специфический параметр.

Для определения осевой силы при сверлении КМ существуют эмпирические соотношения, как общие, так и частные для отдельных типов КМ. В общем случае осевую силу определяют по формуле

$$F_z = C_z \cdot d^m \cdot s^n \cdot K_z, \quad (2)$$

где  $s$  – подача, мм/об.;  $d$  – диаметр сверла, мм;  $K_z$  – совокупность поправочных коэффициентов;  $C_z$ ,  $m$ ,  $n$  – постоянные. Совокупность поправочных коэффициентов представляется в виде

$$K_z = K_{zh} \cdot K_{z\phi} \cdot K_{z\alpha} \cdot K_{z\gamma}, \quad (3)$$

где  $K_{zh}$ ,  $K_{z\phi}$ ,  $K_{z\alpha}$ ,  $K_{z\gamma}$  – поправочные коэффициенты на износ по задней поверхности, главный угол, задний и передний угол соответственно. Например, для стекло и углепластиков формулы (3) и (4) справедливы в диапазоне изменения параметров  $s = 0,08 \dots 0,62$  мм/об;  $d = 4 \dots 20$  мм и скорости резания  $v = 0,04 \dots 0,58$  м/с. Числовые значения постоянных и поправочных коэффициентов обычно сведены в таблицы, составленные на основе экспериментальных данных.

В качестве основной гипотезы примем, что началу расслоения, проявляющемуся в виде движения межслойной трещины на глубине  $h$ , соответствует некоторое значение подачи при известных параметрах инструмента и степени его износа. Тогда при выборе подачи будем руководствоваться предельно заданной глубиной, на которой начинается расслаивание. Примем, что глубина  $h$ , может быть трактована как совокупность слоев в виде  $h = k \cdot h_{lay}$ , где  $h_{lay}$  – толщина единичного слоя, мм;  $k$  – число слоев, рис. 1. Фактически при таком подходе подача выбирается не по предполагаемому значению шероховатости отверстия, как это приведено в классической методике расчета режимов резания, а по началу образования расслоения на некотором расстоянии от края выхода инструмента из заготовки.

Используя соотношения (1) и (2) для глубины, на которой начинается расслоение, получим соотношение вида

$$h = 3 \sqrt{\frac{3(1-v^2)}{8G_{IC} \cdot E \cdot \pi^2} (C_z \cdot d^m \cdot s^n \cdot K_z)^2}. \quad (4)$$

Уравнение (4) описывает зависимость глубины начала расслоения от подачи и может служить оценкой повреждения материала заготовки на выходе сверла.

**Результаты и обсуждения.** Рассмотрим выбор режимов сверления эпоксидного однонаправленного углепластика марки Т300/5208 с объемным

содержанием волокон 70% и механическими характеристиками, приведенными в табл. 1.

Таблица 1 – Основные механические характеристики однонаправленного эпоксидного углепластика Т300/5208

Механические характеристики					
Плотность, кг/м <sup>3</sup>	Продольный модуль упругости, ГПа	Поперечный модуль упругости, ГПа	Поперечный модуль сдвига, ГПа	Коэффициент Пуассона	Критическая энергия трещинообразования, Дж/м <sup>2</sup>
1600	181	10,3	7,17	0,28	250

Сверление заготовки толщиной 30 мм осуществляется сверлом из твердого сплава ВК8 диаметром 10 мм на полную глубину. Выбрано спиральное сверло с нормальной заточкой НПЛ [1], форма режущей части которого представлена на рис. 2. Геометрические параметры сверла следующие: угол при вершине сверла –  $2\phi = 100^\circ$ ; передний угол –  $\gamma = 10^\circ$ ; задний угол –  $\alpha = 20^\circ$ . В качестве технологических ограничений примем износ по задней поверхности не более  $h_z \leq 0,2$  мм и стойкость инструмента  $T = 60$  мин. Сверление осуществляется без применения смазочно-охлаждающей жидкости.

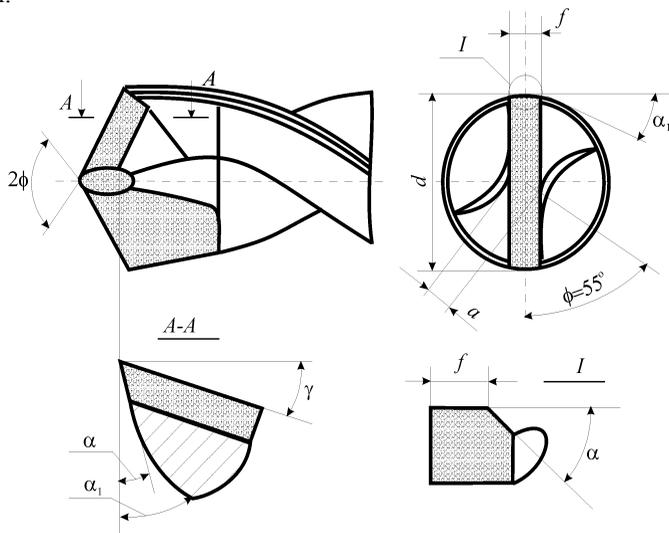


Рисунок 2 – Конструкция сверла из твердого сплава

Значения постоянной и показателей степени в соотношении (2), а также коэффициентов из выражения (3) по данным [1] следующие:  $C_z = 79,8$ ;  $m = 1,02$ ;  $n = 0,85$ ;  $K_{zh} = 2,04$ ;  $K_{z\phi} = 1$ ;  $K_{z\alpha} = 1$ ;  $K_{z\gamma} = 1$ .

На рис. 3 представлена зависимость глубины начала расслоения от величины подачи, вычисленная с использованием зависимости (4). В выбранном диапазоне изменения подачи 0,01 – 0,6 мм/об глубина появления межслойного разрушения не превышает 1 мм, для рекомендуемых средних значений подачи при сверлении углепластиков 0,2 – 0,3 мм/об не более 0,5 – 0,6 мм, что свидетельствует о достаточно щадящем режиме обработки отверстия. При этом возникающая осевая сила находится в диапазоне 350 – 600 Н (рис. 4), что также свидетельствует о том, что сверление осуществляется с нагрузкой, обеспечивающей минимальную вероятность появления различных локальных повреждений [1,2].

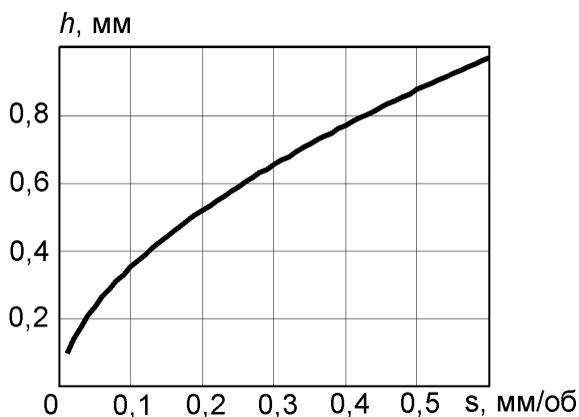


Рисунок 3 – Зависимость глубины начала расслоения от величины подачи

Для определения взаимосвязи шероховатости поверхности, по заданному значению которой назначается подача, и начала межслойного разрушения была использована эмпирическая зависимость для стекло- и углепластиков [1]

$$R_z = C_r + m_r \cdot v + p_r \cdot d + n_r \cdot s, \quad (5)$$

где  $v$  – скорость сверления, м/с. Значения постоянных в выражении (5) принимались следующими [1]:  $C_r = 11,6$ ;  $m_r = -0,42$ ;  $p_r = 1,78$ ;  $n_r = 49,8$ .

Скорость сверления определяется из соотношения

$$v = \frac{C_v \cdot d^{p_v}}{T^{m_v} \cdot s^{n_v}} \cdot K_v, \quad (6)$$

где для данного конкретного случая принимались следующие значения постоянных коэффициентов в уравнении (6):  $C_v = 19,6$ ;  $m_v = 1,34$ ;  $p_v = 0,11$ ;  $n_v = 0,96$ ;  $K_v = 1,1$ . Тогда, используя зависимость величины подачи от глубины начала межслойного разрушения, полученную из выражения (4) можно рассчитать скорость как функцию заданного начала межслойного разрушения  $h$ .

$$s = \left( \frac{\pi}{C_z \cdot d^m \cdot K_z} \sqrt{\frac{8 \cdot G_{IC} \cdot E \cdot h^3}{3(1-\nu^2)}} \right)^{1/n} \quad (7)$$

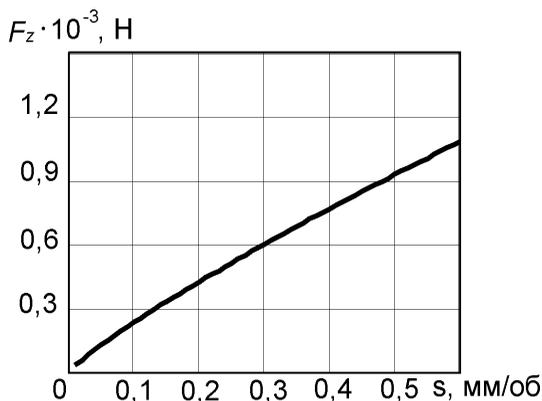


Рисунок 4 – Зависимость осевой силы от величины подачи

На рис. 5 представлено изменение величины подачи в зависимости от предполагаемого значения глубины начала межслойного разрушения.

Используя соотношение (7) в рамках представленной математической модели можно рассчитать необходимое значение подачи, задавшись заранее ограничением по величине глубины начала межслойного расслаивания.

Аналогично, подаче построена зависимость скорости сверления от глубины начала межслойного разрушения, представленная на рис. 6. Наличие этой зависимости позволяет, используя эмпирическое выражение (5), рассчитать значение шероховатости как функцию заданной глубины начала межслойного разрушения, которая приведена на рис. 7.

Полученное соотношение, связывающее величину шероховатости обработанного отверстия и величину глубины расслаивания, позволяет на стадии расчета режимов сверления определить при необходимости величину начала расслаивания или шероховатости проектируемой операции сверления слоистого композита.

