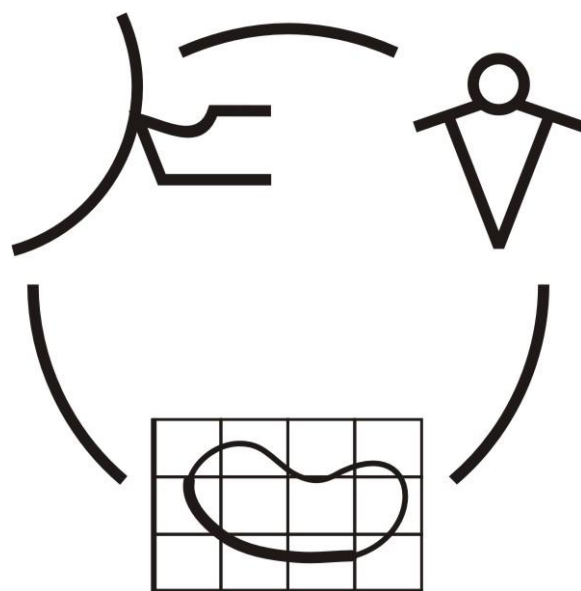


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 35



КРАМАТОРСЬК 2014

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 35 – 2014

Основатель

Донбасская государственная
машиностроительная академия

Свидетельство

про государственную регистрацию

серия КВ 15277-3849Р

от 30.04.2009

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА ОПТИМІЗАЦІЯ
ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць

Випуск 35- 2014

Засновник

Донбаська державна
машинобудівна академія

Свідоцтво

про державну реєстрацію

серія КВ 15277-3849Р

від 30.04.2009

Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №35, 2014. – 156 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №35, 2014. – 156 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of science papers. - Kramatorsk, №35, 2014. – 156 p.

Редакційна рада: Мироненко Є.В., д-р техн. наук, проф. (Голова редакційної колегії); Клименко Г.П., д-р техн. наук, проф.; Ковалевський С.В., д-р техн. наук, проф.; Ковальов В.Д., д-р техн. наук, проф. (заступники голови редакційної колегії); Гузенко В.С., к.т.н., проф. (відповідальний секретар редакційної колегії); Алієв І.С., д-р техн. наук, проф.; Грабченко А.І., д-р техн. наук, проф.; Залога В.О. д-р техн. наук, проф.; Заблоцький В.К., д-р техн. наук, проф.; Кассов В.Д., д-р техн. наук, проф.; Клименко С.А., д-р техн. наук, проф.; Колот А.В., д-р техн. наук, доц.; Кузнєцов Ю.М., д-р техн. наук, проф.; Матюха П.Г., д-р техн. наук, проф.; Михайлов О.М., д-р техн. наук, проф.; Пермяков О.А., д-р техн. наук, проф.; Равська Н.С., д-р техн. наук, проф.; Роганов Л.Л., д-р техн. наук, проф.; Рогов В.О., д-р техн. наук, проф., (Россия); Сагонін О.В., д-р техн. наук, проф.; Струтинський В.Б., д-р техн. наук, проф.; Тарасов О.Ф., д-р техн. наук, проф.; Федорінов В.А., к.т.н., проф. (члени редакційної колегії).

Статті прорецензовані членами редакційної колегії.
Матеріали випуску друкуються на мові оригінала.

ISSN 2222-9000

© Донбасская государственная машиностроительная академия, 2014

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2014

© Donbass State Engineering Academy, 2014

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ УСТАНОВКИ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ

Создание сверхтвердых нано композитных пленок и покрытий с их уникальными прочностными свойствами является одним из важных направлений развития с новыми возможностями целенаправленного формирования комплекса их физических свойств. Это стало возможным благодаря использованию ряда физических явлений [1,2] и созданию новых технологических подходов.

Разработка оборудования для реализации такого рода процессов является актуальной задачей

Разработана экспериментальная установка для обработки материалов импульсным электрическим током с компьютерным управлением процессом.

Целью работы является исследование характеристик импульсного режима установки.

Задачами работы являются:

- расчёт энергии электрических импульсов на основе экспериментальных данных;
- построение вольтамперной характеристики амплитудных значений силы тока на основе полученных экспериментальных данных;

Экспериментальная установка предназначена для осуществления синтеза вещества в импульсном электрическом разряде в режиме одиночного импульса или нанесения покрытия на металлическую поверхность из электрода или по слою порошка.

Установка имеет структурную схему, представленную на рис.1.

Для повышения надежности управления импульсным режимом работы в схеме управления установки применен персональный компьютер (ЭВМ) с разработанным для этого программным обеспечением.

В ходе практических испытаний установки удалось получить массив данных, описывающий дискретные выходные значения токов, напряжений, мощности, а также энергий импульса при различных значениях напряжения на первичной обмотке трансформатора блока питания, а также при различной длительности электрических импульсов.

Экспериментальные исследования выходных параметров установки были произведены при следующих значениях напряжения блока питания: 13.5 В, 27.8 В, 42 В, 58 В, 72 В, 108 В.

Для каждого из приведенных напряжений произведены измерения при различных длительностях импульса: 20 мкс, 25 мкс, 30 мкс, 35 мкс, 40 мкс. В качестве нагрузки (КЭЗ – контакт «электрод – заготовка») использовался набор резисторов с общим сопротивлением равным $R=0.05$ Ом.

Для экспериментальных исследований был использован цифровой осциллограф Rigol DS5000, программное обеспечение которого позволяет получать дискретные таблицы данных, описывающие наблюдаемый вид электрического сигнала. Хотя максимально возможное напряжение вторичной обмотки используемого трансформатора превышает использованные в ходе наших исследований 108 В, данная величина напряжения стала максимально допустимой для используемой нами измерительной техники.

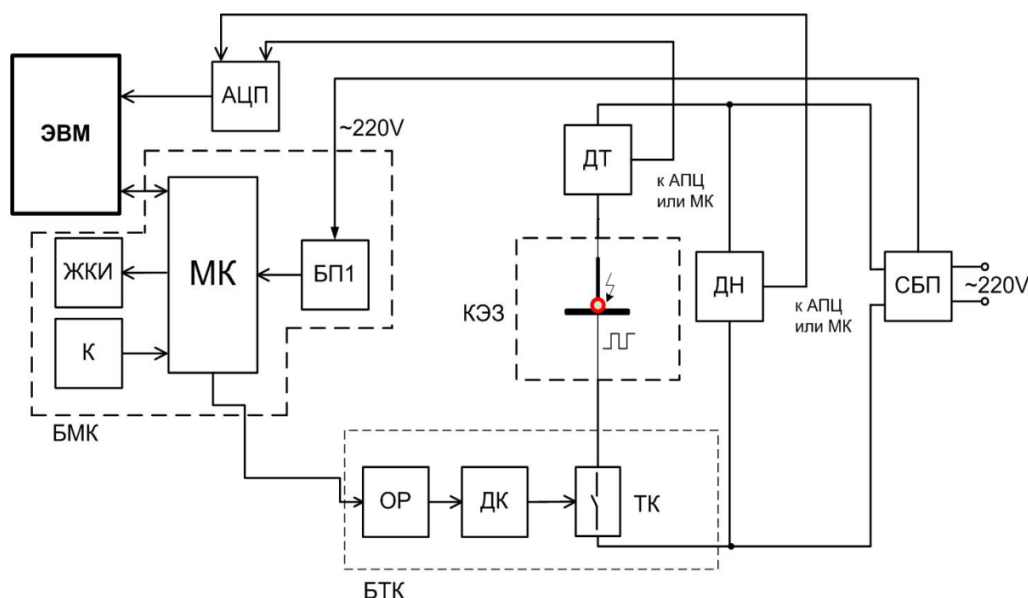


Рисунок 1 – Структурная схема установки:

ЭВМ – электронно-вычислительная машина; АЦП – аналогово-цифровой преобразователь; БМК – блок микроконтроллера; МК – микроконтроллер; ЖКИ – жидкокристаллический индикатор; К – клавиатура; БТК – блок транзисторного ключа; ОР – оптронная развязка; ДК – драйвер транзисторного ключа; ТК – транзисторный ключ; КЭЗ – контакт «электрод – заготовка»; СБП – силовой блок питания; БП1 – блоки питания электроники; ДТ – датчик тока; ДН – датчик напряжения

Полученные данные в дальнейшем были обработаны рядом специализированных программ, разработанных в среде Matlab. Функции, выполняемые программным обеспечением:

- Конвертация табличных данных, получаемых с цифрового осциллографа, в визуальную форму;
- Расчёт энергии, силы тока электрических импульсов.
- Построение вольтамперной характеристики на основе полученных экспериментальных данных;
- Автоматическое построение ряда зависимостей входных и выходных величин на основе полученных экспериментальных данных.

На рис. 2 приведены 5 графически-интерпретированных осциллограмм, полученных в ходе экспериментальных исследований установки при различных напряжениях вторичной обмотки силового трансформатора её источника питания. Данные изображения были получены непосредственно в программной среде Matlab.

Энергия электрических импульсов рассчитывалась методом дискретного интегрирования. Энергия одного электрического импульса представляет собой интеграл по мощности данного импульса на временном промежутке его существования (1).

$$E = \int_{t_1}^{t_2} P dt \quad (1)$$

На рисунке 1.1 приведена графическая зависимость энергии электрических импульсов, полученной в ходе обработки экспериментальных данных, от значений напряжения вторичной обмотки трансформатора блока питания экспериментальной установки при различных значениях длительности электрических импульсов.

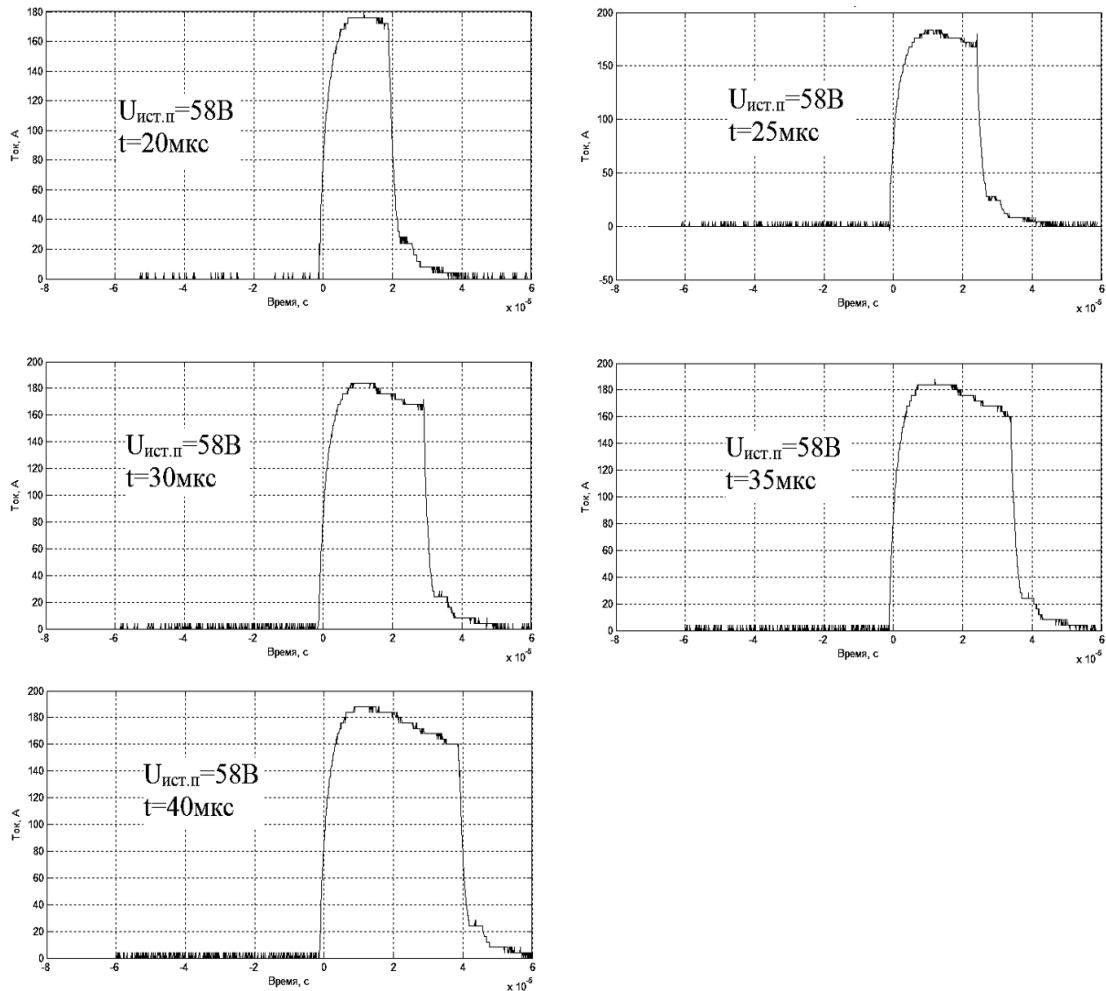


Рисунок 2. - Графически-интерпретированные осциллограммы, полученных в ходе экспериментальных исследований установки.

На основании экспериментальных исследований были получены данные, описывающие выходные параметры работы установки в определенном диапазоне используемого напряжения на трансформаторе силового блока питания. Для моделирования выходных характеристик экспериментальной установки не только в пределах допустимых для измерения значений электрических сигналов, но также и во всей области возможных режимов работы установки, было принято решение вывести ряд уравнений, которые бы смогли описать зависимости, полученные в ходе практических исследований.

Для решения этой задачи было принято решение применить метод аналитического выравнивания, который заключается в построении уравнений регрессии, характеризующих зависимости уровней ряда выходных данных экспериментальной установки от напряжения вторичной обмотки трансформатора блока питания.

Для нахождения параметров данных уравнений был использован метод наименьших квадратов с проведением расчетов по известным методикам. Рассчитав данным методом функции зависимостей энергии от напряжения блока питания для всех исследуемых длительностей импульса, был получен ряд графиков, представленный на рис.3.

Уравнения зависимости энергии импульса от напряжения на блоке питания при различных значениях длительности импульса электрического тока (2):

$$\begin{aligned}
 E_{(20.мкс)} &= 2.7 \cdot 10^{-5} U^2 + 8.82 \cdot 10^{-4} U - 1.78 \cdot 10^{-2}; \\
 E_{(25.мкс)} &= 4.6 \cdot 10^{-5} U^2 + 1.7 \cdot 10^{-4} U - 7.61 \cdot 10^{-3}; \\
 E_{(30.мкс)} &= 4.6 \cdot 10^{-5} U^2 + 9.14 \cdot 10^{-4} U - 1.97 \cdot 10^{-2}; \\
 E_{(35.мкс)} &= 8.2 \cdot 10^{-5} U^2 - 9.17 \cdot 10^{-4} U + 6.2 \cdot 10^{-3}; \\
 E_{(40.мкс)} &= 1.1 \cdot 10^{-4} U^2 - 3.15 \cdot 10^{-3} U + 3.63 \cdot 10^{-2};
 \end{aligned}
 \tag{2}$$

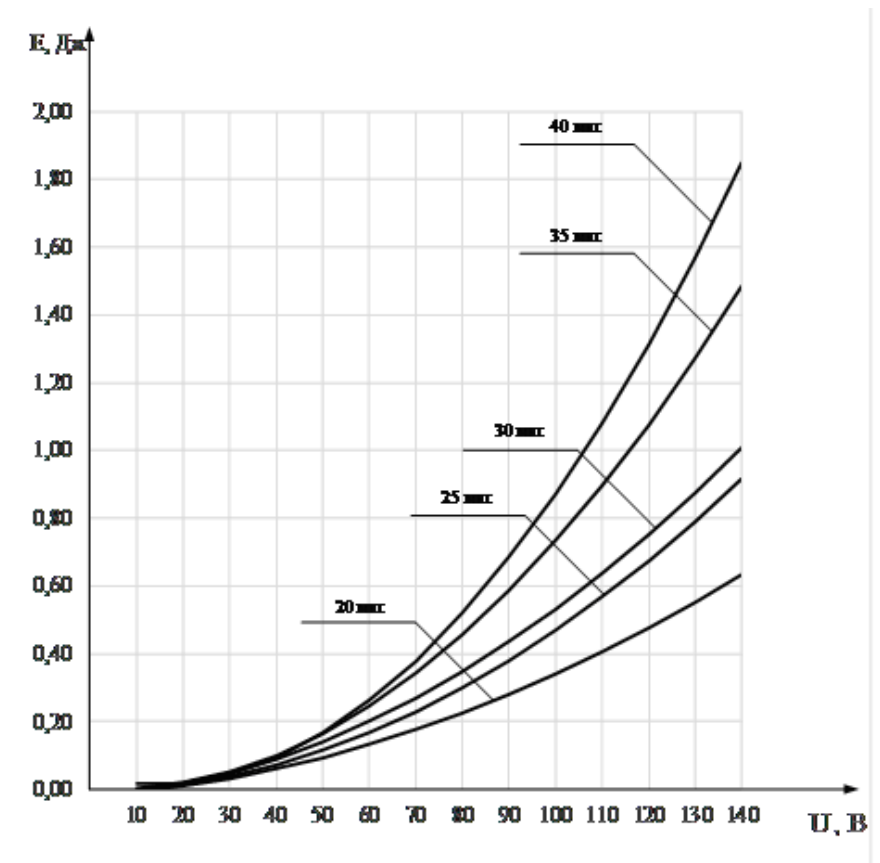


Рисунок 3 – Зависимость энергии электрических импульсов от напряжения блока питания экспериментальной установки при различных значениях длительности импульсов, полученная путем аналитического выравнивания

На рис.4 представлен график зависимости пикового значения силы тока на нагрузке от напряжения вторичной обмотки трансформатора блока питания, полученная путем аналитического выравнивания.