**Заклучение.** Таким образом, анализируя полученные расчетные результаты можно сделать вывод о том, что рекомендуемый в отечественной литературе к применению диапазон изменения величины подачи при сверлении композиционных материалов 0,08...0,62 мм/об гарантирует образование межслойных дефектов в виде расслоения на глубине не более чем 1 мм по нижней кромке заготовки. Полученные результаты справедливы при сверлении однонаправленного композита спиральным сверлом из твердого сплава. Дальнейшее развитие предложенного подхода связано с уточнением решения задачи межслойного расслаивания для инструмента отличного от спирального, учет влияния подложки и выбора для новых условий режимных параметров обработки.

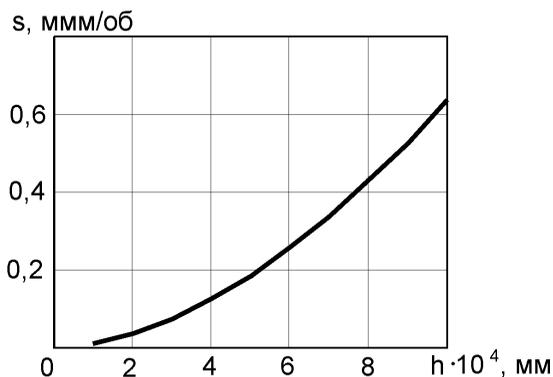


Рисунок 5 – Зависимость величины подачи от предполагаемого значения глубины начала межслойного разрушения

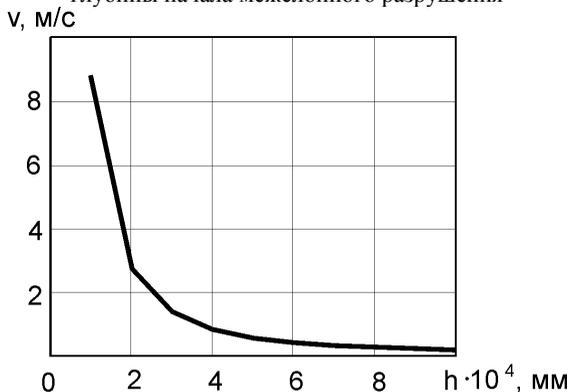


Рисунок 6 – Зависимость скорости от предполагаемого значения глубины начала межслойного разрушения

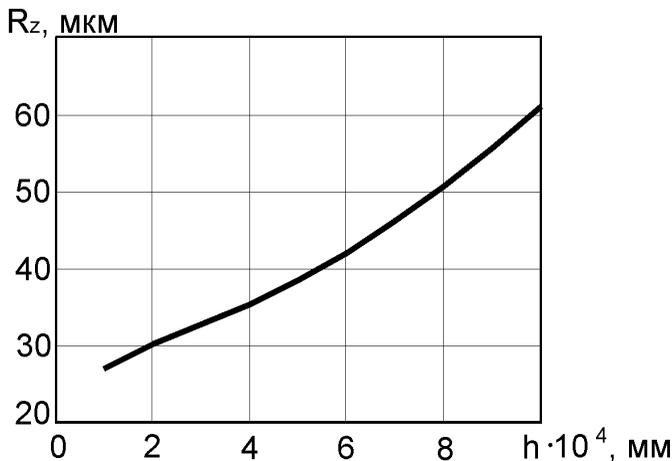


Рисунок 7 – Зависимость величины шероховатости от предполагаемого значения глубины начала межслойного разрушения

**Список использованных источников:** 1. Степанов А.А. Обработка резанием высокопрочных композиционных полимерных материалов / А.А. Степанов.– Л.: Машиностроение, Ленингр. отделение, 1987.– 176 с. 2. Штучный Б.П. Обработка резанием пластмасс / Б.П. Штучный.– М.: Машиностроение, 1974.– 144 с. 3. Koernig W. Quality definition and assessment in drilling of fiber reinforced thermosets / W. Koernig, P. Grass // Annal CIRP. – 1989. – Vol.38, №1. – P.119–124. 4. Tagliaferri V. Effect of drilling parameters on the finish and mechanical properties of GRFP composites/ V. Tagliaferri, G. Gaprino, A. Diterlizzi // Int. J. Mach. Tool Manuf. – 1990. –Vol.30, №1. – P. 77–84. 5. Sakuma K. Study on drilling of reinforced plastics-relation between tool material and wear behavior / K. Sakuma, Y. Yokoo, M. Seto // Bull. JSME. – 1990. – Vol. 27, №228. – P. 1237–1244. 6. Tsao C.C. Analysis of delamination in drilling composite materials by core-saw drill /C.C. Tsao, H. Ho-Cheng // Int. J. Materials and Product Technology. –2008. – Vol. 32, № 2/3. – P.188–201. 7. Gaprino G. Damage development in drilling glass fibre reinforced plastics / G. Gaprino, V. Tagliaferri // Int. J. Mach. Tool Manuf. – 1995.–Vol.35, №6. – P. 817–829. 8. Chandrasekharan V. A mechanistic approach to predicting the cutting forces in drilling: with application to fiber-reinforced composite materials / V. Chandrasekharan, S.G. Kapoor, R.E. DeVor // Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry. – 1995. – Vol. 117. – P.559–570. 9. Ho-Cheng H. Delamination during drilling in composites laminates/ H. Ho-Cheng, C.K.H. Drahan // Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry. – 1990. – Vol. 112. – P.236–239. 10. Jain S. Effects of feedrate and chisel edge on delamination in composite drilling / S. Jain, D.C.H. Yang // Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry. –1993. – Vol. 115. – P.398–405. 11. Jain S. Delamination free drilling of composite laminates / S. Jain, D.C.H. Yang // Transactions of the ASME, Journal of Engineering for Industry. –1994. – Vol. 116. – P.475–481. Роботу виконано за проектом M2132, що фінансується міністерством освіти і науки України.

*Поступила в редколлегию 12.03.2013*

УДК 658.52.011.56

А.Н. Шелковой, д-р техн. наук,  
Ю.В. Тимофеев, д-р техн. наук, Харьков, Украина,  
А.А. Клочко, канд. техн. наук, Краматорск, Украина

## **ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЗАДАННОЙ СИСТЕМЫ ПАРАМЕТРОВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС**

*Розглянуто рішення задачі з технологічного забезпечення заданої системи параметрів поверхневого шару циліндричних загартованих крупномодульних зубчастих коліс в сукупності з експлуатаційними властивостями циліндричних крупномодульних зубчастих коліс (утомна міцність, зносостійкість, контактна жорсткість, надійність і точність роботи вузла та виробу в цілому). Внаслідок силового і теплового впливу фрези на зубчасте колесо, а також змінних умов деформування в зоні контакту істотно змінюються механічні властивості поверхневого шару зубчастого колеса з урахуванням радіуса округлення різальної кромки зубів фрези.*

Рассмотрено решение задачи по технологическому обеспечению заданной системы параметров поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес в совокупности с эксплуатационными свойствами цилиндрических крупномодульных зубчатых колес (усталостная прочность, износостойкость, контактная жесткость, надежность и точность работы узла и изделия в целом). Вследствие силового и теплового воздействия фрезы на зубчатое колесо, а также изменяющихся условий деформирования в зоне контакта существенно изменяются механические свойства поверхностного слоя зубчатого колеса с учетом радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы.

*Solution of the task on technological support of given parameter system of surface layer of coarse cylindrical hardened gears in the aggregate with the performance characteristics of coarse cylindrical gears (fatigue strength, wear resistance, contact stiffness, reliability and accuracy of the unit and products in general) are considered. Because of the force and thermal influence of milling cutter on the gear, as well as the changing conditions of deformation in contact area, mechanical properties of the surface layer of the gear taking into account radius of the cutting edge rounding of milling cutter teeth change significantly.*

### **Введение**

Решение задачи по технологическому обеспечению заданной системы параметров поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес необходимо рассматривать в совокупности с эксплуатационными свойствами цилиндрических крупномодульных зубчатых колес (усталостная прочность, износостойкость, контактная жесткость, надежность и точность работы узла и изделия в целом).

### **Основная часть**

Структурная схема решения задачи по технологическому обеспечению

заданной системы параметров поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес для условий уже существующего производства показана на рис. 1. В блоке 1 заложена информация из конструкторской документации и технических требований на определенное цилиндрическое зубчатое колесо. В блоке 2 заложены условия существующего производства: зубообрабатывающее оборудование, состояние норм тонности и соответствие условиям обеспечения классу точности, наличие и состояние инструмента и технологической оснастки.

В блоке 3 осуществляется выбор возможных методов обработки для всех уже существующих производств (массовое, крупносерийное, серийное, мелкосерийное, единичное) при наличии соответствующих уравнений связи параметров качества поверхности с условиями их обработки [3, 4]. Наряду с указанными уравнениями выбирается область многофакторного пространства, внутри которой адекватно описывается моделирование технологических процессов оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Расчет условий обработки для каждого из выбранных методов, которые обеспечивают параметры состояния поверхности и точность размеров, производится в блоке 5. На данном этапе параметры состояния поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес являются функцией, а искомые условия обработки являются аргументом.

Таким образом стоит задача описания аргумента по заданной функции. В общем случае одни и те же значения аргумента должны удовлетворять нескольким функциям, так как стоит задача технологического обеспечения системы параметров состояния поверхностного слоя. Конечно, если требуется обеспечить только один параметр состояния поверхности (например,  $R_a$ ), то задача существенно упрощается. Кроме того, эту задачу можно упростить, если использовать уравнения взаимной связи параметров состояния поверхности, основанной на их коррелированности для каждого метода обработки и привести их к одной характеристике или применить комплексный параметр, в частности  $C_x$ . Осложнения при решении возникают и в связи с тем, что условия обработки могут изменяться только в заданной области изменения факторов, которая выбирается вместе с соответствующими зависимостями в блоке 4. Это указывает на то, что совместное решение системы уравнений, связывающих требуемые параметры состояния поверхностного слоя и точность размеров с условиями конкретного метода обработки, из-за ряда ограничений представляет определенную трудность, а в некоторых случаях такого решения может и не быть. Поиск совместного решения существенно облегчается тем, что требуемые параметры состояния поверхностей и размеры цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес на начальной стадии проектирования зубчатых передач задаются вместе с допустимыми границами их изменения,

которые рассчитываются в блоке 6 структурной схемы рис. 1 и таким образом выполняется моделирование технологических процессов оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

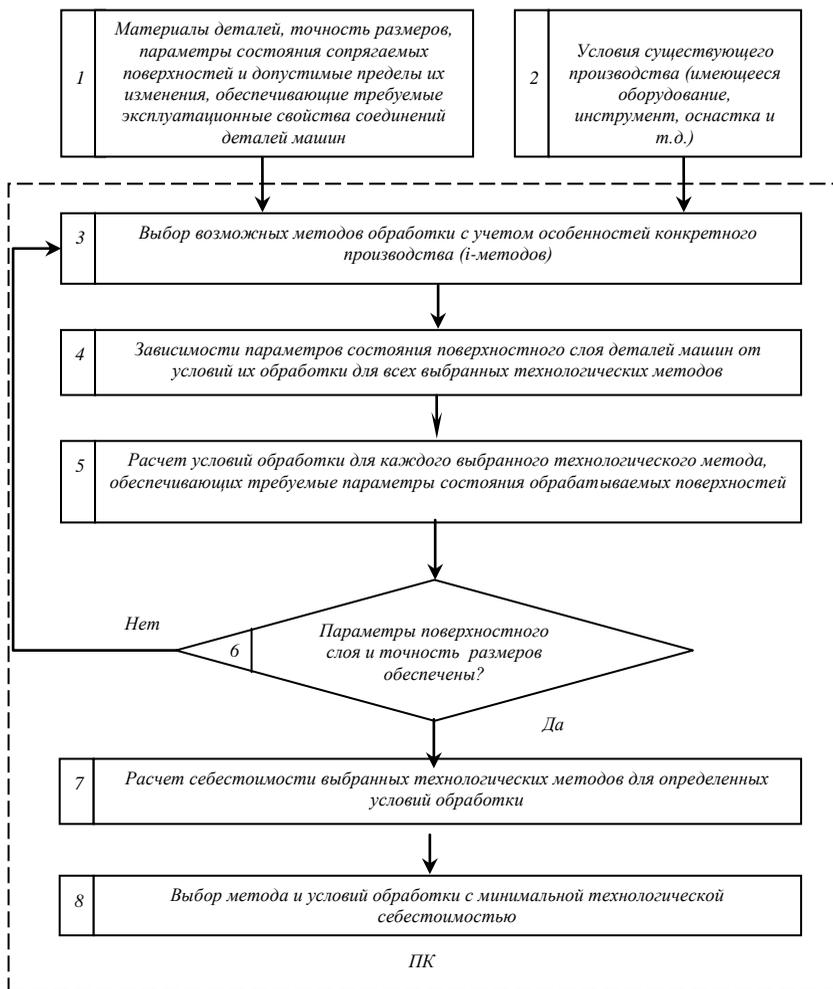


Рисунок 1 – Структурная схема моделирования технологических процессов оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес

Экономически целесообразнее применить метод обработки, имеющий наименьшую технологическую себестоимость, поэтому в блоке 7 рассчитывается технологическая себестоимость методов обработки, которые обеспечивают заданные параметры состояния поверхностного слоя и точность размеров деталей при рассчитанных условиях обработки.

После проведения расчетов для всех возможных методов обработки, выбранных в блоке 3, в блоке 8 осуществляется окончательный выбор метода обработки конкретной поверхности, обеспечивающего получение параметров ее состояния и точность размера в допустимых пределах и имеющего минимальную себестоимость.

Необходимо отметить, что технологические расчеты, начиная с блока 3, являются формализованными и могут осуществляться на ПК после выбора соответствующего программного обеспечения.

Таким образом, задача, выполняемая в блоках 5, 7 и 8, может решаться по одной из программ «Расчет режимов резания и нормирования» с учетом уравнений [2, 3, 4, 5] и используемых в качестве технических ограничений по состоянию поверхностного слоя обрабатываемых цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес.

При изготовлении цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес одной из основных задач, стоящих перед изготовителями, является обеспечение требуемых эксплуатационных свойств зубчатых колес [1, 2, 3, 5]. Обеспечить требуемое сочетание эксплуатационных свойств цилиндрических зубчатых колес или требуемое сочетание параметров качества их поверхностных слоев возможно путем использования эмпирических зависимостей, полученных методами планирования эксперимента или путем использования теоретических (аналитических) зависимостей, полученных описанием физической картины технологического процесса формообразования.

Наиболее предпочтительными являются теоретические модели, описывающие физическую картину при встречном зубофрезеровании с учетом радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$ . Для аналитического описания процесса формирования качества поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес установлены основные причины, определяющие те или иные характеристики качества поверхностного слоя и описать их воздействие математически, с учетом основных физико-механических свойств материалов данных деталей. В зоне резания одновременно протекают процессы деформации материала, приводящие к увеличению плотности дислокации и упрочнению, и тепловые процессы, приводящие к снижению плотности дислокаций, а, следовательно, к разупрочнению; кроме этого деформация материала происходит в стесненных условиях.

Все это приводит к изменению механических свойств поверхностного слоя цилиндрических зубчатых колес ( $\sigma_\tau$  и  $\tau_{c06}$ ), зависящих от температуры, скорости, радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$  и условий деформации. Кроме этого изменение механических свойств материала в зоне формообразования связано со всеми характеристиками технологического процесса резания, Оценить величину  $\sigma_\tau$  и  $\tau_{c06}$  можно через силовые показатели процесса резания.

В процессе резания для разрушения материала срезаемого слоя необходимо приложить к фрезе некоторую силу  $P$ . Данная сила является интегральной величиной, так как характеризует сразу несколько процессов [1, 2, 3, 5]: пластическую деформацию материала срезаемого слоя (той части, которая формируется в стружку); пластическую деформацию материала, подминаемого слоя режущей кромкой; последовательный сдвиг элементов срезаемого слоя по плоскости сдвига; трение стружки о переднюю поверхность лезвия инструмента; трение задней поверхности инструмента об обработанную поверхность детали.

Оценить теоретически вклад каждого из перечисленных процессов в величину силы резания  $P$  очень сложно, так как значения механических характеристик материала заготовки  $\sigma_\tau$  и  $\tau_{c06}$ , коэффициента трения  $\mu$ , условного угла сдвига  $\Phi$ , коэффициента усадки стружки  $K_a$ , зависят от конкретных условий обработки [3, 4].

Для их определения была получена математическая модель (1)-(2) процесса резания связывающая все вышеперечисленные параметры процесса резания с силовыми характеристиками процесса резания и описывающая физическую картину исследуемого процесса (рис. 2).

$$P_x = \left[ \left( \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} + r_B \cdot \left( \varphi + \arcsin \frac{S_0}{2r_B} \right) \right) \cdot \rho \cdot \Phi \cdot \sigma_\tau \cdot (\mu \sin \Phi - (\cos \Phi - 1)) + \left( a \cdot \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} + 0,2r_B^2 \right) \cdot \frac{\sigma_\tau}{\sin^2 \Phi} \cdot (\cos \gamma + \mu \sin \gamma) \right] \cos \lambda;$$

$$P_y = \left[ \left( \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} \cos \varphi + 0,7r_B \cdot \left( \varphi + \arcsin \frac{S_0}{2r_B} \right) \right) \cdot \rho \cdot \Phi \cdot \sigma_\tau \cdot (\sin \Phi - \mu(\cos \Phi - 1)) + \left( a \cdot \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} \cos \varphi + 0,2r_B^2 \right) \cdot \frac{\sigma_\tau}{\sin^2 \Phi} \cdot (\mu \cos \gamma - \sin \gamma) \right] \cdot (1 + \sin \lambda);$$

$$\begin{aligned}
 P_x = & \left[ \left( \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} \sin \varphi + 0,7r_B \cdot \left( \varphi + \arcsin \frac{S_0}{2r_B} \right) \right) \cdot \rho \cdot \Phi \cdot \sigma_T \right. \\
 & \cdot (\sin \Phi - \mu (\cos \Phi - 1)) \\
 & + \left( a \cdot \frac{t - r_B \cdot (1 - \cos \varphi)}{\sin \varphi} \sin \varphi + 0,2r_B^2 \right) \cdot \frac{\sigma_T}{\sin^2 \Phi} \\
 & \left. \cdot (\mu \cos \gamma - \sin \gamma) \right] \cdot (1 + \sin \lambda); \\
 K_a = & \frac{\sin(90 + \gamma - \Phi)}{\sin \Phi}; \\
 \tau_{сдв} = & \frac{\sigma_T}{\tan \Phi};
 \end{aligned} \tag{1}$$

где  $t$  – глубина резания;  $r_B=0,35m$  – радиусы вершины зуба фрезы;  $\varphi$  – исходный угол зацепления,  $20^\circ$ ;  $S_0$  – подача на оборот;  $\rho$  – радиус округления режущей кромки;  $\mu$  – коэффициент трения;  $\sigma_T$  – предел текучести материала заготовки;  $\tau_{сдв}$  – напряжение сдвига материала заготовки;  $\lambda$  – угол наклона главной режущей кромки;  $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания;  $P_y$  – радиальная составляющая силы резания;  $P_x$  – осевая составляющая силы резания;  $a$  – переменная толщина среза;  $\gamma=0^\circ$  – передний угол;  $\Phi$  – угол сдвига;  $K_a$  – коэффициент утолщения стружки.

Для проверки полученной модели были проведены экспериментальные исследования по измерению силовых характеристик процесса встречного зубофрезерования и коэффициента усадки стружки.