Уравнение зависимости амплитудного значения силы импульса электрического тока от напряжения на блоке питания при различных значениях длительности импульса:

$$I = -4.43 \cdot 10^{-3} U^2 + 3.666 \cdot U - 15.117; \tag{3}$$

Полученные таким образом аналитические и графические зависимости позволяют прогнозировать возможность применения элементов электронных схем, параметров взаимодействия в контакте «электрод – заготовка».

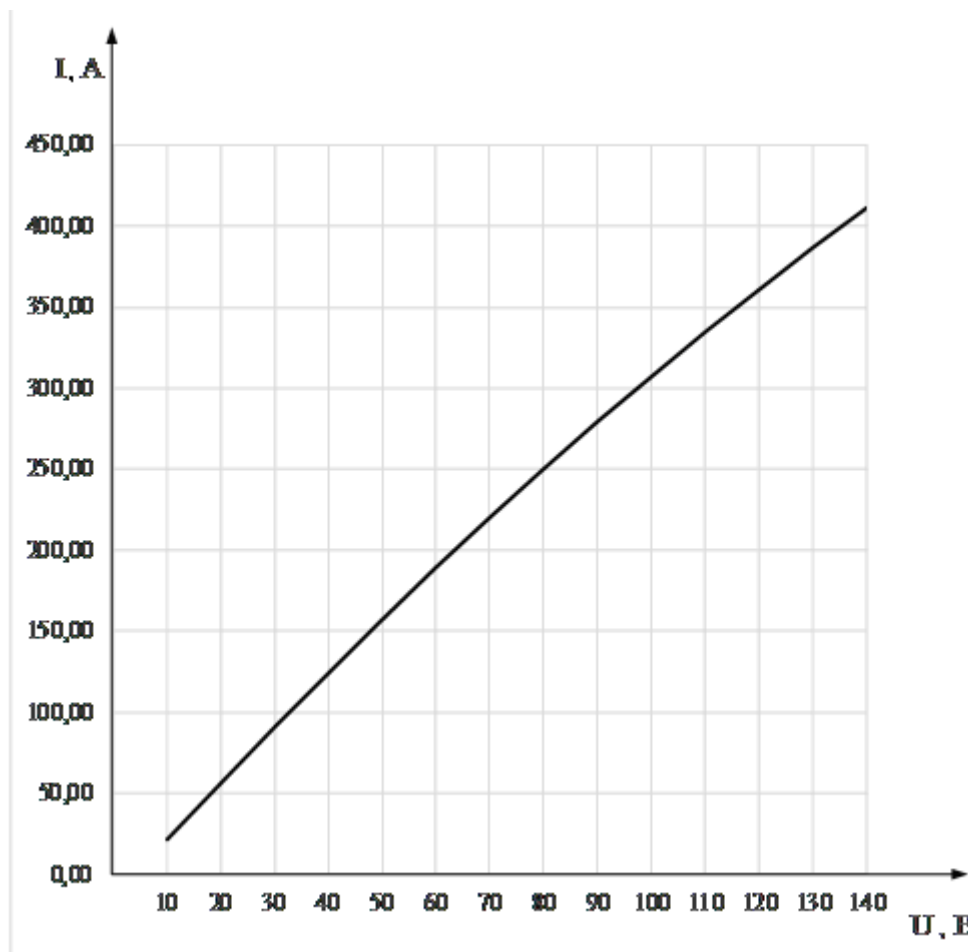


Рисунок 4 – Зависимость пикового значения силы тока на нагрузке от напряжения вторичной обмотки трансформатора блока питания, полученная путем аналитического выравнивания

Выводы

Проведены экспериментальные исследования энергетических характеристик импульсного режима работы установки. Для повышения надежности управления импульсным режимом работы в схеме управления установки применен персональный компьютер с разработанным для этого программным обеспечением.

Произведен расчёт энергии электрических импульсов на основе экспериментальных данных. Получены аналитические и графические зависимости энергии электрических импульсов от напряжения блока питания экспериментальной установки при различных значениях длительности импульсов. На основе экспериментальных данных получена вольтамперная характеристика амплитудных значений силы импульсного тока.

Полученные зависимости позволяют прогнозировать возможность применения элементов электронных схем, что повысит надежность работы оборудования.

Перечень источников литературы: 1. Месяца Г.А. Эктон – лавина электронов из металла //УСПЕХИ ФИЗИЧЕСКИХ НАУК, Том 165 , №6 - М, ; 1995. - С.601-626. ; 2. Ударные волны и экстремальные состояния вещества / Под ред. В.Е. Фортова, Л.В. Альтшулера, Р.Ф. Трунина, А.И. Фунтикова. М.: Наука, 2000.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ УСТАНОВКИ ЭЛЕКТРОФИЗИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ МАТЕРИАЛОВ
Жартовский А.В., Ковган А.Г., Держевецкий В.В.

В представленной работе проведены экспериментальные исследования энергетических характеристик импульсного режима работы установки. Для повышения надежности управления импульсным режимом работы в схеме управления установки применен персональный компьютер с разработанным для этого программным обеспечением.

На основании экспериментальных данных произведен расчёт энергии электрических импульсов. Получены аналитические и графические зависимости энергии электрических импульсов от напряжения блока питания экспериментальной установки при различных значениях длительности импульсов. На основе экспериментальных данных получена вольтамперная характеристика амплитудных значений силы импульсного тока. Полученные зависимости позволяют прогнозировать возможность применения элементов электронных схем, что повысит надежность работы оборудования.

ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ УСТАНОВКИ ЕЛЕКТРОФІЗИЧНОЇ ОБРОБКИ МАТЕРІАЛІВ
Жартовський О.В., Ковган А.Г., Держевецкій В.В.

У представленій роботі проведені експериментальні дослідження енергетичних характеристик імпульсного режиму роботи установки. Для підвищення надійності управління імпульсним режимом роботи в схемі управління установки застосований персональний комп'ютер з розробленим для цього програмним забезпеченням. На підставі експериментальних даних проведений розрахунок енергії електричних імпульсів. Отримано аналітичні та графічні залежності енергії електричних імпульсів від напруги блоку живлення експериментальної установки при різних значеннях тривалості імпульсів. На основі експериментальних даних отримана вольтамперная характеристика амплітудних значень сили імпульсного струму. Отримані залежності дозволяють прогнозувати можливість застосування елементів електронних схем, що підвищить надійність роботи обладнання.

STUDY INSTALLATION OPTIONS ELECTROPHYSICAL HANDLING OF MATERIALS
Jartovsky A.V., Kovgan A.G., Derzhevetsky V.V.

In this study, experimental studies of the energy characteristics of pulse mode operation. To improve the reliability of the control pulse mode in the control circuit setting is applied to a personal computer designed for the software.

On the basis of experimental data produced by the calculation of energy electrical impulses. The analytical and graphical dependence of the energy of electrical impulses from the power supply voltage of the experimental setup for different values of the pulse duration. On the basis of experimental data obtained by the current-voltage characteristic of the amplitude values of the pulse power supply. The obtained dependences allow to predict the possibility of using elements of electronic circuits that increase the reliability of the equipment.

Ключевые слова: экспериментальные исследования, энергетические характеристики, импульсный режим, компьютерная программа.

Ключові слова: експериментальні дослідження, енергетичні характеристики імпульсний режим, комп'ютерна програма.

Keywords: experimental studies, energy characteristics impulsniy mode, the computer program.

Дата подання статті до редакції: 10 листопада 2014 р.

УДК 621.91

Иванов И.Н., Горголюк И.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ

В различных отраслях машиностроения применяются детали, в конструкции которых широко распространены отверстия с различными геометрическими характеристиками и параметрами качества.

Многие из них обрабатываются традиционными методами, сложность применения которых возникает при обработке глубоких отверстий.

Традиционные методы обработки глубоких отверстий не всегда позволяют достичь требуемых показателей точности и качества поверхности. Для решения этих вопросов на многих предприятиях применяют различные комбинированные методы, одним из которых является вибрационное сверление [3].

Целью работы является повышение эффективности глубокого сверления путем наложения вибрационных колебаний на инструмент.

Анализ показывает, что до настоящего времени вопросы теории и практики вибрационной обработки изучены недостаточно.

Решению многих вопросов, относительно сверления глубоких отверстий посвящены работы Веремейчука И.С.[1], Минкова М.А.[2], Подураева В.Н.[3], Троицкого Н.Д.[4], Кумабэ Д.[5] и др, в которых отражены теоретические исследования и промышленная разработка метода вибрационного резания, большое число практических рекомендаций, справочной информации и инженерных решений для данного метода обработки.

Для интенсификации процесса сверления глубоких отверстий на базе патента [6] было разработано устройство для вибрационного сверления, схема управления которого представлена на рис. 1.

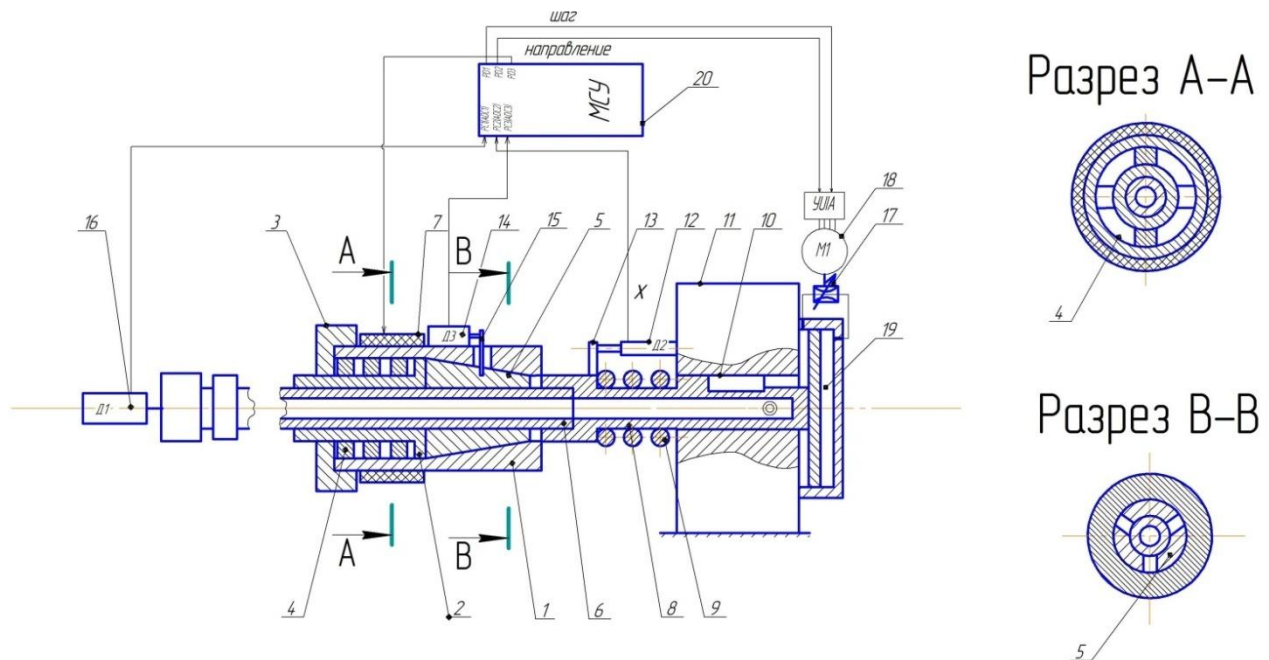


Рисунок 1 – Схема управления вибрационного устройства

В данном устройстве, в отличие от ранее рассматриваемого [6] предусмотрено несколько конструкторских решений, которые значительно повышают эффективность рассматриваемого устройства.

Для адаптивного управления параметрами вибрационного сверления, в устройство был внедрен ряд датчиков и устройств, таким образом был устранен основной недостаток данного устройства – недостаточная автоматизация управления процессом вибросверления.

1. Для считывания и обработки сигналов со всех датчиков а также для осуществления управления устройством был добавлен 8-битный *микроконтроллер* 20 от компании AVR, для управления которым была разработана блок-схема и управляющая программа.

2. На шпинделе станка был добавлен *тахогенератор* 16 - измерительный генератор переменного тока, предназначенный для преобразования мгновенного значения частоты (угловой скорости) вращения вала в пропорциональный электрический сигнал. Величина ЭДС, а в некоторых типах тахогенераторов и частота, сигнала прямо пропорциональны частоте вращения шпинделя. Сгенерированный сигнал подаётся на вход микропроцессора, отслеживающего частоту вращения шпинделя станка.

3. На корпусе устройства вместо обычного датчика был применен *индуктивный преобразователь* 12 фирмы LVDT (дифференциальный трансформатор для измерения линейных перемещений) для преобразования линейных перемещений датчика в электрический сигнал. Величина напряжения (сигнала) датчика пропорциональна перемещению упора датчика 13 относительно корпуса устройства 11, таким образом датчик считывает значение скорости подачи шпинделя и отправляет сигнал на микроконтроллер.

4. Основным недостатком данного типа устройств является резкое внедрение инструмента в заготовку. Поэтому, для плавной подачи оправки с инструментом, на корпусе устройства был смонтирован *гидроцилиндр* 19, подключенный к дросселю 17, который управляется электромотором 18. Микроконтроллер подает сигнал на электромотор, который управляет гидроцилиндром, и происходит плавная подача и внедрение инструмента в заготовку и последующая виброобработка детали. Таким образом были исключены значительные ударные нагрузки на сверло в момент контакта сверла и заготовки.

Устройство работает следующим образом:

Подпружиненный цанговый зажим 5 под действием пружины 4, предварительное поджатие которой осуществляется гайкой 3, перемещается крайнее (правое) положение и зажимает оправку 6. При этом датчик 14, взаимодействуя с упором 15, включает электромагнитную обмотку 7. Под воздействием магнитного поля, возбужденного электромагнитной обмоткой 7, ферромагнитная жидкость затвердевает, вследствие чего пружина 4 становится звеном, препятствующим перемещению цангового зажима 5 влево, и тем самым, освобождению оправки 6.

Падающая каретка 11, непрерывно перемещаясь влево при неподвижном корпусе 1, сжимает пружину 9 до величины определяемой зазором между датчиком 12 и упором 13. В момент их контактирования происходит выключение электромагнитной обмотки 7, и пружина 9 за счет сил трения между цанговым зажимом 5 и оправкой 6 начинает перемещать цанговый зажим 5 влево и, тем самым, освобождает оправку 6. При этом происходит перемещение оправки 6 и распрямление пружины 9. Затем цикл повторяется, что обеспечивает прерывистую подачу оправки. Таким образом, зная скорость вращения шпинделя, считываемую с тахогенератора, величину подачи, считываемую с датчика 12 и табличные значения угла γ , микропроцессор производит вычисление и подает сигнал на электромотор, подключенный к гидроцилиндру который осуществляет плавную подачу шпинделя, а тот в свою очередь плавную подачу оправки с инструментом.

Ферромагнитная жидкость в устройстве работает по принципу магнитоидкостного уплотнения. Это механическое уплотнение, в котором роль уплотняющего элемента выполняет магнитная жидкость. Магнитоидкостные уплотнения используют в технологическом оборудовании для передачи движения при одновременной герметизации

путем физического барьера в форме магнитной жидкости. Магнитная жидкость в полости удерживается на месте с помощью электрического поля [7].

Микропроцессор самостоятельно синхронизирует подачу и скорость вращения шпинделя по формуле (1):

$$\frac{W}{S} < tg(\gamma + 4), \quad (1)$$

где W – скорость вращения шпинделя, S – величина подачи инструмента, γ – угол между касательной, приложенной к передней поверхности сверла, и плоскостью резания, образованной главной режущей кромкой.

Отношение скорости вращения шпинделя станка к величине подачи сверла должно быть меньше, чем тангенс γ - угла касательной, приложенной к передней поверхности сверла, и плоскости резания, образованной главной режущей кромкой. Значения тангенса угла предварительно задаются в память микропроцессора исходя из параметров применяемого сверла.

Для осуществления автоматизации процесса сверления и управления устройством с помощью микропроцессора была управляющая программа устройства (приложение А) и составлена блок-схема (рис. 2).

В соответствии с разработанным принципом работы устройства, сущность управления устройством микропроцессором заключается в том, что вначале, в качестве исходных данных в память заносится геометрический параметр инструмента – значение тангенса переднего угла сверла (блок 1).

Далее, в блоке 2 производится проверка сигналов с датчиков 12, 14 и 16 на процессор и если сигналы поступают, запускаем нашу систему и выполняем следующую операцию на блоке 3.

В блоке 3 производим измерение показаний датчика 14, и сравниваем с максимальным значением сигнала: если значение сигнала максимально, переходим к блоку 4. Если условие не выполняется, значение сигнала меньше максимального – то переходим к блоку 6.

Блок 4 задействуется, когда условие величины сигнала в блоке 3 выполняется. При контактировании с датчика 14 с упором 15 происходит включение обмотки 7, а следовательно, под действием магнитного поля ферромагнитная жидкость затвердевает, вследствие чего пружина 4 становится жидким звеном, препятствующим перемещению цангового зажима 5, и тем самым перемещению оправки 6 с инструментом влево. Переходим к блоку 5.

Блок 5 выполняет функцию первоначальной проверки положения датчика 12. В блоке 5 происходит сравнение сигнала датчика 12 с максимальным значением. Если значение сигнала меньше максимального, пружина 9 разжата. Следовательно, в процессе сверления происходит перемещение оправки с инструментом влево, и постепенное сжатие пружины 9, тогда переходим к пункту 3. Если значение сигнала максимально, то происходит выключение обмотки, следовательно переходим к блоку 6.

В блоке 6 во время процесса сверления пружина 9 сжимается, следовательно, происходит перемещение оправки с инструментом 6, при этом происходит контакт датчика 14 с упором 15, и сигнал подается на микропроцессор, который в этот момент выключает обмотку 7, и мы переходим к блоку 7.