Программа предназначена для расчета оптимальных режимов зубообработки цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес, позволяющих получить параметры состояния поверхностных слоев, обеспечивающие требуемые значения эксплуатационных свойств: износостойкость; усталостная прочность, долговечность.

При программировании обеспечивается функциональность вычисления по заданному минимальному значению эксплуатационного свойства  $C0$  и допустимому уровню терпимости  $t > 1$  находится ряд сочетаний режимов обработки поверхностей, которые обеспечивают значение эксплуатационного свойства  $C$  в диапазоне от  $C0$  до  $t \cdot C0$ , причем отбираются наиболее экономичные режима.

Измерительный комплекс позволяет производить текущие измерения составляющих силы резания в реальном времени, записывать и хранить полученную информацию в виде графического или текстового файла.

Исследования процесса фрезерования проводились при встречном зубофрезеровании зубчатых колес из стали 40Х специальной немодульной дисковой фрезой с платинками из твердого сплава ВК10-ОМ ГОСТ 3882-74.

Экспериментальные исследования  $\sigma_\tau$  и  $\tau_{сдв}$  показывают, что уменьшение  $\sigma_\tau$  по сравнению с  $\sigma_{\tau_0}$ -исходного материала можно объяснить преимущественным влиянием теплового фактора, приводящего к разупрочнению. Увеличение  $\tau_{сдв}$  материала срезаемого слоя по сравнению с  $\tau_{сдв_0}$ -исходного материала можно объяснить тем, что наличие опережающей зоны деформации приводит к интенсивному росту плотности дислокаций вблизи зоны сдвига и к упрочнению материала (рис. 3).

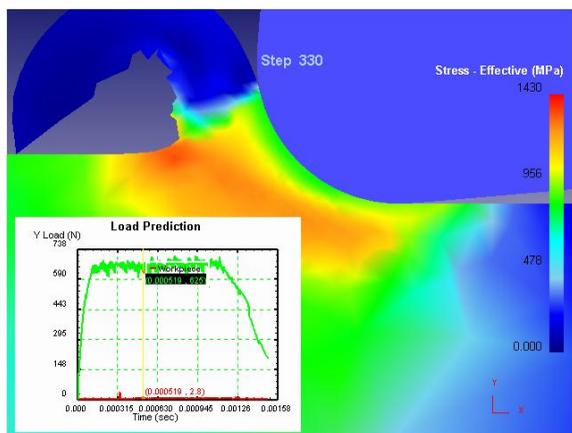
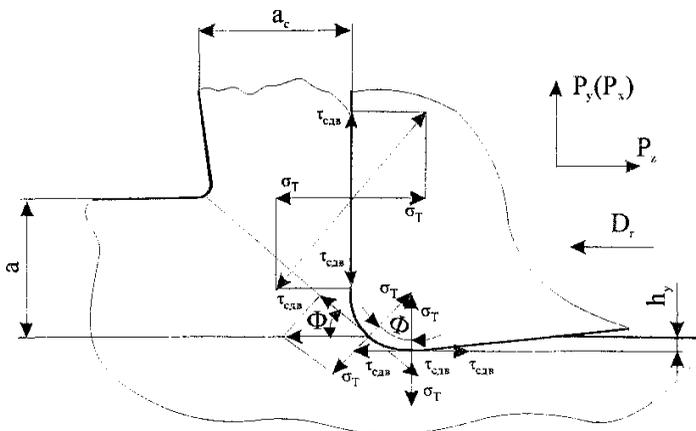


Рисунок 2 – Схема моделирования формообразования поверхностного слоя и стружки при скоростном зубофрезеровании при значениях радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho=0.300\text{мм}$

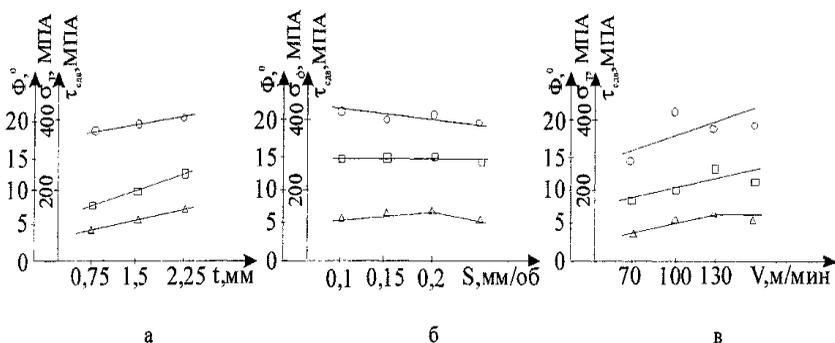


Рисунок 3 – Влияние технологических параметров обработки

на предел текучести материала заготовки –  $\sigma_T$ , напряжение сдвига материала

заготовки –  $\tau_{сдв}$ , угол сдвига –  $\Phi$ :

а – влияние глубины на сторону зуба; б – влияние подачи фрезы; в – влияние скорости резания при радиусе округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho = 0,180$

Фактические значения  $\sigma_T$ ,  $\tau_{сдв}$  и  $\rho$  определяют параметры образования стружки и формирование поверхностного слоя обрабатываемого зубчатого колеса. Во всех случаях образование стружки происходит вследствие сдвига материала по плоскости сдвига под углом  $\Phi$  относительно направления главного движения, сдвиг материала в стружку начинается в момент, когда усилия, действующие на некоторый объем металла со стороны инструмента, сравниваются с усилиями необходимыми для его сдвига.

В процессе встречного зубофрезерования зуб фрезы в начальный момент образования стружки касается поверхности заготовки (рис.4, а), затем происходит пластическая деформация (рис. 4, б), вследствие чего увеличивается длина контакта материала срезаемого слоя нормально к режущей кромки, по сравнению с толщиной среза (рис. 4, в). Увеличение будет происходить до тех пор, пока усилия, действующие со стороны инструмента на объем материала, не сравняются с усилиями, необходимыми для сдвига этого объема в стружку. Затем произойдет сдвиг элемента стружки и данный процесс будет повторяться циклически (рис.4, г) на угле контакта зуба фрезы при фиксированных значениях радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$ .

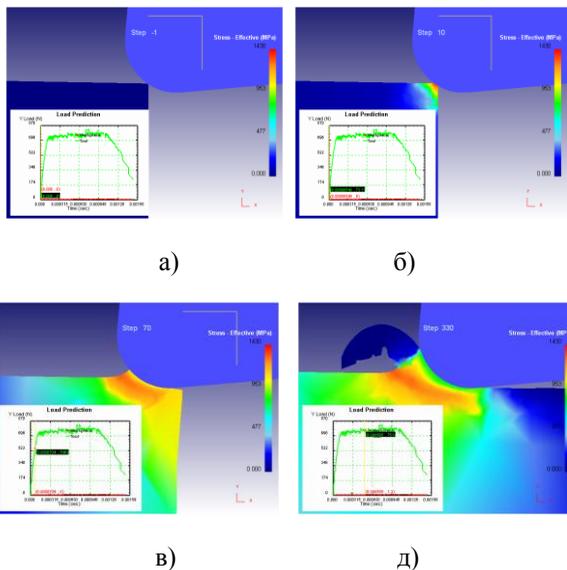


Рисунок 4 – Этапы деформации материала зоны стружкообразования при фиксированных значениях радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$

Условие сдвига исходя из схемы (рис.5)

$$\tau_{сдв} \cdot \cos \Phi \cdot \frac{a}{\sin \Phi} \cdot b = \sigma_T \cdot b \cdot a \cdot k_1 \quad (2)$$

где  $k_1$  – коэффициент, показывающий во сколько раз увеличивается контакт по передней поверхности относительно переменной толщины среза ( $a_i$ ) до наступления события - сдвиг материала в стружку.

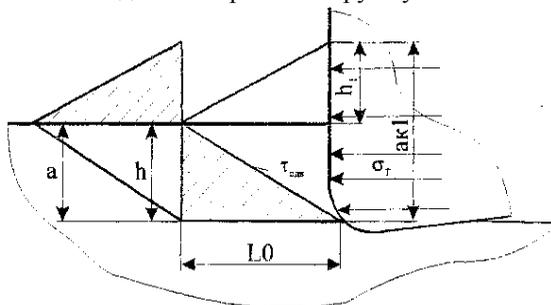


Рисунок 5 – Схема условия сдвига поверхностного слоя зубчатого колеса  $\sigma_T$  и  $\tau_{сдв}$  с учетом радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$

### **Выводы**

Вследствие силового и теплового воздействия фрезы на зубчатое колесо, а также изменяющихся условий деформирования в зоне контакта существенно изменяются механические свойства поверхностного слоя зубчатого колеса  $\sigma_\tau$  и  $\tau_{сдв}$  с учетом радиуса округления режущей кромки зубьев фрезы  $\rho$ .

Соотношение  $\sigma_\tau$ ,  $\tau_{сдв}$  и  $\rho$  определяет параметры качества поверхностного слоя, значение угла сдвига  $\Phi$ , коэффициент усадки стружки, толщину подминаемого слоя.

Аналитические модели формирования качества поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес необходимо разрабатывать с учетом фактических значений механических характеристик материала детали и условий обработки.

**Список использованных источников:** 1. Повышение качества изготовления зубьев при обработке многозаходными инструментами / А. Н. Витренко, В. А. Витренко, Б. С. Зуй, И. А. Кириченко // Современные проблемы машиностроения и технический прогресс : труды Междунар. конф. – Донецк, 1996. – С. 41–42. 2. Гинзбург, Е. Г. Производство зубчатых колес / Е. Г. Гинзбург, Н. Т. Халебский. – Л. : Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1978. – 136 с. 3. Тимофеев Ю.В. Научные предпосылки определения условий формирования величин упрочненного слоя при формообразовании крупномодульных зубчатых колес / Ю. В. Тимофеев, А. Н. Шелковой, А. А. Ключко // Вісник Національного технічного університету КПІ: зб. наук. пр. Тематичний випуск: Проблеми механічного приводу. – Київ : НТУ КПІ, 2012. – № 64. – С. 288–293. 4. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М. : Машиностроение, 1987. – 208 с. 5. Технология производства и методы методы обеспечения качества зубчатых колес и передач / Под общ. ред. В. Е. Старжинского, М. М. Кане. – С-Пб. : Профессия, 2007. – 832 с.

*Поступила в редколлегию 22.05.2013*

УДК 621.91

Ч.Ф. Якубов, Э.Р. Менумеров, Симферополь, Украина

## **ПОВЫШЕНИЕ ФУНКЦИОНАЛЬНЫХ СВОЙСТВ СОТС НА ОСНОВЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ $\alpha$ -ТОКОФЕРОЛЬНЫХ АНТИОКСИДАНТНЫХ КОМПОЗИЦИЙ**

*Розглядається можливість підвищення ефективності процесів свердління та розгортання модифікованими МОТС рослинної природи. Модифікація рослинних масел досягається за рахунок введення до їх складу антиоксидантів. Показані результати вимірювання осевої сили різання і крутного моменту.*

*Рассматривается возможность повышение эффективности процессов сверления и развертывания модифицированными СОТС растительной природы. Модификация растительных масел достигается за счет введения в их состав антиоксидантов. Показаны результаты измерения осевой силы резания и крутящего момента.*

*Possibility of increasing the efficiency of drilling and reaming by means of modified vegetable based cutting fluids is considered. Modification of vegetable oils occurs by adding anti-oxidants into them. Results of measures the axial forces and rotational moments are shown.*

На фоне динамично развивающихся инновационных методов формообразования поверхностей деталей машин традиционные процессы механической обработки металлов резанием совершенствуются и продолжают охватывать самый широкий сегмент в этой области. Одним из необходимых условий достижения наиболее высоких технологических показателей процесса резания, является применение смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС). 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, тем не менее, эксплуатация традиционных составов СОТС, разработанных на основе минеральных масел, заметно влияет не только на экологические, но и на социально-экономические производственные аспекты. Одним из интегрированных путей разрешения указанной проблемы представляется применения в качестве СОТС масел растительного происхождения, которые по своей природе экологически безвредны и обладают сравнительно высокими трибологическими характеристиками [1-3].

Повсеместное использование растительных масел в качестве СОТС, в настоящее время, ограничивается комплексом нерешенных задач, главными из которых являются – увеличение окислительной стойкости, повышение

биологической стабильности (особенно при высоких температурах) и снижение объемов расхода, вследствие их относительно высокой стоимости. Информационно-аналитический поиск показал, что перспективным направлением может оказаться модификация растительных масел введением активных жирорастворимых соединений, физико-химические свойства которых могут обеспечить повышение их основных функциональных действий.

Известно, что основные функциональные действия СОТС, обусловлены содержанием в их химическом составе поверхностно-активных веществ (ПАВ). Так, смазывающее действие связывают с адсорбцией ПАВ на контактной поверхности инструмента и образованием прочных смазочных пленок. Пластифицирующее действие выражается в адсорбционном понижении поверхностной прочности (эффект Ребиндера). Проникающее действие – со смачивающей способностью технологической среды и методом ее подвода в зону резания. Т.о., для повышения функциональных свойств растительных масел, используемых в качестве СОТС, необходимо обеспечить условия эффективного взаимодействия ПАВ с контактными поверхностями инструмента.

В работах [4-6] показано, что при трении и резании металлов адсорбционное и пластифицирующее действия ПАВ выражены не очень ярко. Применение физических методов исследования при обычных испытаниях в инактивной смазке, и той же смазке с малыми добавками ПАВ, не обнаружили существенных расхождений. В связи с этим вышеуказанными авторами было выдвинуто предположение об экранирующем действии оксидных пленок, возникающих в присутствии кислорода воздуха и резко снижающих эффективность действия ПАВ.

В настоящей работе для локализации хемосорбционных процессов препятствующих действию ПАВ в качестве присадок к СОТС использовались природные антиоксиданты (АО), замедляющие или предотвращающие процессы окисления. Смешиваясь с растительными маслами, АО образуют некий химический барьер, препятствующий доступу кислорода к поверхности металла. Ингибирование молекул кислорода происходит благодаря восстановительным свойствам антиоксидантов. В исследованиях П.А. Шульмана [6] показано, что скорость взаимодействия АО с кислородом, значительно выше скорости взаимодействия кислорода с металлом. Таким образом, в результате нейтрализации кислорода воздуха, интенсивность образования оксидных пленок замедляется, обеспечивая при этом непосредственное взаимодействие ПАВ с металлом и, как следствие, усиливая их адсорбционное и пластифицирующее действия.

Безусловно, влияние кислорода воздуха в процессах трения и изнашивания сохраняется и в присутствии антиоксидантов, т.к. ингибирование кислорода антиоксидантами происходит только в области

проникновения несущих их СОТС. В остальных зонах контактируемой поверхности, в которые СОТС не проникает, процессы схватывания продолжают сдерживаться оксидными образованиями.

Кроме того, благодаря способности АО заметно притормаживать процессы окисления, возникают условия для снижения скорости полимеризации растительных масел и, как следствие, повышения их окислительной стойкости.

С целью уточнения влияния присадок АО и других технологических сред на силовые характеристики процесса резания, как одного из основных показателей его эффективности, были проведены измерения осевой силы  $P_o$  и крутящего момента  $M_{кр}$ . Исследования осуществлялись при сверлении и развертывании легированной стали 42CrMo4 и труднообрабатываемого титанового сплава BT 22. Эксперименты проводились на фрезерном станке с ЧПУ марки «МАНО МН 600Е». Силовые параметры процесса резания измерялись 2-х компонентным ротационным динамометром «KISTLER 9257 В» (Швейцария). Полученные значения крутящего момента и осевой силы фиксировались после оцифровки и подавления шумов в виде циклограмм и усреднялись по общим показателям. В качестве осевого инструмента изготовленного из быстрорежущей стали применялись цилиндрические сверла стандарта DIN 338 (Hartner, Германия) и развертки фирмы NORIS (Германия) H7 HSS SPPW (рис. 1).

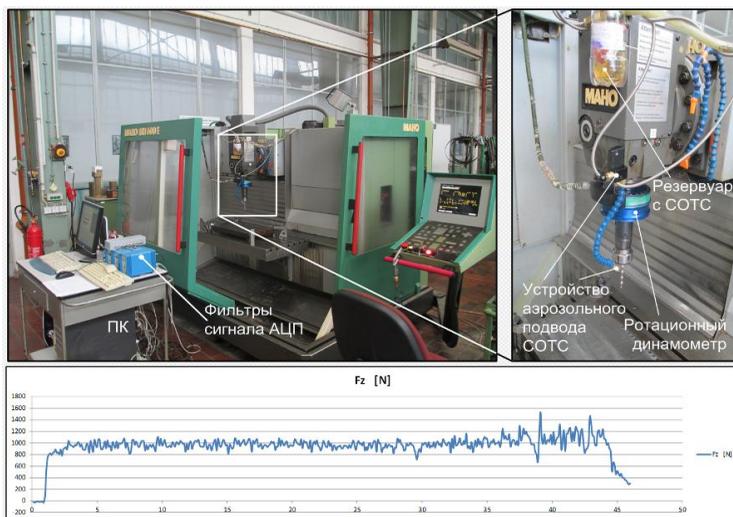


Рисунок 1 – Общий вид станда и циклограмма измерения силовых характеристик процесса резания на операциях сверления и развертывания

Применение в качестве инструментального материала быстрорежущей стали на операциях сверления связано с регламентируемыми режимами обработки, при которых температура резания колеблется в пределах 150-350°C, в этом диапазоне температур применение в качестве СОТС растительных масел представляется наиболее целесообразным. Операция же развертывания характеризуется незначительными припусками на обработку, а в этом случае явления пластификации, возможно, будут выражены ярче.

В качестве внешних технологических смазывающих сред использовались технические подсолнечное и рапсовое масла без присадок, и с присадками из антиоксидантов. В качестве последних использовались витамин Е (dl- $\alpha$ -tocopherol acetate, «BASF», Германия). Концентрация АО в подсолнечном масле составило 4%, а в рапсовом 3% [4]. С целью проведения сравнительного анализа так же применялось специальное индустриальное масло Hebro 100 AL произведенное в Германии и широко используемое в процессах сверления и развертывания в сочетании с технологией минимального смазывания.

Для минимизации расхода подаваемых в зону резания масляных СОТС применялось специальное дозирующее устройство низкого давления MiniCool фирмы «NOGA» (Израиль). Расход СОТС при использовании данного устройства на всех этапах исследований составлял от 0,4-0,6 мл/мин в зависимости от их вязкости.

Измерение силовых параметров при резании было реализовано с целью оценки возможного усиления функциональных действий СОТС за счет их химической модификации. Изменение осевой силы резания и крутящего момента, на наш взгляд, были обусловлены изменением пластифицирующего и смазывающего функциональных свойств СОТС. Экранирующее действие оксидных пленок позволило более детально изучить различные стороны эффектов адсорбирования, пластифицирования и диспергирования растительных масел применяемых в качестве СОТС.

На рисунке 2 показаны результаты измерения осевой силы  $P_o$  и крутящего момента  $M_{кр}$  при сверлении легированной стали 42CrMo4 и титанового сплава BT-22. Как видно из полученных результатов, наименьшее значение осевой силы обнаружено при сверлении легированной стали среде специального индустриального масла, при этом крутящий момент изменялся в пределах 20%. При обработке титанового сплава значения осевых сил заметнее всего снизились в среде модифицированных масел, и преимущественно в рапсовом. Снижение сил резания в среде модифицированного подсолнечного масла особенно замечено при обработке легированной стали. Введением в состав рапсового масла присадок из антиоксидантов показало наибольший эффект при обработке титанового

сплава. Это обстоятельство связано с различным жирнокислотным составом указанных растительных масел.