В следующем блоке 7 происходит считывание информации с тахогенератора 16, а также считывание показания скорости линейного перемещения шпинделя 8, с датчика линейных перемещений 12. Далее переходим к блоку 8.

В блоке 8 выполняем расчет отношения показаний скорости линейного перемещения шпинделя 8, и датчика линейных перемещений 12. Далее переходим к блоку 9.

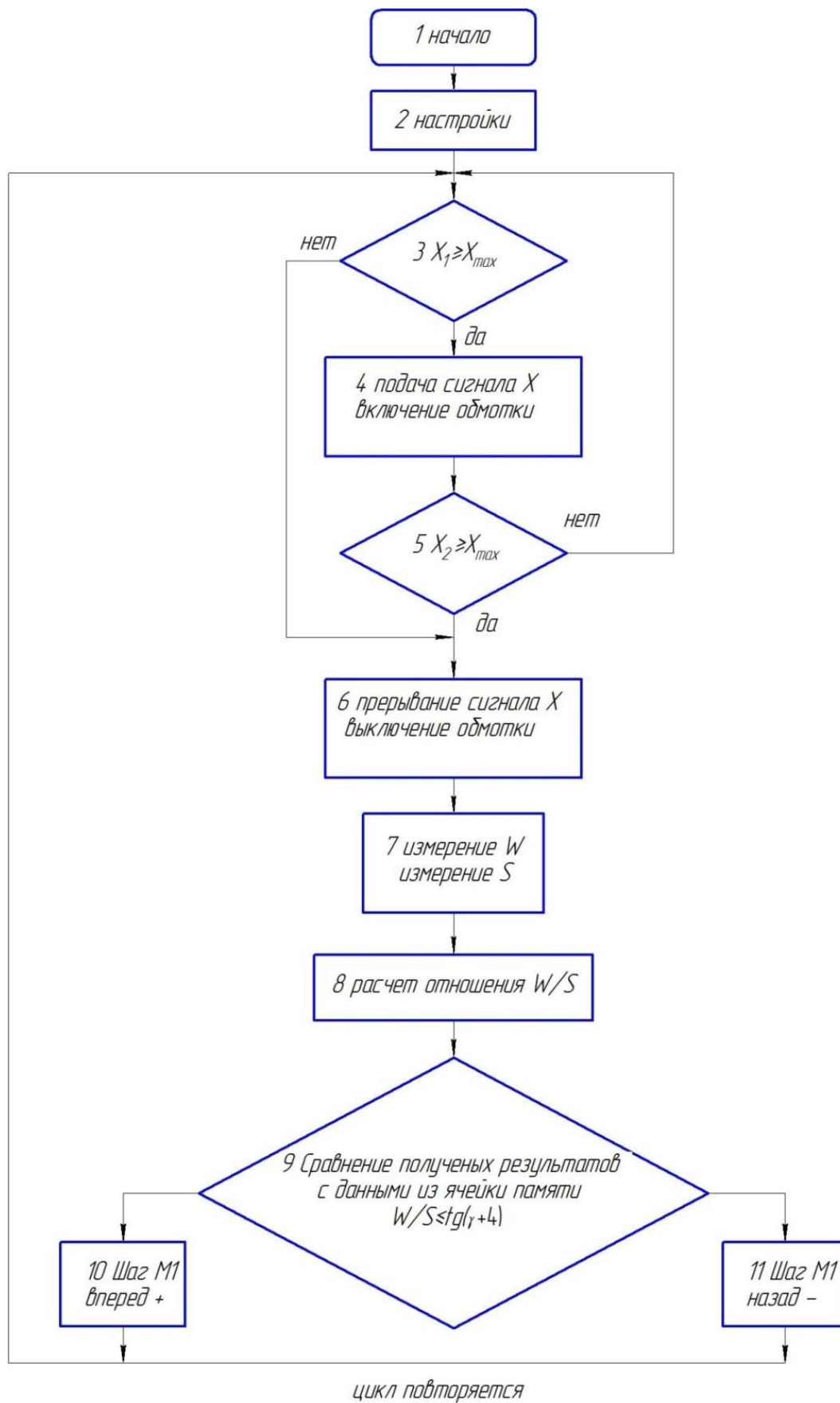


Рисунок 2 – блок-схема алгоритма управления микроконтроллера

В соответствии с блок-схемой, в блоке сравнения 9 производится сравнение отношения этих величин с введенным в память микропроцессора значением тангенса переднего угла сверла. Если условие выполняется – переходим к блоку 10. Если нет – к блоку 11.

Блок 10 управляет электромотором 18, подключенным к дросселю 17. Если отношение скорости вращения шпинделя к величине подачи меньше тангенса переднего угла сверла, то электромотор подает сигнал на дроссель в положительном направлении, тем самым ускоряя подачу шпинделя устройства и как следствие оправки с инструментом.

В другом случае, в блоке 11, осуществляется подача сигнала электромотором на дроссель в отрицательном направлении, когда отношение скорости вращения шпинделя к величине подачи больше тангенса переднего угла сверла, тем самым замедляя подачу шпинделя устройства и как следствие оправки с инструментом.

Выводы

1. Предложена и обоснована рабочая гипотеза, которая объясняет, что вибрационные колебания наложенные извне, стабилизируют процесс прироста переднего угла при врезании, а при выходе из зоны резания уменьшают передний угол сверла, что повышает стойкость инструмента, создает эффект выглаживания и улучшает качество обработки.

2. Для адаптивного управления параметрами вибрационного сверления, в устройство был внедрен ряд датчиков и устройств, таким образом был устранен основной недостаток данного типа устройств – недостаточная автоматизация управления процессом вибросверления.

3. Для обеспечения плавной подачи оправки с инструментом на корпусе устройства был смонтирован гидроцилиндр, который позволил устранить недостаток данного типа устройств - значительные ударные нагрузки на сверло в момент контакта сверла и заготовки.

4. Применение вибрационного резания создает периодический отдых режущей кромки, улучшает условия работы СОЖ. Все это уменьшает температуру в зоне резания и снижает интенсивность воздействия диффузионных явлений, связанных с налипанием обрабатываемого материала на рабочие поверхности инструмента.

Перечень источников литературы: 1. Веремейчук И.С. Сплошное сверление глубоких отверстий М., Оборонгиз, 1940. – 290с. 2. Минков М.А. технология изготовления глубоких точных отверстий. М.-Л., изд-во «Машиностроение», 1965. – 176 с. 3. Подураев В.Н. Обработка резанием с вибрациями.-М.: Машиностроение, 1970. – 350 с. 4. Троицкий Н.Д. «Глубокое сверление», 1971. – 176с. 5. Кумабэ Д. Вибрационное резание: Пер. с яп. С.Л. Масленникова/Под ред. И.И.Портнова, В.В.Белова – М.:Машиностроение, 1985. – 424с. 6. Устройство для вибросверления (Патент SU1237323) <http://www.findpatent.ru/patent/123/1237323.html> 7. Магнитные жидкости в машиностроении /Д. В. Орлов и др.: Под общей ред. Д. В. Орлова, В. В. Подгорнова. — М.: Машиностроение. 1993. -272 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ВИБРАЦИОННОЙ ОБРАБОТКИ
ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ
Иванов И.Н., Горголюк И.В.

Исследованы методы повышения производительности для сверления глубоких отверстий с применением вибрации инструмента. Проанализировано сверление глубоких отверстий, что позволило нам исследовать способы интенсификации процесса глубокого сверления, разработать новую конструкцию устройства для вибрационного сверления.

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВІБРАЦІЙНОЇ ОБРОБКИ
ГЛУБОКИХ ОТВОРИВ
Іванов І.М., Горголюк І.В.

Досліджено методи підвищення продуктивності для свердління глибоких отворів із застосуванням вібрації інструменту. Проаналізовано свердління глибоких отворів, що дозволило нам дослідити способи інтенсифікації процесу глибокого свердління, розробити нову конструкцію пристрою для вібраційного свердління.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF VIBRATING PROCESSING
OF DEEP HOLES
Ivanov I.N., Gorgolyuk I.V.

Investigated the methods of increasing productivity for deep hole drilling by applying vibration to the tool. Analysis of deep hole drilling, allowed us to investigated ways to intensify the process of deep drilling, developed a new design of the device for vibration drilling.

Ключевые слова: производительность, сверление глубоких отверстий, вибрационное сверление

Ключові слова: продуктивність, свердління глибоких отворів, вібраційне свердління

Key words: productivity, deep hole drilling, vibration drilling

Дата подання статті до редакції: 19 листопада 2014 р.

УДК 621.923

Иванов И.Н., Нестеренко В.М.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ РЕЗЬБОНАРЕЗНОГО ИНСТРУМЕНТА.

Введение

Развитие современного машиностроения неразрывно связано с качеством и надежностью применяемого режущего инструмента. Возрастающие требования к качеству и надежности инструмента вызывают необходимость совершенствования технологии его изготовления, на базе применения новых отделочных методов обработки.

Наиболее эффективными видами для обработки инструментов с фасонной рабочей поверхностью являются методы, основанные на использовании эластичной связки или незакрепленного абразива. Одним из таких способов является технология которая широко применяемая при отделочной обработке поверхностей в различных отраслях машиностроения.

Большой вклад в развитие теории и практики магнитно-абразивной обработки внесли такие ученые как Ю.М. Барон [1,4], П.И. Ящерицын [3], П.Ю. Сакулевич [2] и др.

Для инструмента и его геометрии основными факторами, определяющими шероховатость поверхности, являются режимы резания и технологическая среда, в присутствии которой происходит процесс. В данной статье рассматривается процесс магнитно-абразивной обработки метчиков.

Цель исследований

Целью исследований является исследование влияния технологических факторов на качество поверхности при магнитно-абразивной обработке, а именно влияние времени обработки и величины рабочего зазора на шероховатость.

Исследование влияния технологических факторов на качество поверхности

Для достижения поставленной цели проводились однофакторные эксперименты. Варьируя одним технологическим параметром, определялось его влияние на качества поверхности и производительность. Повторяемость эксперимента — 10 раз.

После обработкой образцы были размагничены, для того чтобы исключить влияние магнитного поля во время контроля на измерительные приборы. И также были оценены показатель качества: шероховатость.

Обработка результатов экспериментов осуществлялась на ЭВМ с помощью метода наименьших квадратов.

Решение задачи включает в себя 3 этапа:

1 Выбор вида аналитической зависимости $Y=f(X, C_1, C_2, \dots, C_n)$; $K < N$.

2 Приведение зависимости к линейной относительно коэффициентов $C_1 \dots C_n$.

3 Нахождение коэффициентов C_1, C_2, \dots, C_n .

В результате эксперимента была получена зависимость влияние технологических факторов на шероховатость поверхности

$$Ra = 1.918 \cdot \tau^{-0.232} \cdot \delta^{1.431} \cdot Za^{-0.254},$$

Основная часть

Проанализировав современное состояние окончательной обработки поверхностей деталей можно сделать вывод, что особое внимание уделяется окончательной обработке. Основные и окончательные свойства поверхности формируются при отделочной обработке. Одним из перспективных способов обеспечения высокого качества рабочей поверхности является технология магнитно-абразивной обработки. При этом способе обработки

обеспечивается не только уменьшение шероховатости обрабатываемой поверхности, но и улучшаются физико-механические характеристики поверхностного слоя изделия.

Для финишной обработки метчиков на базе патента [5] было разработано устройство для магнитно-абразивного полирования, схема которого представлена на рисунке 1.

Устройство для магнитно-абразивной обработки (рис.1) содержит корпус 1 и перемещающийся относительно него магнитный индуктор, установленный с возможностью осцилляции, внутри магнитной головки 2 которого размещены верхний 3 с механизмом перемещения и нижний 4 блоки из ряда поочередно расположенных вертикальных магнитов 5 и магнитопроводов 6. Механизм перемещения верхнего 3 блока состоит из крепежного элемента 7 винта, и упругого элемента 8 спиральной пружины. Магниты 5 и магнитопроводы 6 расположены в шахматном порядке рядами и подпружинены, в частности, пружинами 9, относительно монолитной части 10 верхнего 3 блока с возможностью фиксации каждого ряда в нижнем блоке 4 с помощью винтов 11. В корпусе 1 расположена оправка 12, на которой внизу закреплен с возможностью изменения эксцентриситета кривошипный палец 13. Нижняя часть корпуса 1 выполнена в виде направляющих типа «ласточкин хвост», где размещена магнитная головка 2.

Для процесса магнитно-абразивной обработки метчика использовался Метчик М-12х1,25; материал режущей части Р6М5, прямоугольным хвостовиком схема обработки метчика показана на рис.2.

Устройство для магнитно-абразивной обработки работает следующим образом:

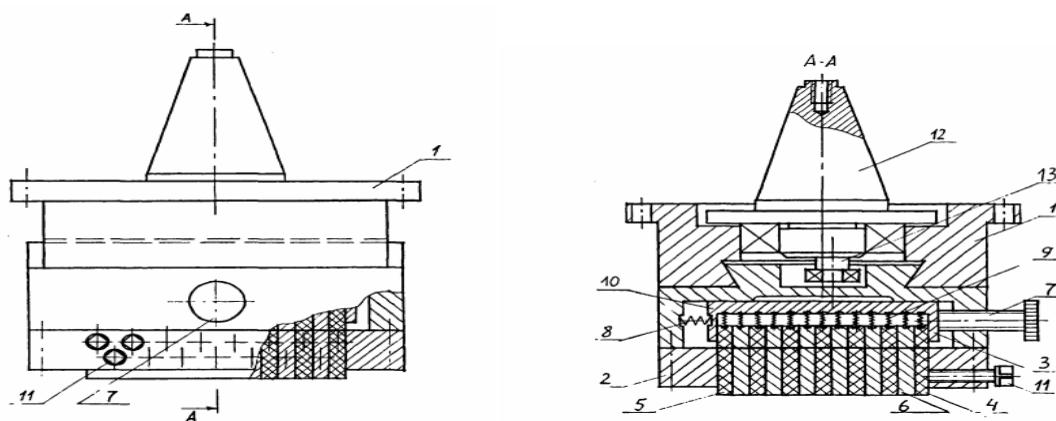


Рисунок 1-Устройство для магнитно-абразивной обработки

Устройство закрепляют в шпинделе станка. Обрабатываемый метчик закрепляли в трехкулачковый патрон делительной головки, установленной на столе станка. При вращении шпинделя станка с оправкой 12 криволинейный палец 13 сообщает магнитной головке 2 осциллирующее движение в горизонтальной плоскости. Включение и выключение магнитного поля в рабочем зазоре между магнитным индуктором и обрабатываемой поверхностью осуществляется смещением верхнего блока 3 относительно нижнего блока 4 на ширину магнита 5 с помощью механизма перемещения, ослабляя или закручивая крепежный элемент 7 и упругий элемент 8.

Вначале рабочая поверхность нижнего блока 4 приводится в соприкосновение с обрабатываемой фасонной поверхностью детали, при этом магниты 5 и магнитопроводы 6, подпружиненные относительно монолитной части 10 верхнего 3 блока, при ослабленных винтах 11, перемещаясь в вертикальном направлении, контактируют с обрабатываемой поверхностью детали. Каждый ряд магнитов 5 и магнитопроводов 6 фиксируется в нижнем блоке 4 с помощью винтов 11. Устройство отводят от обрабатываемой поверхности на величину рабочего зазора. Амплитуда осцилляций регулируется смещением криволинейного пальца 13 относительно оси оправки 12. Величину рабочего зазора и

амплитуду осцилляций для каждой фасонной поверхности определяют экспериментально так, чтобы во время работы не происходило касание рабочей поверхности нижнего блока 4 магнитного индуктора с обрабатываемой фасонной поверхностью.

При обработке метчику сообщается движение - вращение.

В рабочий зазор подается ферромагнитный абразивный порошок, который силами магнитного поля прижимается к обрабатываемой поверхности, а осцилляция магнитной головки сообщает зернам порошка движение, необходимое для полирования.

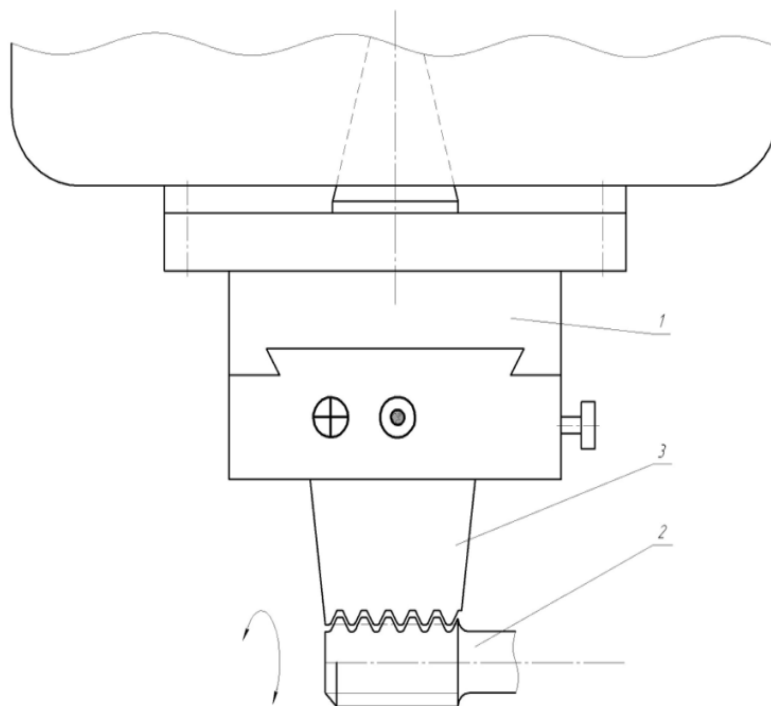


Рисунок 2 -Схема обработки метчика .
1-Корпус устройства; 2-Магнитная головка; 3-Метчик

Выводы

В результате экспериментальных исследований было определено что с увеличением времени обработки в первые 15с происходит интенсивное снижение шероховатости на 30%. При дальнейшем увеличении времени обработки до 60с дальнейшее снижение шероховатости незначительное. Также было установлено, что с увеличением рабочего зазора шероховатость поверхности увеличивается на 15%.

Перечень источников литературы: 1. Барон М. Технология магнитно-абразивной обработки.— Л.: Машиностроение, 1975.— 128 с. 2. Магнитно-абразивное полирование деталей. Сб. статей. Отв. ред. П. И. Яшерицын.— Мн.: БелНИИНТИ, 1976.— 152 с. 3. Сакулевич . и др. Магнитно-абразивная обработка точных деталей.— М.: Высшая школа, 1977.— 287 с. 4. Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов. - Л.: Машиностроение . Ленингр. Отделение, 1986.-176 с. 5. Патент на изобретение АС СССР 848318 — устройство для магнитно-абразивной обработки.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., доц., ДГМА

МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЕ ПОЛИРОВАНИЕ РЕЗЬБОНАРЕЗНОГО ИНСТРУМЕНТА.

И.Н. Иванов, В.М. Нестеренко

В статье рассмотрено применение магнитно-абразивной обработки на финишных операциях при изготовлении метчиков. Приведена устройство для магнитно-абразивного полирования и принципиальная схема магнитно-абразивной обработки метчика. Рассмотрены исследование влияния технологических факторов на качество поверхности .

МАГНІТНО-АБРАЗИВНА ПОЛІРУВАННЯ РІЗЬБОНАРЕЗНОГО ІНСТРУМЕНТУ.

І.М. Іванов, В.М. Нестеренко

У статті розглянуто застосування магнітно-абразивної обробки на фінішних операціях при виготовленні метчиків. Наведено пристрій для магнітно-абразивного полірування і принципова схема магнітно-абразивної обробки мітчика. Розглянуто дослідження впливу технологічних факторів на якість поверхні.

MAGNETIC ABRASIVE POLISHING THREAD-CUTTING TOOLS.

I.N. Ivanov, V.M. Nesterenko

In Article reviewed magnetic abrasion treatment to fynyshing surgery in Production taps. Present devices for magnetic abrasive treatment and principles magnetic circuit abrasion treatment tap. Reviewed Investigation of influence of technological factors on the quality surface .

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, шероховатость , полирование, рабочий зазор , время обработки, устройство для MAO

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, шорсткість, полірування, робочий зазор, час обробки, пристрій для MAO

Keywords: magnetic abrazyvnaya Monitor, sherohovatost, polishing, laboring gap, time treatment, Device for MAO

Дата подання статті до редакції: 26жовтня 2014 р.

УДК 621.923

Кленов О.С.

Фирма «ДиМерус Инженеринг» ООО, г. Харьков, Украина

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕССА ПРИ АБРАЗИВНОЙ И ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКАХ

При окончательной обработке деталей машин, как правило, на обрабатываемых поверхностях возникают различные температурные дефекты (прижоги, микротрещины и т.д.), которые снижают качество обработки и эксплуатационные свойства обрабатываемых поверхностей. Чтобы их исключить, в процессе обработки применяют различные технологические решения, связанные в первую очередь с уменьшением температуры резания за счет повышения режущей способности инструмента и снижения интенсивности трения в зоне резания [1-3]. Однако, несмотря на имеющийся большой опыт в данном направлении, в полном объеме задача снижения тепловой напряженности процесса резания не решена, что требует дальнейших исследований, в особенности математического моделирования температуры резания и условий ее уменьшения. В настоящей работе рассматривается новый теоретический подход к определению температуры резания при абразивной и лезвийной обработках. Проведено сравнение температуры резания при шлифовании и точении и обоснованы условия ее уменьшения.

Традиционно расчет температуры резания производится на основе решения уравнения теплопроводности с учетом действия на обрабатываемой поверхности теплового источника с заданной плотностью теплового потока [4]. При этом движение теплового источника рассматривается лишь вдоль обрабатываемой поверхности, тогда как за счет среза обрабатываемого материала происходит движение теплового источника и вглубь поверхностного слоя материала. Это вносит существенные изменения в закономерности осуществления теплового процесса при резании. В связи с этим важно провести теоретический анализ закономерностей формирования температуры резания при шлифовании и точении, а также других параметров теплового процесса с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали, рассматривая снимаемый припуск в виде множества бесконечно тонких адиабатических стержней, которые перерезаются шлифовальным кругом или резцом в процессе обработки [1].

Для решения поставленной задачи получены аналитические зависимости для определения параметров теплового процесса при шлифовании [5]: времени нагрева адиабатического стержня τ_n , глубины проникновения тепла в адиабатический стержень l_{2n} и температуры резания при шлифовании θ :

$$\tau = -\frac{2}{m} \cdot \sqrt{\tau_n} - \frac{2}{m^2} \cdot \ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}); \quad l_{2n} = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \tau_n}; \quad \theta = \frac{q \cdot l_{2n}}{\lambda}, \quad (1)$$

где $m = 2 \cdot V_{рез} \cdot \sqrt{\frac{c \cdot \rho}{2 \cdot \lambda}}$; $V_{рез}$ – скорость перерезания адиабатического стержня, м/с;

λ – коэффициент теплопроводности материала обрабатываемой детали, Вт/м·К;

c – удельная теплоемкость материала обрабатываемой детали, Дж/(кг·К);

ρ – плотность материала обрабатываемой детали, кг/м³; τ – время контакта движущегося шлифовального круга с адиабатическим стержнем, равное времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня, с;

$q = \sigma \cdot V_{рез}$ – плотность теплового потока, Вт/м²;

σ – условное напряжение резания, Н/м².

Задавая конкретные значения времени нагрева адиабатического стержня τ_n , на основе зависимостей (1) можно определить время перерезания шлифовальным кругом адиабатического

стержня τ . Очевидно, при условии $\sqrt{\tau_n} \rightarrow \frac{1}{m}$ функция $\ln(1 - m \cdot \sqrt{\tau_n}) = \ln 0 \rightarrow -\infty$. Соответственно, время $\tau \rightarrow \infty$. Следовательно, в этом случае время нагрева адиабатического стержня принимает максимальное значение:

$$\tau_n = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}^2}. \quad (2)$$

Параметры l_{2n} и θ изменяются, по сути, по закону изменения времени τ_n . Поэтому максимальные значения этих параметров будут достигаться при значении τ_n , определяемом зависимостью (2). Тогда, подставляя зависимость (2) в зависимости (1), имеем:

$$l_{2n} = \frac{\lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{1}{V_{рез}}; \quad \theta = \frac{\sigma}{c \cdot \rho}. \quad (3)$$

Рассмотрим условия плоского шлифования абразивным кругом радиусом $R_{кр} = 0,2$ м, глубиной шлифования $t = 0,01 \cdot 10^{-3}$ м и удельной производительностью обработки $Q_{y\delta} = 400$ мм²/мин закаленной стали ШХ15: $\lambda = 42$ Вт/(м·градус); коэффициент температуропроводности $a = \lambda / c \cdot \rho = 8,4 \cdot 10^{-6}$ м²/с. Скорость перерезания адиабатического стержня $V_{рез} = Q_{y\delta} / \sqrt{2t \cdot R_{кр}} = 3,33$ мм/с. Условное напряжение резания определяется зависимостью [6]: $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$, где $\sigma_{сж}$ – предел прочности на сжатие обрабатываемого материала (для стали ШХ15: $\sigma_{сж} = 2000$ Н/мм²); $K_{рез} = 0,4$ – коэффициент резания при шлифовании. Тогда $\sigma = 10000$ Н/мм² = 10^{10} Н/м².

Максимальные значения параметров τ_n , l_{2n} и θ , определяемые зависимостями (2) и (3), для принятых исходных данных равны: $\tau_n = 0,378$ с; $l_{2n} = 2,52$ мм; $\theta = 2000$ °С. На рис. 1 приведены графики изменения параметров τ_n , l_{2n} , θ и τ_n / τ в зависимости от времени перерезания шлифовальным кругом адиабатического стержня τ для принятых исходных данных с использованием программного продукта Компас 3D. Из рис. 1,а следует, что с увеличением времени τ время нагрева адиабатического стержня τ_n увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $\tau_n = 0,378$ с. Установлено, что при $\tau_n = 0,375$ с время $\tau = 3,266$ с (табл. 1).

Таблица 1

Расчетные значения τ_n , l_{2n} , θ и τ_n / τ в зависимости от времени τ при шлифовании

τ , с	τ_n , с	l_{2n} , мм	θ , град	τ_n / τ
0,030323	0,025	0,648267	513,8701	0,824448
0,066795	0,05	0,916788	726,7221	0,748565
0,108916	0,075	1,122831	890,0492	0,688607
0,157085	0,1	1,296534	1027,74	0,636598
0,212078	0,125	1,449569	1149,049	0,589405
0,275043	0,15	1,587923	1258,72	0,545369
0,347606	0,175	1,715153	1359,573	0,503444
0,432091	0,2	1,833576	1453,444	0,462865
0,531923	0,225	1,944801	1541,61	0,422994
0,652395	0,25	2,05	1625	0,383203
0,802292	0,275	2,150058	1704,314	0,342768
0,997788	0,3	2,245662	1780,098	0,300665
1,274021	0,325	2,33736	1852,785	0,255098
1,735189	0,35	2,425593	1922,726	0,201707
3,266376	0,375	2,510727	1990,21	0,114806

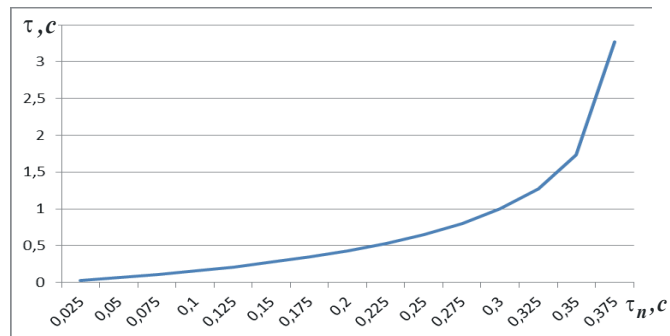
Глубина проникновения тепла в адиабатический стержень l_{2n} (рис. 1,б) с увеличением времени τ увеличивается, асимптотически приближаясь к максимальному значению $l_{2n}=2,52$ мм. При $\tau=3,266$ с параметр $l_{2n}=2,51$ мм (табл. 1). Температура резания при шлифовании θ (рис. 1,в) с увеличением времени τ , аналогично параметру l_{2n} , увеличивается, также асимптотически приближаясь к максимальному значению $\theta=2000$ °С. При $\tau=3,266$ с параметр $\theta=1990$ °С (табл. 1). На рис. 1,г показан характер изменения отношения τ_n/τ от времени τ . Как видно, с увеличением времени τ отношение τ_n/τ уменьшается, принимая при $\tau=3,266$ с значение $\tau_n/\tau=0,1148$ (табл. 1). В этом случае время τ_n в 8,71 раза меньше времени τ .

Приведенные аналитические зависимости (1) были использованы для определения параметров теплового процесса при точении. Скорость перерезания адиабатического стержня при точении определяется: $V_{рез} = V \cdot \text{tg}\beta$ [5], где V – скорость резания, м/с; β – условный угол сдвига обрабатываемого материала. Условное напряжение резания определяется зависимостью [6]: $\sigma = \sigma_{сж} \cdot \text{ctg}\beta$. Тогда с учетом приведенной выше зависимости $\sigma = 2\sigma_{сж} / K_{рез}$, имеем: $K_{рез} = 2 \cdot \text{tg}\beta$. В табл. 2 приведены расчетные значения величин $\sigma/\sigma_{сж} = \text{ctg}\beta$; σ ; $K_{рез} = 2 \cdot \text{tg}\beta$; $V_{рез} = V \cdot \text{tg}\beta$ в зависимости от условного угла сдвига обрабатываемого материала β для исходных данных: $\sigma_{сж}=2000$ Н/мм²; $V=300$ м/с.

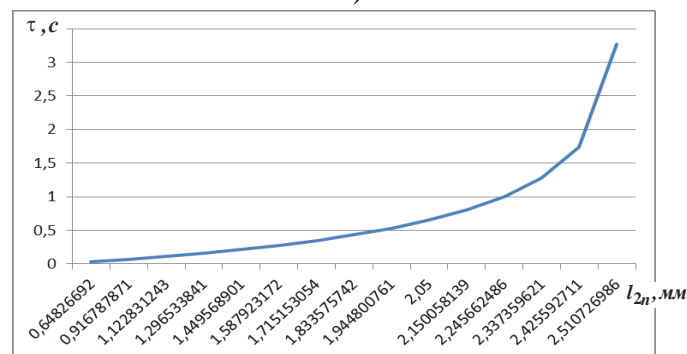
Таблица 2

Расчетные значения $\sigma/\sigma_{сж}$, σ , $K_{рез}$ и $V_{рез}$

β , град.	0	10	20	30	40	45
$\sigma/\sigma_{сж}$	∞	5,68	2,75	1,73	1,19	1
σ , Н/мм ²	∞	11360	5500	3460	2380	2000
$K_{рез}$	0	0,352	0,728	1,154	1,678	2
$V_{рез} \cdot 10^3$, мм/с	0	0,85	1,82	2,92	4,2	5

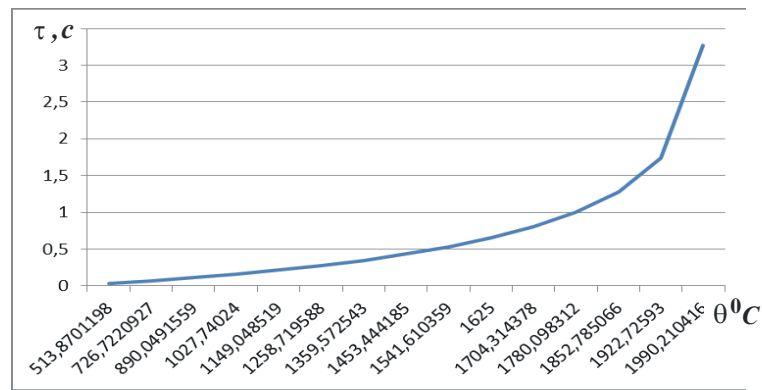


а)

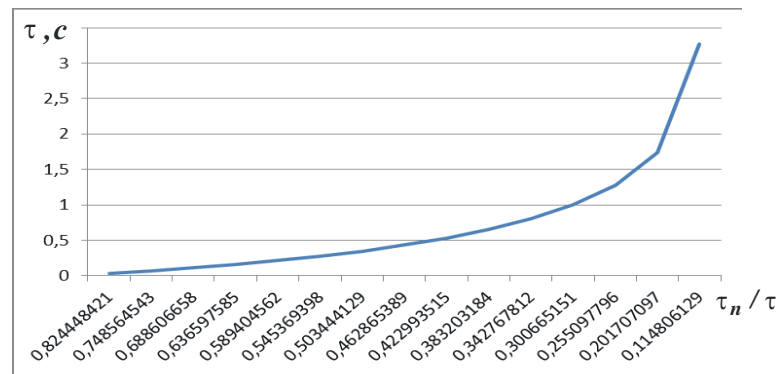


б)

Рисунок 1 – Взаимосвязь параметров τ_n (а), l_{2n} (б), θ (в), τ_n/τ (г) и τ при шлифовании



B)



Г)

Рисунок 1 – Окончание

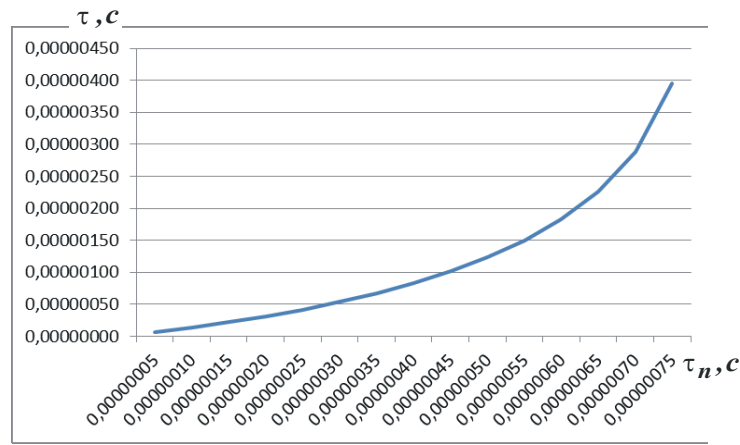
Из табл. 2 следует, что с увеличением условного угла сдвига обрабатываемого материала β условное напряжение резания σ уменьшается, а коэффициент резания $K_{рез}$ при точении, наоборот, увеличивается, принимая при $\beta \geq 30^\circ$ значения, больше единицы, что соответствует условиям лезвийной обработки (точению). Скорость $V_{рез}$ с увеличением угла β также увеличивается, принимая при $\beta = 45^\circ$ наибольшее значение, равное скорости резания V .

С учетом данных, приведенных в табл. 2 для $\beta = 30^\circ$, и зависимостей (1) получены графики изменения параметров τ_n , l_{2n} , θ и отношения τ_n / τ от времени перерезания резцом адиабатического стержня τ (рис. 2, табл. 3).