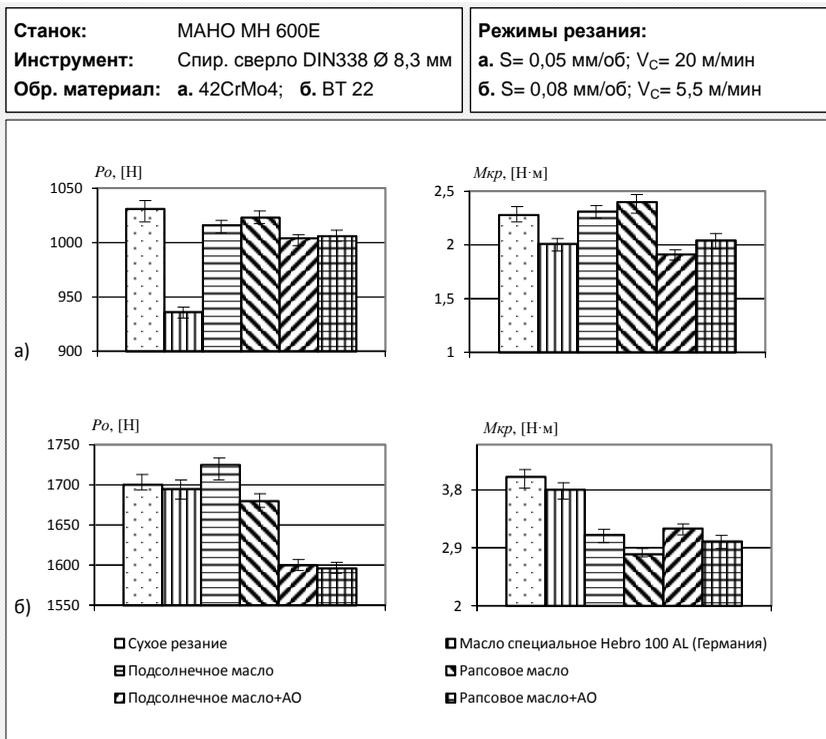


Рисунок 2 – Влияние различных технологических сред на осевую силу и крутящий момент при сверлении легированной стали и титанового сплава

На рисунке 3 представлены результаты аналогичных исследований, реализованных на операции развертывания. В этом случае наблюдались более существенные изменения всех измеряемых параметров. Вероятнее всего это связано с характерно малой толщиной припуска на обработку и малейшие изменения условий пластического деформирования проявляются более заметно. Наименьшие значения осевой силы и крутящего момента наблюдались при обработке легированной стали в среде специального масла и модифицированных составов СОТС. При развертывании отверстий в титановом сплаве ВТ 22 влияние внешней технологической среды на изменение значений осевой силы  $P_o$  практически не были выявлены и колебались в пределах аппаратной ошибки. В отличие от осевой силы,

крутящий момент показал наименьшие значения в среде не модифицированных растительных масел. Нужно отметить, что как при сверлении, так и при развертывании применение в качестве СОТС подсолнечное масло эффективнее при обработке легированной стали, а рапсовое при обработке титанового сплава.

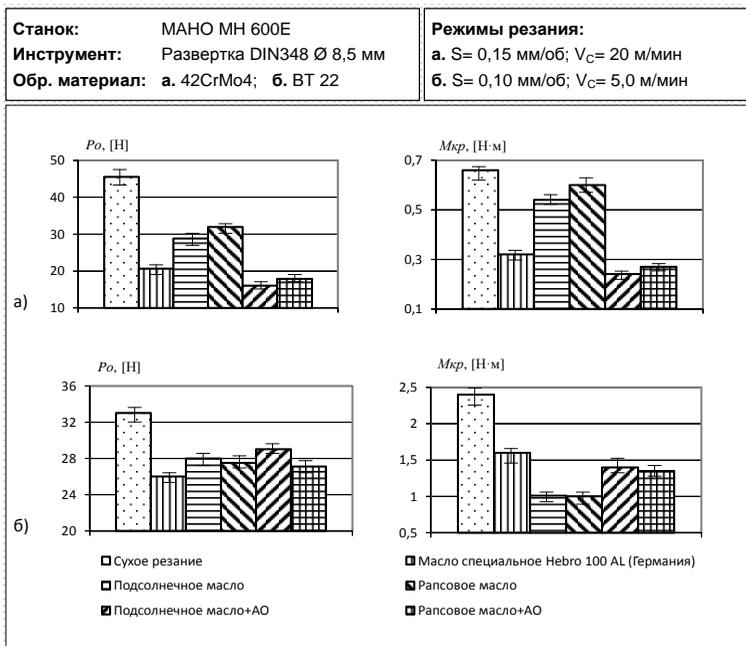


Рисунок 3 – Влияние различных технологических сред на осевую силу и крутящий момент при развертывании отверстий в легированной стали и титанового сплава

Таким образом, анализ полученных данных показывает, что модифицированные растительные масла практически не уступают широко применяемому специальному промышленному маслу, а в определенных условиях (при сверлении титанового сплава и развертывании легированной стали) могут быть и более эффективны.

В общем случае основной причиной снижения силы резания при использовании модифицированных составов СОТС растительной природы является отсутствие оксидных пленок на трущихся поверхностях. Согласно исследованиям, отмеченным в работах [5-8], усиление адсорбционного понижения прочности в среде ПАВ возможно путем устранения экранирующего действия оксидных пленок и непосредственного

взаимодействия ПАВ с поверхностью металла. Изменение всех составляющих силы резания вызвано повышением проникающей способности ПАВ, за счет усиления их адсорбционной активности при взаимодействии с ювенильными поверхностями инструментального и обрабатываемого материалов. Согласно теории проф. П.А. Ребиндера при увеличении проникающей способности, модифицированные составы СОТС облегчают процессы диспергирования и пластической деформации. Усиление адсорбции ПАВ приводит к созданию более прочных смазочных пленок на поверхностях трения и, как следствие, к снижению всех составляющих силы резания.

### **Выводы.**

- Используемые в качестве СОТС технические растительные масла, обладающие высокими смазочными свойствами, существенно изменяют содержание контактных процессов при резании металлов.
- Эффективность действия СОТС на основе растительных масел в значительной мере зависит от свойств обрабатываемого материала. Как при сверлении, так и при развертывании эффект снижения сил резания в среде подсолнечного масла наиболее выражен при обработке легированной стали, а применение рапсового масла при обработке титанового сплава.
- Модификация растительных масел экологически безопасным антиоксидантом витамином Е при этом открывает возможности улучшения их трибологических характеристик и решения проблемы постэксплуатационной утилизации отработанных СОТС.

**Список использованных источников:** 1. Якубов Ч.Ф. Упрочняющее действие СОТС при обработке металлов резанием / Ч.Ф. Якубов. – Симферополь, 2008. – 156 с. 2. Грабченко А.И. Рабочие процессы высоких технологий в машиностроении / под. ред. А.И. Грабченко. – Харьков, ХГТУ, 1999. – 436 с. 3. Алиев А.И. Повышение работоспособности сложнопрофильного режущего инструмента за счет использования СОТС растительной природы: дис. ... канд. техн. наук / А.И. Алиев. – Харьков, 2011. – 116 с. 4. Менумеров Э.Р. Пат. 65611 Украина, МПК С10М 173/02. Модифіковане мастильно-охолоджуюче технологічне середовище рослинного походження / Е.Р. Менумеров. – № и 2011 06268; заявл. 19.05.2011; опубл. 12.12.2011, Бюл. № 23. – С. 65-73. 5. Костецкий Б.И. Влияние газовых сред на действие поверхностно-активных смазок при граничном трении / Б.И. Костецкий, Ю.Д. Островой. – В сб.: Трение, смазка и износ деталей машин». Вып. IV. Киев. Изд-во КИГВФ, 1964. 6. Шульман П.А. Влияние добавок поверхностно-активных веществ на процесс алмазного шлифования // П.А. Шульман, Н.Ф. Колесниченко, Б.И. Костецкий. – «Синтетические алмазы». 1966, №1. 7. Костецкий Б.И. Роль кислорода при действии добавок поверхностно-активных веществ в процессах трения, смазки и износа металлов / Б.И. Костецкий, Г.В. Никулин. – ДАН СССР. Т. 181. 1968, № 2. 8. Клушин М.И. Технологические свойства новых СОЖ для обработки резанием / М.И. Клушин, В.М. Тихонов, Д.И. Симкин. – М.: Машиностроение, 1979. – 192 с.

*Поступила в редколлегию 01.07.2013*

## *СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ*

### **ПРОФЕССОР ХУДОБИН ЛЕОНИД ВИКТОРОВИЧ (К 85-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)**

3 августа 2013 года исполнилось 85 лет профессору кафедры «Технология машиностроения» Ульяновского государственного технического университета, доктору технических наук Худобину Леониду Викторовичу

Л.В. Худобин родился в г. Саратове. Окончил в 1950 г. Саратовский автодорожный институт по специальности «Технология машиностроения, металлорежущие станки и инструменты». Кандидат технических наук с 1957 г. В 1969 г. защитил докторскую диссертацию в МосСТАНКИНе, а в 1970 г. был утвержден в ученном звании профессора.

Л.В. Худобин значительную исследовательскую и педагогическую работу совмещал с учебно-административной, став одним из организаторов учебного процесса и участником становления Ульяновского политехнического института, его первым проректором по учебной и научной работе. Создал и бессменно 40 лет заведовал кафедрой «Технология машиностроения». Он является создателем получившей признание в научном сообществе в мировом масштабе научной школы по проблеме разработки научных основ ресурсосберегающих экологически безопасных технологий применения смазочно-охлаждающих технологических средств в машиностроении и металлургии. О плодотворности созданной Л.В. Худобиным научной школы убедительно свидетельствует подготовка им кадров высшей квалификации: более 50 кандидатов и более 10 докторов технических наук.