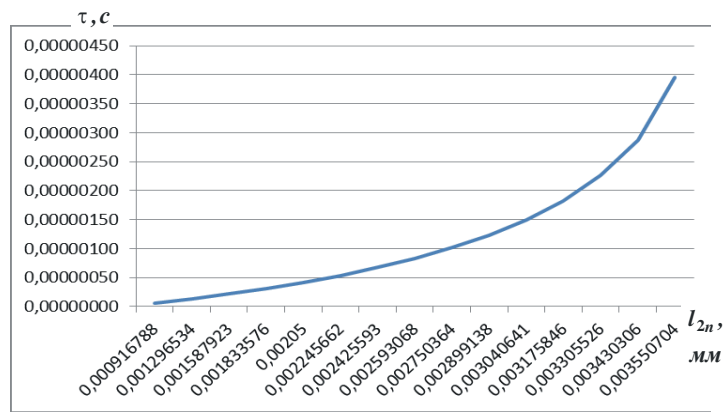
Максимальные значения параметров τ_n , l_{2n} и θ , определяемые зависимостями (2) и (3), для принятых исходных данных равны: $\tau_n = 0,8 \cdot 10^{-6}$ с; $l_{2n} = 3,668 \cdot 10^{-3}$ мм; $\theta = 692^\circ\text{C}$.

Как следует из рис. 2 и табл. 3, параметры τ_n , l_{2n} , θ принимают значительно меньшие значения, чем при шлифовании (табл. 1), что связано с уменьшением условного напряжения резания σ и времени контакта резца с адиабатическим стержнем τ за счет увеличения скорости резания V . Отношение τ_n / τ остается приблизительно таким же, как и при шлифовании.

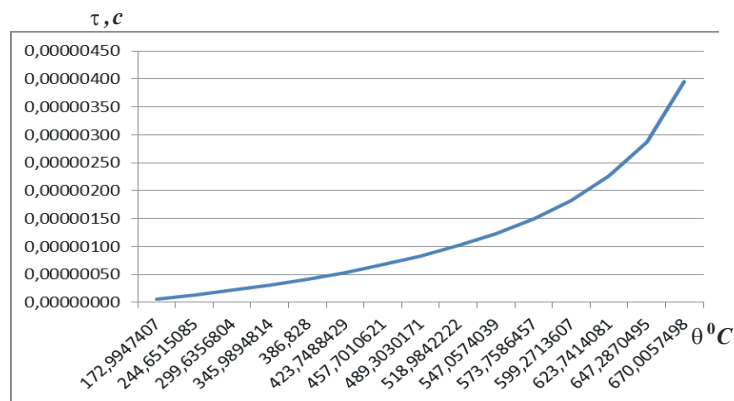
Следовательно, при точении меньше вероятность возникновения температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными.



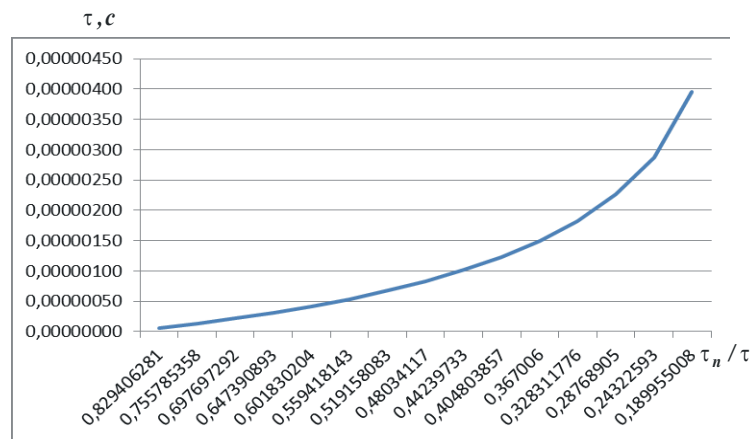
a)



б)



в)



г)

Рисунок 2 – Взаимосвязь параметров τ_n (а), l_{2n} (б), θ (в), τ_n / τ (г) и τ при точении

Таблица 3

Расчетные значения τ_n , l_{2n} , θ и τ_n/τ в зависимости от времени τ при точении

τ , с	τ_n , с	l_{2n} , мм	θ , град	τ_n/τ
0,00000006	0,00000005	0,000917	172,9947	0,829406
0,00000013	0,0000001	0,001297	244,6515	0,755785
0,00000021	0,00000015	0,001588	299,6357	0,697697
0,00000031	0,0000002	0,001834	345,9895	0,647391
0,00000042	0,00000025	0,00205	386,828	0,60183
0,00000054	0,0000003	0,002246	423,7488	0,559418
0,00000067	0,00000035	0,002426	457,7011	0,519158
0,00000083	0,0000004	0,002593	489,303	0,480341
0,00000102	0,00000045	0,00275	518,9842	0,442397
0,00000124	0,0000005	0,002899	547,0574	0,404804
0,00000150	0,00000055	0,003041	573,7586	0,367006
0,00000183	0,0000006	0,003176	599,2714	0,328312
0,00000226	0,00000065	0,003306	623,7414	0,287689
0,00000288	0,0000007	0,00343	647,287	0,243226
0,00000395	0,00000075	0,003551	670,0057	0,189955

Таким образом, используя полученные аналитические зависимости для определения параметров теплового процесса при шлифовании и точении (которые могут быть применены для различных методов механической обработки), появляется возможность прогнозировать условия обеспечения высококачественной и высокопроизводительной финишной обработки деталей машин.

Выводы

Проведен теоретический анализ закономерностей изменения параметров теплового процесса при шлифовании и точении с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали. Установлено, что с увеличением времени перерезания режущим инструментом адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, время нагрева адиабатического стержня, глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и температура резания увеличиваются, асимптотически приближаясь к максимальным значениям. Показано, что при точении максимальные значения этих параметров всегда меньше, чем при шлифовании. Это связано с уменьшением условного напряжения резания и времени контакта резца с адиабатическим стержнем за счет увеличения скорости резания. Поэтому при точении меньше вероятность возникновения температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными. Приведена методика определения параметров силовой напряженности процесса резания и скорости перерезания адиабатических стержней.

Перечень источников литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. "Теплофизика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 4. Моделирование систем: монография / Г.А. Оборский, А.Ф. Дашенко, А.В. Усов, Д.Ф. Дмитришин. – Одесса: Астропринт, 2013. – 664 с. 5. Яценко С.М. Повышение эффективности технологии финишной обработки деталей пар трения поршневых насосов: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технология машиностроения" / С.М. Яценко. – Одесса, 2006. – 21 с. 6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

Рецензент: Клименко Г.П., д.т.н., проф., ДГМА

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕССА ПРИ АБРАЗИВНОЙ И ЛЕЗВИЙНОЙ ОБРАБОТКАХ

Кленов О.С.

Проведен теоретический анализ закономерностей изменения параметров теплового процесса при шлифовании и точении с учетом движения теплового источника вглубь поверхностного слоя обрабатываемой детали. Установлено, что с увеличением времени перерезания режущим инструментом адиабатических стержней, которыми условно представлен снимаемый припуск, время нагрева адиабатического стержня, глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали и температура резания увеличиваются, асимптотически приближаясь к максимальным значениям. Показано, что при точении максимальные значения этих параметров всегда меньше, чем при шлифовании. Это связано с уменьшением условного напряжения резания и времени контакта реза с адиабатическим стержнем за счет увеличения скорости резания. Поэтому при точении меньше вероятность возникновения температурных дефектов на обрабатываемой поверхности, чем при шлифовании, что подтверждается практическими данными. Приведена методика определения параметров силовой напряженности процесса резания и скорости перерезания адиабатических стержней.

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПАРАМЕТРІВ ТЕПЛООВОГО ПРОЦЕСУ ПРИ АБРАЗИВНІЙ І ЛЕЗОВІЙ ОБРОБКАХ

Кленов О.С.

Проведено теоретичний аналіз закономірностей зміни параметрів теплового процесу при шліфуванні й точінні з урахуванням руху теплового джерела вглиб поверхневого шару оброблюваної деталі. Установлено, що зі збільшенням часу перерізування різальним інструментом адиабатичних стержнів, якими умовно представлений припуск, що знімається, час нагрівання адиабатичного стержня, глибина проникнення тепла в поверхневий шар оброблюваної деталі й температура різання збільшуються, асимптотично наближаючись до максимальних значень. Показано, що при точінні максимальні значення цих параметрів завжди менші, ніж при шліфуванні. Це пов'язане зі зменшенням умовного напруження різання й часу контакту різця з адиабатичним стержнем за рахунок збільшення швидкості різання. Тому при точінні менша ймовірність виникнення температурних дефектів на оброблюваній поверхні, ніж при шліфуванні, що підтверджується практичними даними. Наведено методику визначення параметрів силової напруженості процесу різання й швидкості перерізування адиабатичних стержнів.

MATHEMATICAL MODELING OF PARAMETERS OF THE THERMAL PROCESS AND A BLADE AT ABRASIVE PROCESSING

Klenov O.S.

A theoretical analysis of the patterns of change in the parameters of the thermal process for grinding and turning movement in view of the heat source deep into the surface layer of the workpiece were held. It is found that with increasing time of cutting the cutting tool adiabatic rods, which conventionally contains the removable allowance time adiabatic heating rod, the depth of heat penetration into the surface of the workpiece and the cutting temperature increases, approaching asymptotically the maximum values. It is shown that when turning the maximum values of these parameters are always less than when grinding. This is due to a decrease in the conditioned voltage cutting tool and the contact time with the adiabatic core by increasing the cutting speed. Therefore, when turning the temperature is less likelihood of occurrence of defects on the treated surface than when grinding, which is confirmed by practical data. The methods of determining the parameters of the power intensity of the process of cutting and cutting speed adiabatic rods.

Ключевые слова: процесс шлифования, точение, тепловой процесс, температура резания, адиабатический стержень, обрабатываемая поверхность, условное напряжение резания, температурные дефекты

Ключові слова: процес шліфування, точіння, тепловий процес, температура різання, адиабатичний стержень, оброблювана поверхня, умовне напруження різання, температурні дефекти

Keywords: grinding process, turning, thermal process, the cutting temperature, adiabatic rod surface being treated, conventional stress cutting, thermal defects

Дата подання статті до редакції: 16 жовтня 2014р.

УДК 621.91

Клименко Г.П., Пациора А.П., Яворовская Я.И.
ДГМА, ПАТ НКМЗ, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ

Повышение эффективности механообработки в машиностроении существенно связано с созданием прогрессивных конструкций и повышением качества эксплуатации инструментов для глубокого сверления, доля которых весьма значительна в общей номенклатуре режущих инструментов. [1,2,3]

Цель работы – повышение эффективности глубокого сверления путем совершенствования качества конструкции сборных инструментов.

Для определения оптимальной с точки зрения качества конструкции был применен квалиметрический подход. При разработке новой конструкции инструмента для глубокого сверления за аналог была принята головка CoroDrill 800.20 фирмы Sandvik Coromant, имеющая наибольшее значение уровня качества при квалиметрическом исследовании различных конструкций инструментов. Для этой цели разработана иерархическая система свойств, составляющих качество сборного инструмента для глубокого сверления, произведена экспертная оценка качества конструкций головок для глубокого сверления фирмы Sandvik Coromant: CoroDrill 800.20; T-MAX 424.10; T-MAX 424.31; 420.6. Состав экспертной группы из 7 человек – специалисты ПАО НКМЗ и ДГМА.

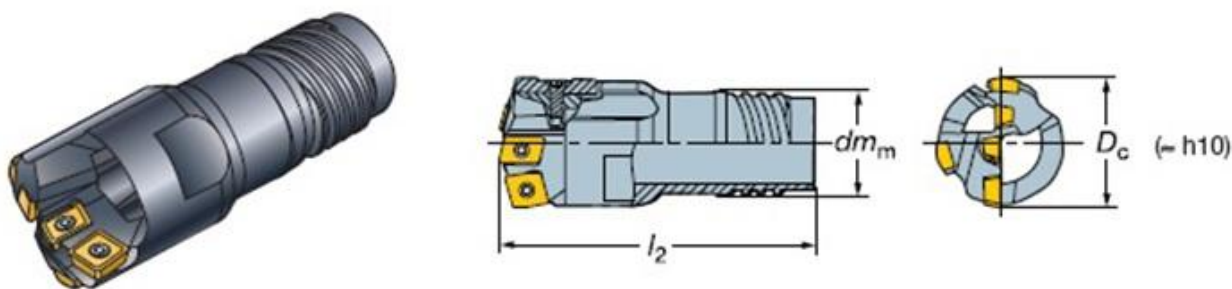


Рисунок 1 – Конструкция головки для глубокого сверления CoroDrill 800.20

Ранжирование свойств, составляющих качество инструментов, показало, что наиболее важными являются: прочность; износостойкость; приспособленность к обслуживанию; приспособленность к ремонту; технологичность.

Исследование работоспособности наилучшей конструкции сверильной головки в условиях ПАТ НКМЗ показало, что в процессе резания и выхода инструмента из отверстия наблюдается неравномерный износ направляющих пластин, особенно повышенный износ нижней направляющей.

С целью усовершенствования конструкции инструмента для глубокого сверления был проведен анализ сил резания, действующих на инструмент.

В процессе резания на режущие пластины в поперечном сечении инструмента действуют тангенциальные и радиальные силы резания, которые преобразуются в результирующую нагрузку. Расположение и геометрия режущих 1,2,3 и направляющих пластин рассчитываются таким образом, чтобы результирующая нагрузка R была направлена по биссектрисе угла между направляющими пластинами 4 и 5. Таким образом, реализуется концепция определенности базирования инструмента в обрабатываемом отверстии [5]. Инструмент надёжно прижимается направляющими пластинами к стенкам обрабатываемого

отверстия, что исключает поперечные колебания и смещение инструмента в процессе резания.

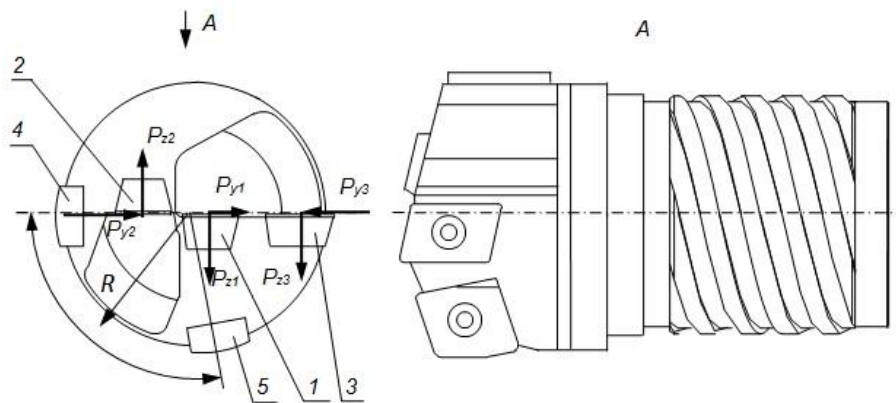


Рисунок 2 – Схема нагружения головки для глубокого сверления отверстий

Для оценки вектора результирующей нагрузки необходимо произвести расчёт сил резания, действующих на каждую режущую пластину.

Режимы резания принимаем в соответствии с рекомендациями [6] для стали 30CrNiMo8 EN10250-3:

Глубины резания t для каждой из пластин определяется исходя из длины режущей кромки и угла в плане по формуле (1):

$$t_i = \frac{l_i \cdot \sin \varphi_i}{K}, \quad (1)$$

где l_i – длина режущей кромки; φ – угол в плане пластины;

K – коэффициент, учитывающий необходимость перекрытия режущих кромок резцов.

Скорость резания на каждой из пластин изменяется по мере удаления от центра сверла. Для расчётов принимаем скорости в точках, соответствующих середине глубины резания для каждой из пластин.

Тогда скорость резания для каждой пластины определяется по формуле (2):

$$v_i = \frac{\pi \cdot D_i \cdot n}{1000}, \quad (2)$$

где n – число оборотов, соответствующее максимальной скорости резания на периферии; D_i – диаметр расположения средней точки глубины резания каждой из пластин.

Для центральной пластины $D1=t1$, для промежуточной – $D2=D1+t1+t2$, для периферийной пластины $D3=D2+t2+t3$.

Определяем силы резания, действующие на каждую пластину в плоскости, перпендикулярной оси инструмента, согласно эмпирическим зависимостям и коэффициентам, приведенным в [7]:

Тангенциальная сила резания: $P_{Z1} = 10C_p t^{x_p} S^{y_p} V^{n_p} K_p$;

Радиальная сила резания: $P_{y1} = 10C_p t^{x_p} S^{y_p} V^{n_p} K_p$.

Полученные значения сил резания применяем для расчёта результирующей нагрузки и реакций на направляющих пластинах, необходимого для анализа результирующей нагрузки на различных этапах сверления.

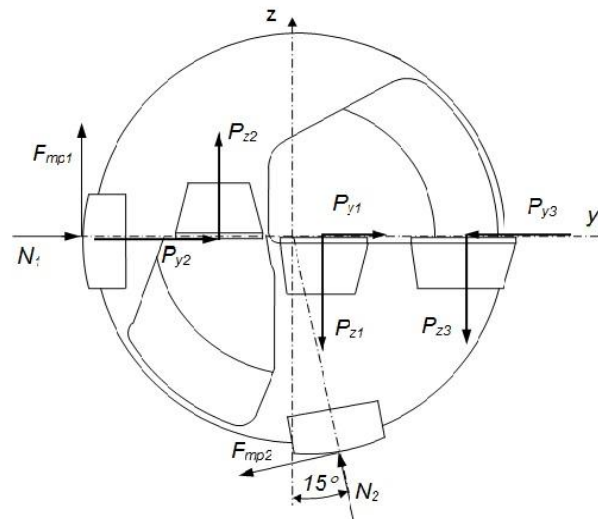


Рисунок 3 – Схема сил, действующих на инструмент

Составим уравнение равновесия сил в проекциях на оси y z (3).

$$\begin{cases} \sum F_z = 0; \\ \sum F_y = 0. \end{cases}$$

$$\begin{cases} -P_{z1} - P_{z3} + P_{z2} + F_{mp1} - F_{mp2} \cdot \sin 15^\circ + N_2 \cdot \cos 15^\circ = 0; \\ -P_{y3} + P_{y1} + P_{y2} + N_1 - F_{mp2} \cdot \cos 15^\circ - N_2 \cdot \sin 15^\circ = 0, \end{cases} \quad (3)$$

где P_{zi} – тангенциальная составляющая сил резания, P_{yi} – радиальная составляющая сил резания, N_i – реакция в направляющей пластине, F_{mpi} – сила трения на направляющей пластине.

$$\begin{cases} N_1 - N_2 \cdot \cos 75^\circ + R \cdot \cos \alpha = 0; \\ N_2 \cdot \cos 15^\circ - R \cdot \sin \alpha = 0. \end{cases}$$

Через реакции на направляющих пластинах определим величину и направление результирующей нагрузки R сил резания, действующей на инструмент при засверливании, сверлении и выходе инструмента из отверстия.

В результате анализа сил резания выявлены два недостатка существующей конструкции:

1. При засверливании инструмента результирующая нагрузка действует в направлении между нижней направляющей пластиной и режущей кромкой периферийной пластины, что приводит к разбивке отверстия.

2. В процессе резания и выхода инструмента результирующая нагрузка направлена преимущественно в направлении нижней направляющей пластины, что приводит к неравномерному износу направляющих пластин и преждевременному износу нижней направляющей пластины.

Для устранения первого недостатка введём в конструкцию инструмента третью направляющую пластину, расположенную в первой четверти по направлению вращения инструмента, как показано на рис.4.

Таким образом, результирующая нагрузка, возникающая при засверливании в плоский торец либо по неровностям, воспринимается двумя направляющими пластинами 1 и 3, что препятствует врезанию периферийной режущей пластины в обрабатываемый материал и разбивке отверстия.

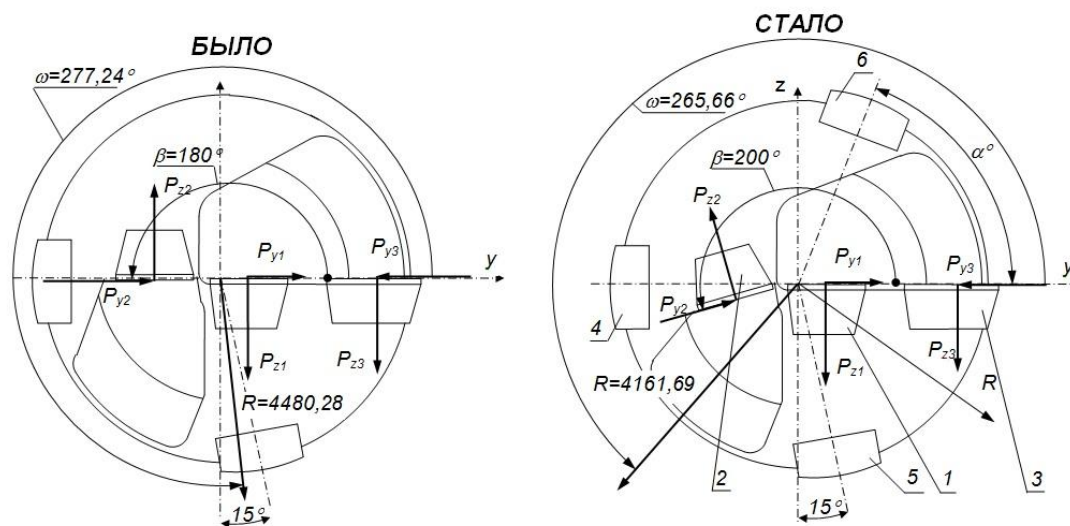


Рисунок 4 – Схема новой конструкции инструмента для глубокого сверления отверстий

Для устранения второго недостатка необходимо задать такое расположение направляющих пластин, при котором вектор результирующей нагрузки будет смещён по направлению биссектрисы угла между направляющими пластинами 4 и 5. Для этого наиболее удобно изменять угол поворота β промежуточной режущей пластины 2. Изменение направления действия составляющих сил резания позволит уменьшить значение угла поворота результирующей нагрузки ω° до значения, соответствующего биссектрисе угла между направляющими пластинами 4 и 5.

Выводы

1. Анализ конструкций головок для глубокого сверления с точки зрения их качества показал, что наибольшие показатели качества имеет головка для глубокого сверления CoroDrill 800.20 фирмы «SANDVIK COROMANT».

2. Анализ сил, действующих на инструмент в процессе врезания, сверления и выхода из заготовки показал, что при врезании инструмента действие результирующей нагрузки приводит к разбивке отверстия. В процессе резания и выхода инструмента направление результирующей нагрузки приводит к неравномерным износу направляющих пластин и преждевременному износу нижней направляющей пластины.

3. Предложены и обоснованы способы устранения выявленных недостатков, использование которых в конструкции головки позволяет снизить результирующую нагрузку, обеспечить минимизацию и равномерность износа направляющих пластин, повысить производительность и качество сверления отверстий.

Перечень источников литературы: 1. Клименко Г.П. Повышение качества процесса эксплуатации сверл для глубокого сверления / Г.П. Клименко, А.Ю. Андронов, М.А. Ткаченко // Резание и инструмент в технологических системах. Межд. научн.- техн. сборник. -Харьков: НТУ «ХПИ», 2005. -Вып.68. -с.267-272. 2. Клименко Г.П. Исследование качества сверл для глубокого сверления на КиДАЗ «Авиант» / Г.П. Клименко, Я.В. Васильченко и др. // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научн. статей. -Краматорск: ДГМА, вып.17, 2005. -с.17-22. 3. Deep hole making tools. Product catalogue / Iscar LTD, 2006. – 106р 4. Кирсанов С.В. Инструменты для обработки точных отверстий. 2-е изд., исп. и доп. / С.В. Кирсанов, В.А. Гречишников, А.Г. Схиртладзе, В.И. Кокарев. - М.: Машиностроение, 2005. - 336 с. 5. Троицкий Н.Д. Глубокое сверление / Н.Д. Троицкий. - Л.: Машиностроение, 1971. - 276с. 6. Deep hole drilling. Product catalogue and application guide / АВ Sandvik Coromant, 2008. – 162р. 7. Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т 2. Под ред. А.Г.Косиловой и Р.К.Мещерякова – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. 496 с.

Рецензент: **Миرونенко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ СБОРНОГО ИНСТРУМЕНТА
ДЛЯ ГЛУБОКОГО СВЕРЛЕНИЯ

Клименко Г.П., Пациора А.П., Яворовская Я.И.

Исследовано качество конструкций инструмента для глубокого сверления. Анализ сил резания, действующих на инструмент, позволил найти пути усовершенствования их конструкций, снизить неравномерность износа, повысить их качество. Проведены необходимые расчеты. Разработана новая конструкция головки для глубокого сверления.

ДОСЛІДЖЕННЯ КОНСТРУКЦІЙ ЗБІРНОГО ІНСТРУМЕНТУ
ДЛЯ ГЛИБОКОГО СВЕРДЛІННЯ

Клименко Г.П., Пациора А.П., Яворовська Я.И.

Досліджена якість конструкцій інструменту для глибокого свердління. Аналіз сил різання, що діють на інструмент, дозволив знайти шляхи удосконалення їх конструкцій, знизити нерівномірність зносу, підвищити їх якість. Проведені необхідні розрахунки. Розроблено нову конструкцію головки для глибокого свердління.

ДОСЛІДЖЕННЯ КОНСТРУКЦІЙ ЗБІРНОГО ІНСТРУМЕНТУ
ДЛЯ ГЛИБОКОГО СВЕРДЛІННЯ

Klimentko G.P., Patsiora A.P., Javorovskaya J.I.

Investigated the quality of construction tools for deep drilling. Analysis of cutting forces, acting on the tool, allowed us to find ways to improve their designs, reduce uneven wear and improve their quality. Carried out the necessary calculations. Developed a new design tool for deep drilling.

Ключевые слова: качество конструкций, износ, головка для глубокого сверления

Ключові слова: якість конструкцій, знос, головка для глибокого свердління

Key words: quality of construction, wear, tool for deep drilling

Дата подання статті до редакції: 28 жовтня 2014 р.

УДК 621.91

Ключко А. А., Годзула И. Г.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЛИЯНИЕ ТОЧНОСТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ВЕРТИКАЛЬНО-ФРЕЗЕРНЫХ ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРОВ НА ИХ ДИНАМИЧЕСКУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ

Несущая система металлорежущего станка должна обеспечивать и сохранять в течение срока службы станка обработку резанием с заданными режимами и требуемой точностью. Исходя из этого, основными критериями работоспособности несущей системы являются жесткость, а также виброустойчивость, обеспечивающая возможность устойчивой работы станка при заданных режимах.

Целью работы является повышение виброустойчивости вертикально-фрезерных обрабатывающих центров на основе диагностирования и оценки точностных характеристик зубчатых колес, входящих в приводы движения.

Во время работы прямозубых колес в их зацеплении возникают динамические процессы, величина и характер которых определяется не только передаваемой мощностью, но и рядом других факторов. Поэтому при поиске способов снижения виброактивности цилиндрических эвольвентных прямозубых передач необходимо базироваться на общих законах теории колебаний и четко представлять основные причины, определяющие характер и интенсивность вибраций, возникающих в зацеплении.

Динамические процессы в эвольвентных прямозубых передачах, порождающие колебательную энергию, условно могут быть подразделены на три группы: динамическое соприкосновение профилей зубьев в процессе пересопряжения, вызываемое упругими деформациями зубьев, упругими деформациями тела зубчатых колес и их опор, а также неточностями изготовления и монтажа зубчатого венца; динамическое взаимодействие профилей зубьев, вызванное колебательным состоянием упругой системы (в целом), в которую входит зубчатая передача; динамическое взаимодействие профилей зубьев, вызванное неравномерностью нагрузки или неравномерным режимом работы двигателя [1]. Возникающие колебания в зубчатых колесах могут сопровождаться различными разрушениями зубьев (рис. 1).

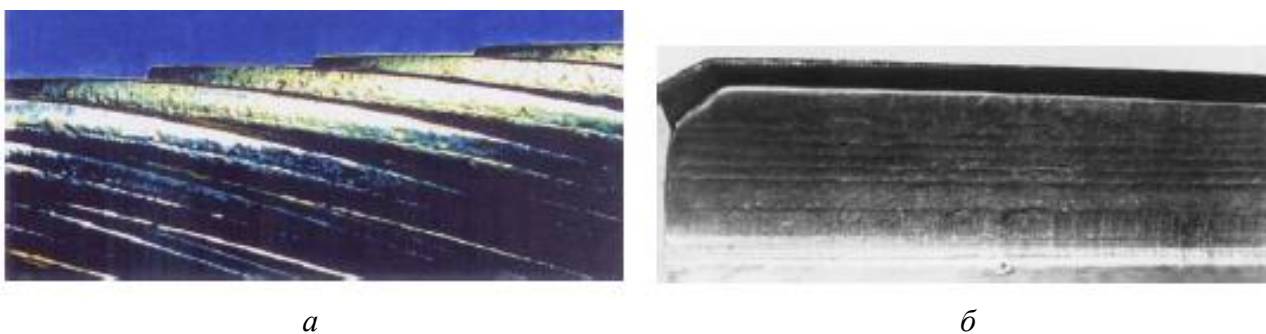


Рисунок 1 – Повреждения зубьев колес: *а* – пластическая деформация при качении;
б – пластическая деформация при ударе

Очевидно, что критерии для оценки виброустойчивости вертикально-фрезерных обрабатывающих центров следует основывать на показателях точности зубчатых колес. Влияние ошибок формы, размеров, положения рабочих профилей зубьев, являющихся причиной погрешности перемещения, проявляется непрерывно по мере вращения колеса. При этом в каждый момент времени проявляется влияние ошибки положения именно той точки профиля, которая в данный момент вышла на линию зацепления и находится в контакте с профилем парного колеса (рис. 2). Относительное угловое положение

контактирующих профилей определяется положением точки контакта на общей нормали к профилям, т.е. для эвольвентных профилей теоретически – на прямой линии зацепления. Следовательно, кинематическую ошибку можно измерить как линейное перемещение на основной окружности [1, 2].

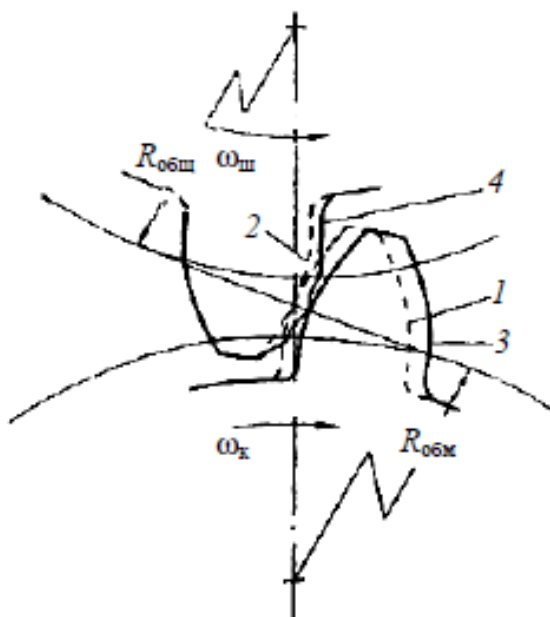


Рисунок 2 – Ошибка положения ведомого колеса: 1 – идеальное положение ведомого колеса; 2 – теоретически точное ведущее колесо; 3 – действительное положение ведомого колеса вследствие ошибок профиля; 4 – профиль ведущего колеса

Математически действующую кинематическую ошибку представляют как:

$$\Delta y = \int_0^x \delta p dx, \quad (1)$$

где y – перемещение ведомого звена, происходящее от перемещения x ведущего;

δp – ошибка радиуса окружности, на которой измеряют y .

Действующая кинематическая ошибка зависит от точности профилей, от размера зубьев, их расположения относительно друг друга и относительно оси вращения. Поэтому эту ошибку рассматривают как комплексную, которую можно разложить на ряд составляющих, зависящих от перечисленных выше ошибок элементов колеса. Ошибки формы, размеров и положения рабочих профилей, измеряемые каждая в соответствующем направлении, могут быть приведены на направление линии действия кинематической ошибки, вследствие чего последнюю и называют приведённой ошибкой [3].

Таким образом, одним из прогрессивных направлений повышения динамической устойчивости вертикально-фрезерных обрабатывающих центров является повышение точности изготовления зубчатых колёс. Увеличение точности изготовления прямозубых колёс высокоскоростных цилиндрических эвольвентных двухступенчатых редукторов с пятой до четвёртой степени понижает общие уровни вибраций редукторов в среднем на 6 дБ. Однако при использовании этого направления следует учитывать, что интенсивность вибраций зависит не только от величины и частоты слагаемых погрешностей прямозубых зацеплений, но и от сочетания погрешности конкретного вида и её величины с конструктивными динамическими характеристиками всего агрегата и с режимами его работы [4].

В современном машиностроении активно совершенствуются конструкции зубчатых передач. Так, применение конструкций зацепления колёс с увеличенной головкой зуба (так называемый "глубокий" профиль), зацеплений сборных колёс со смещёнными друг

относительно друга зубчатыми венцами и др. позволяет улучшить работоспособность и несущую способность зацепления, а также снизить уровень вибрации и шума. Например, применение зубчатых зацеплений зубьев с "глубоким" профилем в применяемом диапазоне передаточных чисел 1,6...4,0 приводит к снижению уровня вибрации до 2,5.. .6,2 децибел.

Выводы

1. Требования к точности и жёсткости фрезерных обрабатывающих центров основываются на величине показателей точности зубчатых колёс. Для установления указанных зависимостей целесообразно принять основными показателями точности колёс действующую ошибку и поэлементные показатели точности: ошибки профиля, шага, накопленную ошибку шага, биение начальной окружности, отклонение направления зуба.

2. Работа выполнена на основании изучения имеющего опыта и обобщения известных результатов и является актуальной при исследовании процессов динамических колебаний металлорежущих станков.

3. Необходимо выбирать рациональную геометрию зацепления, а также оптимальную модификацию зубьев, что уменьшит износ профиля зубьев в процессе эксплуатации приводов, улучшая их динамические характеристики.

Перечень источников литературы: 1. Machine gearing – development and technology. Sigg H. "Proc. Inst. Mech. Eng.", 1990, 204, 7A1. 2. Ванин, В.А. Точность кинематических цепей металлорежущих станков: учебное пособие / В.А. Ванин, А.Н. Колодин, В.Х. Фидаров. – Тамбов: Изд-во ФГБОУ ВПО «ТГТУ», 2011. – 188 с. 3. Денисенко А.Ф., Зубенко В.Л., Болотов Б.Е. Прогнозирование параметрической надежности станочных систем по виброакустическим критериям. Самара: СамГТУ, 2004. 251 с. 4. Вибростабилизирующая обработка крупногабаритных зубчатых колес / Е. В. Мироненко, А. А. Клочко, В. Д. Ковалев [и др.] // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2009. – Вып.25. – С. 90–94.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ВЛИЯНИЕ ТОЧНОСТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС
ВЕРТИКАЛЬНО-ФРЕЗЕРНЫХ ОБРАБАТЫВАЮЩИХ ЦЕНТРОВ
НА ИХ ДИНАМИЧЕСКУЮ УСТОЙЧИВОСТЬ

Клочко А. А., Годзула И. Г.