Развитие научных исследований и внедрение научных разработок в производство способствовало созданию им отраслевой лаборатории Минавиапрома СССР (1981), научно-производственной компании «Волга-Экопром» (1988) и научно-исследовательской лаборатории абразивной обработки (2002).

За успехи в научной работе в 1980 г. Л.В. Худобин удостоен звания «Заслуженный деятель науки и техники РФ». В 1995 г. был избран действительным членом Академии проблем качества Российской Федерации,

в 1996 году – действительным членом Академии естественных наук Российской Федерации, а в 1998 г. – действительным членом Международной академии авторов научных открытий и изобретений, Почетный гражданин Ульяновской области (1998 г.).

С 1993 г. Л.В. Худобин является председателем организованного им в УлГТУ диссертационного совета по защите кандидатских диссертаций, а с 2005 г. также председателем докторского диссертационного совета. В течение многих лет Леонид Викторович работает в качестве члена трех диссертационных советов по защите докторских диссертаций в Саратовском, Тульском и Самарском государственных технических университетах.

В 2004 г. коллектив ведущих работников высших учебных заведений и промышленности РФ под руководством Л.В. Худобина за работу «Разработка научно-технических основ и создание промышленных комплексов безотходного применения технологических жидкостей при обработке металлов» был удостоен Премии Правительства РФ в области науки и техники.

Л.В. Худобин – автор более 800 публикаций, в числе которых 27 монографий, 5 государственных стандартов, справочники и учебные пособия, по которым учится уже не одно поколение студентов-машиностроителей. Многие из его изобретений внедрены в производство. В результате выполненных под руководством Л.В. Худобина исследований и опытно-конструкторских работ разработаны научные основы создания ресурсосберегающей экологизированной техники применения технологических жидкостей, принципиально новые конструкции и технологии изготовления абразивных инструментов. Ряд разработок удостоен международного признания: экологизированная ресурсосберегающая технология применения СОЖ – диплом и серебряная медали Международного салона изобретений (г. Париж, 2001 г.); магнитный сепаратор для очистки СОЖ – диплом и золотая медаль международной промышленной выставки «Эврика-2000», г. Брюссель, 2000 г.; технология и техника переработки металлосодержащих шламов – диплом и золотая медаль международной промышленной выставки «Эврика-2001», г. Брюссель, 2001 г., система очистки оборотных вод – диплом и медаль «Отличия ассоциации венгерских изобретателей» (г. Нюрнберг, 2007 г.); композиционные

шлифовальные круги и технология их изготовления – диплом и золотая медаль Международного салона изобретений (г. Женева, 2005 г.); разработка высокопроизводительных и ресурсосберегающих технологий и организация промышленного производства оборудования для изготовления с помощью СВЧ-излучения изделий из композиционных материалов – почетный знак форума «Высокие технологии XXI века» и серебряная статуэтка «Святой Георгий» (г. Москва, 2008 г.) и др.

За большой вклад в подготовку и воспитание инженерно-педагогических кадров и высококвалифицированных специалистов Л.В. Худобин награжден орденом «Трудового Красного Знамени», медалью «За доблестный труд», медалью «Ветеран труда», медалью ордена «За заслуги перед Отечеством» II степени, Почетным знаком Минвуза СССР «За отличные успехи в работе», знаком «Изобретатель СССР» и др., в 1998 г. занесен в Золотую книгу почета Ульяновской области.

Время убедило всех коллег в том, как ответственен Леонид Викторович перед научной истиной, как аккуратен, строг и точен в формулировках, сколь скрупулезны его подходы в исследованиях и основательны научные положения. Многогранность Личности породила множество сторонников и почитателей, взрастила плеяду ученых, а значит, нет сомнений в преемственности и продолжении его дела.

В числе благодарных учеников Л.В. Худобина декан машиностроительного факультета НТУ «ХПИ» М.С. Степанов, защитивший в 1988 г. кандидатскую диссертацию под его руководством. Михаил Сергеевич отмечает, что Леонид Викторович – не только выдающийся ученый, сформулировавший идеи, повлиявшие на развитие технологии машиностроения, но и прекрасный педагог, который с большой доброжелательностью делится знаниями и опытом, требовательный по отношению к ученикам и одновременно корректный и заботливый, всегда готовый выслушать и дать совет.

Редколлегия сборника, многочисленные ученики, последователи и коллеги поздравляют юбиляра и желают ему крепкого здоровья и новых творческих успехов!

**ПРОФЕССОР МОВШОВИЧ АЛЕКСАНДР ЯКОВЛЕВИЧ**  
**(К 80-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)**

20 мая 2013 года отметил 80-летний юбилей Александр Яковлевич Мовшович, признанный авторитет и видный организатор в области технологии машиностроения, Заслуженный деятель науки и техники Украины, Лауреат Государственной премии Украины в области науки и техники, доктор технических наук, профессор, первый заместитель директора – главный инженер «Харьковского научно-исследовательского института технологии машиностроения».

Родившись в белорусской глубинке, небольшом селе, Александр Яковлевич стал Человеком, которого нельзя не уважать и не любить. Более полувека Александр Яковлевич отдал плодотворной инженерно-технической, научно-педагогической деятельности, направленной на развитие и совершенствование отечественного машиностроения. После окончания в 1956 году Московского станко-инструментального института Александр Яковлевич плодотворно работает в промышленности, научно-исследовательских и проектно-технологических организациях отечественного машиностроения, исколесив немало дорог от Красноярска до Краматорска и Харькова. Инженерную закалку он получил на заводах-гигантах, флагманах индустрии СССР.

При его активном участии в 1971 году был создан Харьковский Межотраслевой головной конструкторско-технологический институт перенастраиваемой технологической оснастки. Широта научных и производственных интересов, умение проникать в сущность процессов и явлений и воплощать в жизнь задуманное позволила разработать систему универсально-сборных штампов холодной листовой штамповки и организовать их серийное производство и широкое внедрение более чем на 350 предприятиях различных отраслей промышленности.

Последние десятилетия инженерно-техническая деятельность А.Я. Мовшовича связана с оборонной промышленностью СССР, а с 1991 года – Украины. Он является одним из организаторов Харьковского научно-исследовательского института технологии машиностроения – головной организации Министерства оборонной промышленности в области ускоренной технологической подготовки и постановки на производство изделий специального и народнохозяйственного назначения, лично принимал участие в освоении производства ряда сложнейших изделий бронетанковой техники, ракетного и стрелково-артиллерийского вооружения.

Несмотря на огромную производственную деятельность Александр Яковлевич находит время и силы заниматься и научной деятельностью. Его научный багаж огромен – 45 авторских свидетельств и патентов, 4 монографии, 3 книги и более 300 научных трудов, а также защита докторской

диссертации. Научные разработки Александра Яковлевича оригинальны, широко известны как у нас на Украине, так и за её рубежами, многократно отмечены научной общественностью и государством присуждением премий и наград различного уровня.

Все заслуги Александра Яковлевича значимы, но главная из них – то молодое поколение, в которое он вложил частицу своей души и таланта – его студенты, аспиранты и докторанты. Под его руководством защищено более 30 кандидатских и докторских диссертаций. Являясь профессором кафедры «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко, Александр Яковлевич много делает для совершенствования подготовки инженеров-технологов, особенно в практической области.

Общепризнана работа Александра Яковлевича в редколлегиях журналов: «Современное машиностроение» (г. Киев), «Мир техники и технологии» (г. Харьков), «Кузнечно-штамповочное производство» (г. Москва), «Высокие технологии в машиностроении» (г. Харьков), «Машинобудування» (г. Харьков), «Вестник двигателестроения» (г. Запорожье). На протяжении ряда лет он был председателем ГЭК по кафедре «Интегрированные технологии машиностроения» НТУ «ХПИ», является членом Специализированных Ученых Советов НТУ «ХПИ», НАУ «ХАИ» по защите докторских диссертаций.

Принципиальная жизненная позиция, упорство в решении поставленных задач, взыскательность к себе и требовательность к другим, личная скромность и ответственность за общее дело характеризуют А.Я. Мовшовича и могут служить образцом самоотверженного и неустанного служения любимому делу. Он всегда на переднем крае науки и педагогики, он рядом, если нужна кому-то помощь. Его способность всегда искать новое, докапываться до сути проблем, предлагать оригинальные решения сложных вопросов свойственны для него не только как для ученого, но и замечательного и талантливого педагога, который уже многие годы растит инженерные кадры.

Добром проникнута вся жизнь Александра Яковлевича, многогранная трудовая деятельность. В этом – ключ его отношения к людям, событиям, жизни. Деятельная доброта – это неиссякаемый источник его человеческой сущности.

Редчайшее сочетание дара реалистического мышления и духовности влечет людей к нему – замечательному человеку, ученому, организатору науки.

В день Вашего юбилея, уважаемый Александр Яковлевич, мы хотим от всей души пожелать Вам: любви и доверия молодежи, которых Вы несомненно заслужили. Пусть хватит Вам сил и терпения вести ее за собой, передавать ей все богатство своей души, знаний, традиций, учить любить и ценить жизнь. Творческого и трудового долголетия, мирного и светлого неба, неиссякаемого энтузиазма и молодости души.

## **ПРОФЕССОР ХРИСТОФОРОВ АНАТОЛИЙ ИЛЬИЧ (К 85-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ)**

10 сентября отмечает 85-летний юбилей Христофоров Анатолий Ильич, ученик Е.О. Патона, профессор кафедры сварки НТУ «ХПИ», для которого Политехнический стал родным на всю жизнь, бессменным местом работы. За долгие годы работы в нашем вузе профессор А.И. Христофоров снискал глубокое уважение и признательность коллег и студентов самоотверженным трудом, своей честной судьбой, ратными делами.