Требования к точности и жёсткости фрезерных обрабатывающих центров основываются на величине показателей точности зубчатых колёс. Работа выполнена на основании изучения имеющегося опыта и обобщения известных результатов и является актуальной при исследовании процессов динамических колебаний металлорежущих станков.

ВПЛИВ ТОЧНОСТНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗУБЧАТИХ КОЛІС
ВЕРТИКАЛЬНО-ФРЕЗЕРНИХ ОБРОБНИХ ЦЕНТРІВ
НА ЇХ ДИНАМІЧНУ СТІЙКІСТЬ

Клочко О. О., Годзула І. Г.

Вимоги до точності і жорсткості фрезерних обробних центрів ґрунтуються на величині показників точності зубчастих коліс. Робота виконана на підставі вивчення досвіду і узагальнення відомих результатів і є актуальною при дослідженні процесів динамічних коливань металорізальних верстатів.

INFLUENCE OF COGWHEELS PRECISION PARAMETERS
OF VERTICAL MILLING MACHINING CENTERS
ON THEIR DYNAMIC STABILITY

Klochko A.A., Godzula I.G.

Requirements for accuracy and rigidity of milling machining centers are based on the value of indicators of precision gears. This work was based on a review of available experience and generalization of known results and is relevant in the study of processes of dynamic vibration of machine tools.

Ключевые слова: обрабатывающий центр, зубчатое колесо, динамические колебания

Ключові слова: обробний центр, зубчасте колесо, динамічні коливання

Key words: machining center, gear, dynamic vibration

Дата подання статті до редакції: 18 жовтня 2014 р.

УДК 621.91.01

¹Клочко А.А., ²Мироненко Е.В., ²Гузенко В.С., ²Гаков С.А., ³Кравцов А.Н.¹НТУ ХПИ, г. Харьков, Украина;²ДГМА, г. Краматорск, Украина;³ФГАОУ ВПО «УрФУ имени первого президента России Б.Н.Ельцина»,
г. Екатеринбург, Россия

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПЛЕКСНЫХ ПАРАМЕТРОВ ИХ СОСТОЯНИЯ

Рассмотрен один из методов решения задачи многокритериальной оптимизации технологического воздействия на обеспечение эксплуатационных свойств (ЭС) поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес в машиностроении. Приведена система комплексных параметров, обоснование их выбора, элементы функционально-стоимостного анализа при обеспечении эксплуатационных свойств поверхности закаленных крупномодульных зубчатых колес и вероятностной оценки методов ее зубообработки.

В настоящее время качество поверхности регламентируется параметрами в соответствии с ГОСТ 2.308-79 и 2789-73. В тоже время, как показывают научные исследования [1], технологическое обеспечение наиболее эффективно осуществлять с помощью комплексных параметров состояния поверхности. Их выбор, обеспечение при изготовлении, раскрывает новые резервы снижения себестоимости и повышения качества зубчатых колес.

Двухступенчатая схема технологического воздействия на обеспечение ЭС (эксплуатационных свойств) основывается на разделении задач технолога и конструктора с регламентацией комплексных параметров на каждой из этих стадий. А затем с последующим решением задачи выбора оптимального значения ЭС.

Предложена структура модели, на базе которой осуществляется выбор метода и режимов обработки поверхности закаленных крупномодульных зубчатых колес при обеспечении нескольких ЭС, с сохранением традиционных подходов к регламентации поверхности.

Она включает в себя следующие этапы:

1. Определение структуры ЭС, которые предъявляются к закаленным крупномодульным зубчатым колесам и установления формальных численных и граничных значений;
2. Выбор комплексных параметров рабочих эвольвентных поверхностей, их теоретическое обоснование, расчет их численных значений на стадии конструкторской или технологической разработки и их регламентация;
3. Назначение возможных методов обеспечения комплексных параметров на стадии выбора технологического метода зубообработки;
4. Функционально-стоимостной анализ (ФСА) методов обработки с позиции совместного обеспечения необходимых значений ЭС;
5. Расчет режимов и выбор оптимальной технологии зубообработки.
6. Прогнозирование гарантии качества характеристик поверхностей и как следствие закаленных крупномодульных зубчатых колес при выборе данного технологического обеспечения;

При конструировании важной задачей является установление ЭС предъявляемых к закаленным крупномодульным зубчатым колесам. В работе [1] отмечено, что нужно установить лимитирующие ЭС, которые определяют надежность и точность зубчатых колес.

Эти и другие вопросы рассматриваются при решении задачи в блоках 1 – 4 (рис. 1), при этом следует обратить внимание на их численные значения и рациональность назначения.

На этапе конструкторской подготовки производства выбор комплексных параметров, характеризующих ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес можно производить, используя табл. 1.

В табл. 1, H_p – высота сглаживания макроотклонения; W_p – высота сглаживания профиля волнистости; R_p – расстояние от линии выступов до средней линии; S_m – средний шаг неровностей; K^l – коэффициент упрочнения поверхностного слоя; H_{max} – максимальная высота макроотклонения; t_m – относительная опорная площадь неровностей на уровне средней линии; σ_T – предел текучести; E – модуль Юнга; μ – коэффициент Пуассона; $J_{пл}$ – деформационная составляющая; λ – коэффициент, учитывающий влияние поверхностных остаточных напряжений на число циклов нагружения; χ – коэффициент; P – удельное давление на поверхность; γ – безразмерный коэффициент, зависящий от соотношения σ_T/σ_B ; $\sigma_{-1д}$ – предел выносливости детали; σ_{-1} – предел выносливости не упрочненного образца; C – коэффициент жесткости; f – коэффициент трения; M , d и l – параметры соединения: крутящий момент, приложенный к сопряжению, диаметр и длина сопряжения соответственно.

На этом этапе комплексный параметр принимается равным значению параметра в период нормального износа и определяется только физико-механическими свойствами и условиями эксплуатации. Данная задача решается в блоке 5 (рис. 1).

Построение области регламентируемых значений ЭС (ОРЭС) можно проводить с использованием прикладной математики [2]. При обеспечении нескольких ЭС нужно построить для каждого из них свою область ОРЭС и пересечением этих областей друг с другом определить целесообразную область регламентируемых значений ЭС (ЦОРЭС). Эта область будет включать все ЭС, достижение которых, поставил конструктор перед технологом.

По сути дела, это выходная информация конструктора, необходимая технологам, как исходные данные для технологического обеспечения ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес (блок 6, рис. 1).

Для решения задачи оптимизации технологического обеспечения ЭС необходимо определить параметры области ОРЭС (ЦОРЕС):

$$S_{Pij} = (X_{iPij \max} - X_{iPij \min}) \cdot (Y_{jPij \max} - Y_{jPij \min}) \quad (1)$$

$$S_{P\Sigma ij} = (X_{iP\Sigma ij \max} - X_{iP\Sigma ij \min}) \cdot (Y_{jP\Sigma ij \max} - Y_{jP\Sigma ij \min}) \quad (2)$$

Где $X_{iP\Sigma ij \max}$, $X_{iP\Sigma ij \min}$ – минимальные и максимальные значения параметров качества поверхности, являющихся ограничительными функциями области $P_{\Sigma ij}$ (ОРЭС, ЦОРЭС);

$Y_{jP\Sigma ij \max}$, $Y_{jP\Sigma ij \min}$ – минимальные и максимальные значения комплексных параметров состояния поверхности, отражающих ее ЭС.

Задачей технолога, на первом этапе, является предварительное установление финишного этапа зубообработки поверхностей при помощи графовой модели технологического процесса, с использованием вместо среднего арифметического отклонения профиля R_a и качества точности IT , комплексного параметра и качества точности IT .

Также, его задачей является установление диапазона регламентации качества поверхностей на окончательном этапе зубообработки и выявление корреляционных связей между этими параметрами. Все эти задачи решаются в блоке 7 (рис. 1).

$$R_a = f(R_z); R_{max} = \varphi(R_z); t_m = \psi(S_m); t_{mw} = \xi(S_{mw}); W_p = \chi(W_z); \quad (3)$$

$$W_z = F(S_{mw}); W_z = \zeta(W_{max}); H_p = r(H_{max}); \sigma = g(h_\sigma) \quad (4)$$

где f , φ , ψ , ξ , χ , F , ζ , r , g – функции корреляции параметров поверхностного слоя, σ – величина остаточных напряжений на поверхности, h_σ – глубина залегания остаточных напряжений поверхности, остальные параметры – см. табл. 1.

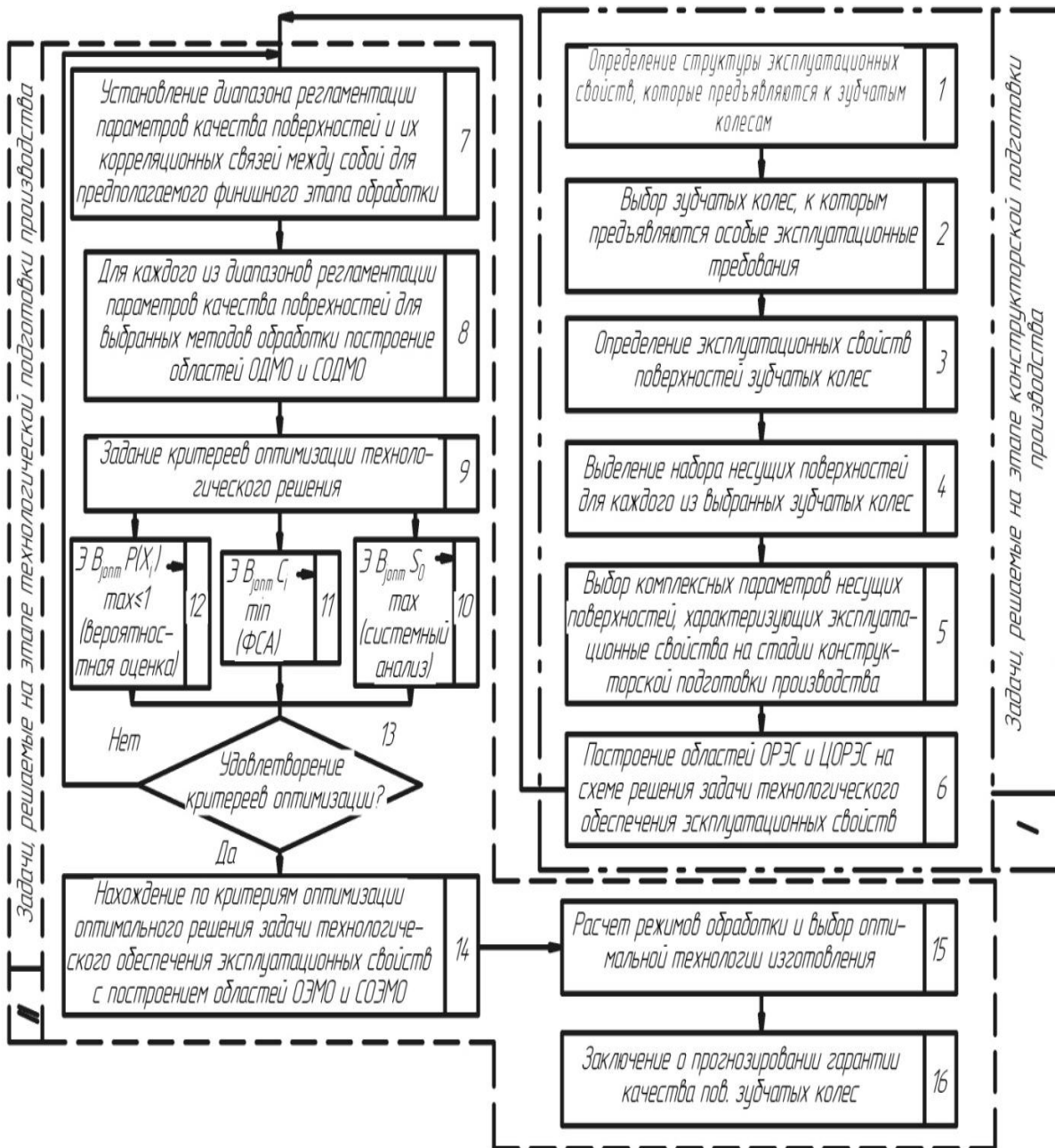


Рисунок 1 – Структура моделирования технологического обеспечения ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес

Далее следует построить схему системной оптимизации (блок 8, рис. 1) технологического обеспечения ЭС (рис. 2) с определением площадей областей ОРЭС, ЦОРЭС, области достижимых значений ЭС метода обработки (ОДМО), совместной области ОДМО (СОДМО), области эффективных значений метода обработки (ОЭМО), совместной области ОЭМО (СОЭМО).

Таблица 1

Комплексные параметры (КП), применяемые при технологическом обеспечении ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес в период нормального износа

Наименование поверхности	КП	Технологическое значение параметров	Расчетно-конструкторское значение параметров
Работающие в условиях выкрашивания активных поверхностей	C_x	$\frac{H_p \cdot W_p \cdot (R_p)^4}{(S_m)^6 \cdot (K^l)^{12}}$	$3375 \cdot \left[\frac{\sigma_T \cdot E}{\pi \cdot (1 - \mu^2)} \right]^3 \cdot \left(\frac{10 \cdot J_{II} \cdot \lambda}{\chi \cdot P} \right)^6$
Работающие в условиях отслаивания поверхностных слоев зубьев	Π	$\left[\frac{R_p \cdot W_p \cdot H_p}{(K^l)^{0,5}} \right]^{\frac{1}{3}}$	$\left[\frac{\sigma_T \cdot J_{III}^6}{1.7 \cdot P} \right]^{\frac{1}{6}}$
Работающие в условиях поломки зубьев	H	$\frac{R_a^2 \cdot K^l}{W_z \cdot H_{\max}}$	$\frac{P}{A \cdot \sigma_T}$
Работающие в условиях абразивного износа зубьев	$И$	$\frac{R_a}{S_m \cdot K^l}$	$\frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_T \cdot (1 - \mu^2)}{E}$
Работающие в условиях пластических деформаций зубьев	$Д$	$\frac{K^l \cdot S_{mw}^{0,4} \cdot R_a}{W_a^{0,2} \cdot S_m \cdot t_m}$	$\frac{\gamma^{0,2}}{13.5} \cdot \left[\frac{\sigma_{-1d}}{\sigma_{-1}} - 1 \right]$
Работающие в условиях заедание	C_M	$R_p + W_p + H_p$	$\Delta - 2 \cdot 10^3 \cdot \frac{M}{\pi d l f} \cdot \frac{C}{E}$

На рис. 3 показана схема задачи функционально-стоимостного анализа (ФСА) и методов обработки с позиции совместного обеспечения необходимых значений ЭС

$$S_{Dij} = (K_{ij \max} - K_{ij \min}) \cdot \int_{X_{ij \min}}^{X_{ij \max}} f(X_i) dX_i \quad (5)$$

$$S_{D\Sigma ij} = \sum_{\psi=1}^e [K_{BD\Sigma ij} \cdot f_{BD\Sigma ij}(X_i) - K_{HD\Sigma ij} \cdot f_{HD\Sigma ij}(X_i)] \quad (6)$$

$$S_{A\Sigma ij} = \sum_{\psi=1}^t [K_{BA\Sigma ij} \cdot f_{BA\Sigma ij}(X_i) - K_{HA\Sigma ij} \cdot f_{HA\Sigma ij}(X_i)] \quad (7)$$

Где ψ - количество пересеченных множеств; X_i - значения i -го параметра, значения которого регламентируются и откладываются на оси абсцисс (параметр качества поверхности); K_{ij} - коэффициент, отражающий влияние не рассматриваемых j комплексных параметров при i регламентируемом параметре качества поверхности [2]. $f_{HD\Sigma ij}(X_i)$, $f_{BD\Sigma ij}(X_i)$ - приведенная к j показателю функция нижней и верхней кривой, ограничивающая область $D_{\Sigma ij}$; $f_{HA\Sigma ij}(X_i)$, $f_{BA\Sigma ij}(X_i)$ - приведенная функция нижней и верхней кривой, ограничивающая область $A_{\Sigma ij}$ по регламентируемому параметру; $K_{BD\Sigma ij}$, $K_{HD\Sigma ij}$ - приведенные значения коэффициентов отражающих влияние прочих параметров при верхней и нижней функциях, ограничивающих область $D_{\Sigma ij}$; $K_{BA\Sigma ij}$, $K_{HA\Sigma ij}$ - приведенные значения коэффициентов, учитывающих влияние прочих параметров при верхней и нижней функциях, ограничивающих область $A_{\Sigma ij}$; e - количество образованных множеств СОДМО; t - количество образованных множеств СОЭМО.