Анатолий Ильич принадлежит к поколению, молодость которого опалила огнем и закалила ратным трудом Великая Отечественная. В 1943 году – с марта по октябрь – он был на фронте в качестве воспитанника – сына полка. После временного отступления советских войск на Харьковском направлении, 57-я Гвардейская армия готовилась к крупным наступательным операциям по освобождению первой столицы Украины. Отец Илья Христофоров и сыновья Владимир и Анатолий находились в отдельном противотанковом истребительном батальоне 143-го Гвардейского стрелкового полка 48-й Гвардейской стрелковой дивизии. На Харьковском направлении в боях за освобождение поселка Безлюдовка 23 августа (в день освобождения Харькова) на глазах младшего сына пал смертью храбрых его отец – командир отделения ПТР, получил тяжелое ранение брат. Для Анатолия этот день навсегда остался самым тяжелым и трагичным в жизни.

Сын полка Анатолий Христофоров продолжал воевать – ходил в разведку, подносил патроны на огневые позиции. После форсирования Днепра дивизию перебросили на Прибалтийский фронт. Здесь для Анатолия война закончилась. Его, как несовершеннолетнего, отправили продолжать учебу. Вернувшись в Харьков, Толя Христофоров поступил в ремесленное училище № 18, хотел стать электромонтером. Вскоре ребят привлекли к восстановлению разрушенных немецкой авиацией зданий Харьковского политехнического института. Анатолий тогда еще не знал, что ХПИ станет вскоре его вторым домом. В 1950-м он связал свою дальнейшую жизнь с Харьковским политехническим, где прошел путь от лаборанта до профессора.

Ремесленное училище, индустриальный техникум, вечернее отделение ХПИ. Отцовская забота заведующего кафедрой «Технология металлов» Шарагина Евгения Федоровича ориентировала молодого лаборанта на непрерывную учебу, на повышение профессионализма.

В 1967 году соискатель Христофоров Анатолий Ильич успешно защищает кандидатскую диссертацию по проблеме сварки трением, становится вскоре доцентом и всецело концентрируется на учебном процессе. Природный дар Учителя, умение быстро устанавливать контакт с аудиторией (а это в основном большие потоки студентов), способность не

только толково рассказать, но и наглядно показать «своими» руками, уважительное отношение к студентам, – все это снискало ему высокий авторитет у студентов и у коллег-преподавателей. Сложилось так, что чуть ли ни каждую лекцию профессор Христофоров завершает чтением стихов – гражданских и лирических, не проводя никогда каких-либо переключек: аудитория всегда заполнена. Кафедра «Интегрированные технологии машиностроения» им. М.Ф. Семко избрала А.И. Христофорова Почетным профессором.

Трудно переоценить вклад А.И. Христофорова в развитие материальной базы нашего вуза. В течение 22 лет Анатолий Ильич работал в штабе стройки – Министерства, главки, карьеры, ЖБК, дальние и ближние командировки, совещания, планерки, и это все в рамках добровольных общественных обязанностей, при наличии ОКС-а, соответствующих служб и отделов университета. Благодаря этому неугомонному профессору лицо университета преобразилось, нет ни одного современного корпуса в вузе, к строительству которого он не имел бы отношения, выросли корпуса-красавцы У-1, У-2, спорткомплекс.

А.И. Христофоров, награжденный орденами Отечественной войны II степени, «За мужество», 15 медалями, вместе с боевыми побратимами ведет важную патриотическую, воспитательную работу, возглавляя Совет ветеранов НТУ «ХПИ». Анатолий Ильич душевно проявляет заботу о ветеранах, которых, увы, становится все меньше. Но каждый год в канун светлого праздника дня Победы на Мемориале политехникам, не вернувшимся с войны, звучит голос председателя Совета ветеранов, зажигаются факелы, отдаются почести погибшим и здравствующим ветеранам, возлагаются цветы, звучат стихи в исполнении ветерана Великой Отечественной профессора Анатолия Ильича Христофорова.

Харьковский городской совет принял решение наградить Анатолия Ильича Христофорова Почетной грамотой Харьковского городского совета за мужество и отвагу, проявленные во время освобождения города от фашистских захватчиков и по случаю 70-й годовщины освобождения города Харькова.

Редколлегия сборника желает юбилюру доброго здоровья, неиссякаемого оптимизма, благополучия в семье.

## **СОДЕРЖАНИЕ**

<i>Абдулгазис Д.У., Умеров Э.Д., Ягъяев Э.Э., Меметов С.Р., Абдулгазис У.А.</i> Экспериментальные исследования эффективности масляной СОТС с присадкой наноглинистых минералов листовой структуры.....	3
<i>Абдулкеримов И.Д.</i> Технологическое обеспечение качества резьбовых соединений деталей на основе поверхностно пластического деформирования .....	10
<i>Алиев А.И.</i> Влияние скорости резания при зенкеровании в среде СОТС растительного происхождения на качество обработанной поверхности .....	18
<i>Антонюк В.С., Гнатейко Н.В., Катрук О.В.</i> Динамические резонансные явления в технологической обрабатывающей системе при фрезеровании.....	24
<i>Ваниев Э.Р.</i> Влияние режимов резания на стойкость инструмента при фрезеровании стали 12Х18Н10Т в присутствии различных СОТС.....	32
<i>Внуков Ю.Н., Кучугуров М.В., Дядя С.И., Зинченко Р.Н., Гончар Е.А.</i> Способ и устройство для исследования регенеративных автоколебаний при точении.....	42
<i>Гончар Н.В., Кондратюк Э.В., Степанов Д.Н., Кучугуров М.В.</i> Исследование процесса обработки полимерно-абразивным инструментом при помощи моделирования .....	55
<i>Гончаров Д.А., Гончаров А.М.</i> Зависимость точности незатылованных червячных фрез от геометрических и конструктивных параметров .....	64
<i>Грабченко А.И., Пыжов И.Н., Клименко В.Г.</i> Повышение эффективности плоского торцевого шлифования.....	75
<i>Гусев В.В., Калафатова Л.П., Олейник С.Ю.</i> Повышение виброустойчивости технологической системы во время алмазного шлифования тонкостенных оболочек вращения из ситаллов .....	86
<i>Джемилов Э.Ш.</i> Исследование влияния СОТС на качество обработанной поверхности при торцевом фрезеровании .....	92
<i>Дядюра К.А., Юнак А.С.</i> Использование современных инструментальных материалов при механической обработке резанием износостойкого чугуна ИЧ210Х30ГЗ.....	100

<b>Залогова В.А., Дынный О.Д., Ивченко А.В.</b> Применение методов математического моделирования для расчета результативности системы управления качеством заготовительного производства .....	110
<b>Залогова В.А., Зинченко Р.Н., Шаповал Ю.В.</b> Современное состояние вопроса о диагностике состояния режущего инструмента при фрезеровании .....	118
<b>Залогова В.А., Ивченко А.В., Погоржельская Ю.О.</b> Классификация затрат на качество процессов инструментообеспечения машиностроительного предприятия .....	127
<b>Залогова В.А., Криворучко Д.В., Колесник В.А., Нешта А.А., Осадчий И.О.</b> Измерение температуры при сверлении волокнистых полимерных композиционных материалов.....	138
<b>Кондратюк О.Л.</b> Создание технологической системы для шлифования сложнопрофильных поверхностей крупногабаритных лопаток турбин на основе адаптивного управления процессом.....	146
<b>Кравченко Ю.Г.</b> Определение коэффициента распределения теплоты деформации в плоскости сдвига и температуры на поверхности резания....	155
<b>Кравченко Ю.Г.</b> Температурное поле стружки от трения с лезвием .....	168
<b>Лавриненко С.Н., Вакуленко И.Я., Кулинич Г.В., Лавриненко И.С.</b> Создание техоснастки для механической обработки участков кости по результатам компьютерной томографии и 3D моделирования.....	179
<b>Мицык А.В., Федорович В.А.</b> Процесс отделочно-зачистной виброобработки и параметры, влияющие на его производительность .....	184
<b>Немировский Я.Б.</b> Технологическое обеспечение точности при обработке отверстий деформирующим протягиванием .....	195
<b>Новоселов Ю.К., Братан С.М., Богоцкий В.Б.</b> Аналитическая оценка параметров шероховатости шлифованных поверхностей .....	208
<b>Равская Н.С., Охрименко А.А.</b> Анализ геометрии режущей части червячных фрез на примере определения угла в плане при нарезании прямозубых зубчатых колес .....	223

<b>Ромашов Д.В., Федоренко Д.О., Федорович В.А.</b> Теоретическое определение рациональных условий изготовления кругов для алмазного сверхскоростного шлифования.....	236
<b>Руднев А.В.</b> Владимир Сергеевич Кнаббе и его труд «Фреза и её роль в современном машиностроении» .....	248
<b>Стрельчук Р.М., Стороженко Д.С., Узунян М.Д.</b> Исследование и анализ процесса микрорезания наноструктурных твердых сплавов .....	255
<b>Тонконогий В.М., Перпери Л.М., Рязанцев В.М., Голобородько А.М.</b> Повышение точности и качества обработки конических отверстий абразивно-выглаживающим развертыванием .....	264
<b>Федорович В.А., Пыжов И.Н., Кронов С.С.</b> 3D моделирование вибрационного алмазного шлифования .....	269
<b>Хавин Г.Л.</b> Моделирование межслойного разрушения при сверлении композиционных материалов.....	277
<b>Шелковой А.Н., Тимофеев Ю.В., Клочко А.А.</b> Технологическое обеспечение заданной системы параметров поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес .....	286
<b>Якубов Ч.Ф., Менумеров Э.Р.</b> Повышение функциональных свойств СОТС на основе использования $\alpha$ -токоферольных антиоксидантных композиций .....	296
<b>СЛОВО О ЮБИЛЯРАХ</b>	
<i>Худобин Леонид Викторович</i> .....	303
<i>Мовшиович Александр Яковлевич</i> .....	306
<i>Христофоров Анатолий Ильич</i> .....	308

Научное издание

**РЕЗАНИЕ И ИНСТРУМЕНТ  
в технологических системах**

СБОРНИК НАУЧНЫХ ТРУДОВ

**Выпуск 83**

Составитель *проф. Грабченко А.И.*

Оригинал-макет *Крюкова Н.В.*

В авторской редакции

Підп. до друку 09.09.2013 .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