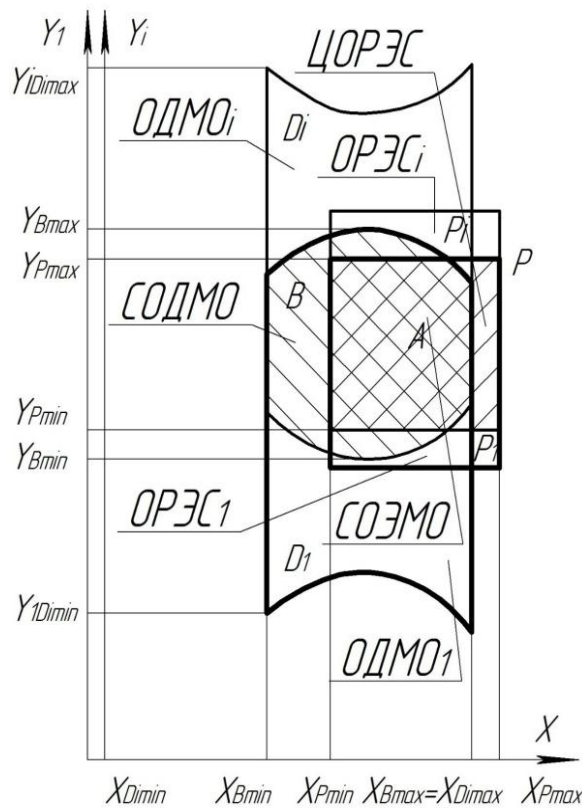


Рисунок 2 – Схема системной оптимизации обеспечения нескольких ЭС

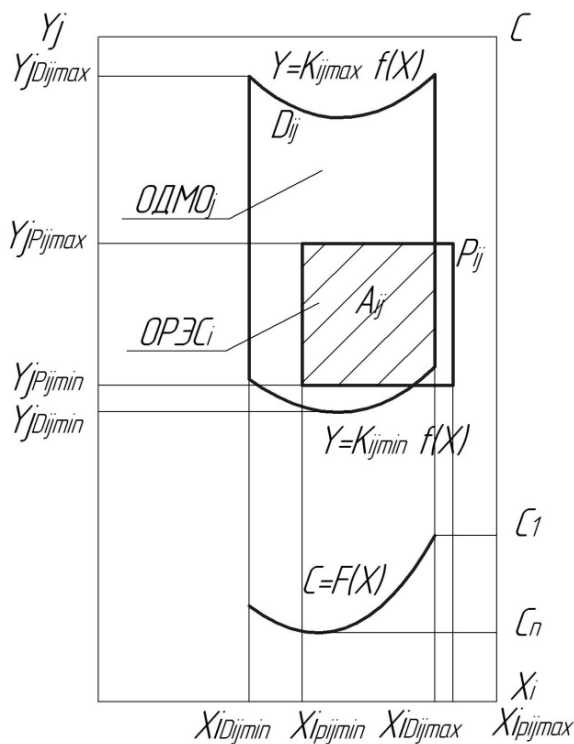


Рисунок 3 – Схема задачи ФСА

Для оптимизации технологического обеспечения ЭС, при регламентации одновременно двух параметров качества поверхности, учитываются корреляционные связи между ними (3) и (4). Эту задачу стоит решать не в двумерной системе координат, а используя пространственное моделирование. В качестве примера выбрано обеспечение ЭС с

использованием комплексного параметра для поверхностей, работающих в условиях линейного износа (табл. 1). Графически область *ОДМО* можно построить при помощи математического пакета *MathCAD* (рис. 4 и рис. 5).

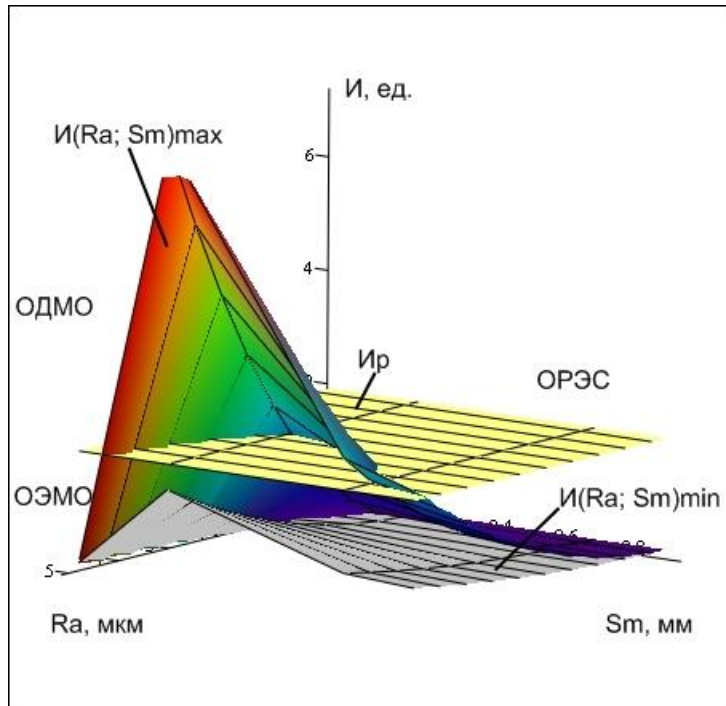


Рисунок 4 – Область *ОДМО* для зубообработки червячной модульной фрезой при регламентации S_m и R_a

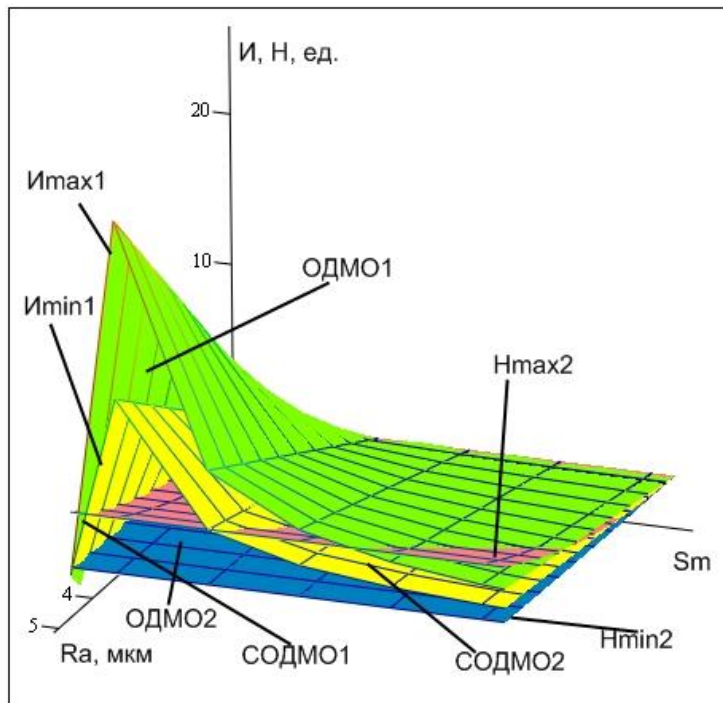


Рисунок 5 – Область *СОДМО* при регламентации параметров S_m и R_a

Объем области ОДМО:

$$\begin{aligned}
 V_{\text{ОДМО}} &= \iint_{D_1 S_m \cdot K_{\max}^{|} } \frac{R_a}{dR_a} dS_m - \iint_{D_1 S_m \cdot K_{\min}^{|} } \frac{R_a}{dR_a} = \\
 &= \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \left[\frac{R_a}{K_{\max}^{|} } \cdot \left(\ln \frac{K_{f2} \cdot m \sqrt{R_a}}{K_{f1} \cdot n \sqrt{R_a}} \right) \right] dR_a - \int_{R_a^{\min}}^{R_a^{\max}} \left[\frac{R_a}{K_{\min}^{|} } \cdot \left(\ln \frac{K_{f2} \cdot m \sqrt{R_a}}{K_{f1} \cdot n \sqrt{R_a}} \right) \right] dR_a \quad (8)
 \end{aligned}$$

где $V_{\text{ОДМО}}$ - объем области *ОДМО*

K_{fi} – коэффициент корреляции;

n, m – показатели степени;

С помощью критериев оптимизации технологического обеспечения ЭС (рис. 1) нужно определить удовлетворяет ли данный метод обработки на финишном этапе максимальности значения площади области *СОЭМО* из всех выбранных методов, минимальности затрат (ΦCA) и максимального значения вероятности $P(A)$ для данного метода обработки (блоки 9 – 14, рис. 1). Если нет, то следует вернуться к определению финишного этапа обработки или методу обработки на финишном этапе, а также смене регламентируемого параметра качества поверхности (блок 7, рис. 1).

Область *ОРЭС* обозначим как A , *ОДМО* – D , *ОЭМО* – B (Рис. 3). Используя теорию множеств, авторами сформулированы высказывания, отражающие критерии оптимизации технологического обеспечения нескольких ЭС поверхностей деталей:

1. Для каждого метода зубообработки ($MЗ$) на финишном этапе существует ограниченный набор (множество) областей D , для каждого из которых существует функция затрат C_i ;
2. Из множества областей B найдется такая область *ОЭМО* (одна), которая будет удовлетворять трем критериям:
 - 2.1. Будет иметь максимальное значение площади пересечения *ОДМО* и *ОРЭС* (S_D);
 - 2.2. Будет иметь минимальное значение функции затрат C_i ;
 - 2.3. Будет иметь максимальную вероятность обеспечения ЭС для данного $MЗ$;
3. Эта область *ОЭМО*, удовлетворяемая критериям 2.1, 2.2 и 2.3, будет оптимальной с точки зрения технологического обеспечения ЭС.

Математически это может быть выражено так:

$$1. \forall MO \exists D \in C; \quad 2.1. \exists_B B_{\text{jonm}} S_D \rightarrow \max \quad (9)$$

$$D = \{D_1, D_2, D_3, \dots, D_i\}; \quad 2.2. \exists_B B_{\text{jonm}} C_i \rightarrow \min \quad (10)$$

$$C = \{C_1, C_2, C_3, \dots, C_i\}; \quad 2.3. \exists_B B_{\text{jonm}} P_i(A) \rightarrow \max \quad (11)$$

$$C_i = F(x_i); \quad A \cap D = B; \quad B = \{B_1, B_2, B_3, \dots, B_j\}; \quad B_{\text{onm}} \in B;$$

Нужно помнить, что область *СОЭМО* является выходной информацией, необходимой для выполнения ΦCA и вероятностной оценки (BO) метода зубообработки. Не только ее площадь, но и положение в системе координат, играет существенное значение в обеспечении ЭС поверхности. Т.к. проецирование экстремумов из этой области на функцию затрат определит величину издержек при данном методе обработки. А положение кривой распределения параметров качества поверхности по отношению к области *СОЭМО* определит вероятность обеспечения ЭС поверхности выбранным методом зубообработки.

Параметры качества поверхности R_p, S_m, R_a и др. представляют собой функцию случайной величины, эти рассуждения относятся к области достижимых значений комплексного параметра при рассматриваемом методе зубообработки D , а область P , является равновероятной.

Вероятность $P(A)$ для рассматриваемого метода обработки области *ОЭМО* может быть определена так (при независимости параметров качества поверхности, рис. 6):

$$P(A)_T = \frac{0,63-0,1}{0,8-0,1} - \frac{1}{0,8-0,1} \cdot \int_{0,385}^{0,63} \int_{\frac{0,016}{x}}^{0,416} f(K) dK = \frac{1}{0,7} \cdot \left[0,53 - 0,01 \int_{0,385}^{0,63} \left(\frac{x}{0,016} - \frac{1}{0,416} \right) dx \right] = 0,66$$

Двумерное нормальное распределение параметров качества поверхности R_a и W_a , для случая независимости (некоррелированности) этих параметров имеет вид [2], приведенной на рис. 7.

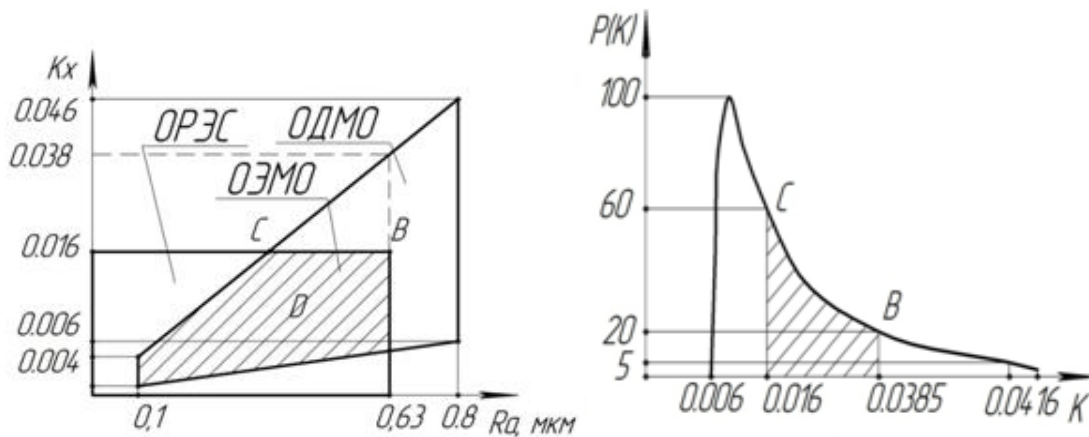


Рисунок 6 – Функция плотности вероятности F(K) для зубообработки

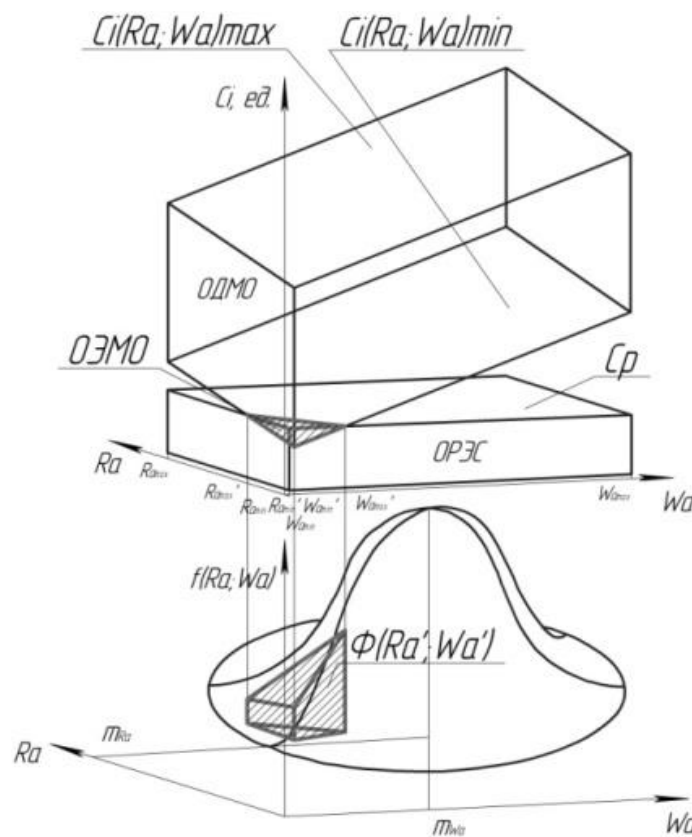


Рисунок 7 – Схема задачи выбора метода обработки при регламентации двух параметров качества поверхности

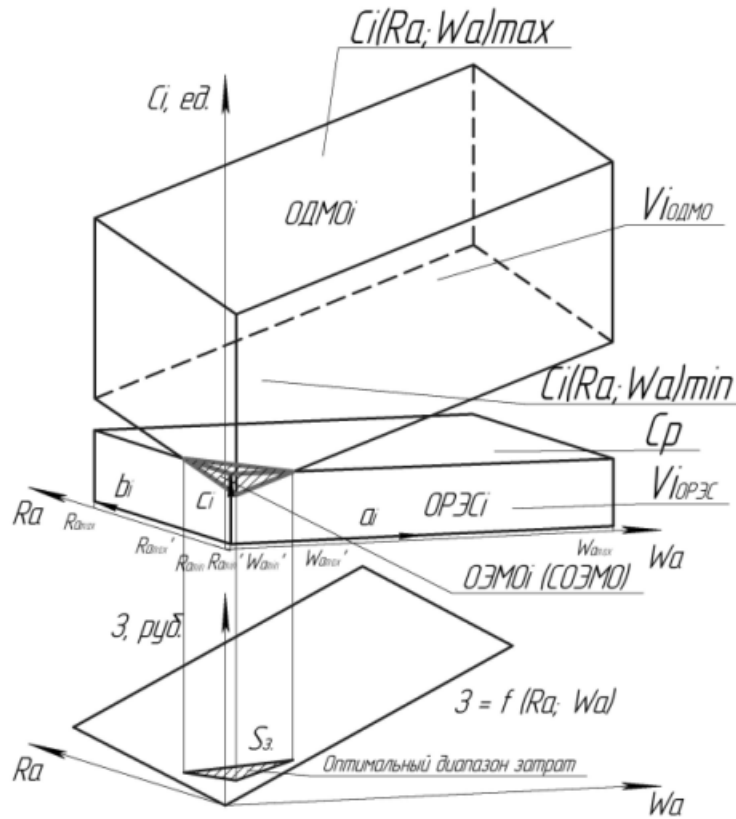


Рисунок 8 – Выбор оптимального диапазона затрат при обеспечении ЭС поверхностей зубчатых колес

При проецировании поверхности $ОЭМО_i$ на поверхность плотности распределения эта поверхность усекается и находится в интервалах $(R_{amin} \leq R_a \leq R_{amax})$ и $(W_{amin} \leq W_a \leq W_{amax})$. Плотность распределения (рис. 7):

$$F(R_a; W_a) = \frac{1}{\gamma \cdot \lambda} \cdot \left\{ \Phi\left(\frac{R_a}{\sigma_{R_a}}\right) - \Phi\left(\frac{R_{amin}}{\sigma_{R_a}}\right) \right\} \cdot \left\{ \Phi\left(\frac{W_a}{\sigma_{W_a}}\right) - \Phi\left(\frac{W_{amin}}{\sigma_{W_a}}\right) \right\} \quad (12)$$

$$\gamma = \Phi\left(\frac{R_{amax} - m_{R_a}}{\sigma_{R_a}}\right) - \Phi\left(\frac{R_{amin} - m_{R_a}}{\sigma_{R_a}}\right) = \Phi(R_{amax}^*) - \Phi(R_{amin}^*)$$

$$\lambda = \Phi\left(\frac{W_{amax} - m_{W_a}}{\sigma_{W_a}}\right) - \Phi\left(\frac{W_{amin} - m_{W_a}}{\sigma_{W_a}}\right) = \Phi(W_{amax}^*) - \Phi(W_{amin}^*)$$

где $(1 - \gamma)$ – степень усечения интервала $(R_{amin} \leq R_a \leq R_{amax})$;

$(1 - \lambda)$ – степень усечения интервала $(W_{amin} \leq W_a \leq W_{amax})$;

Φ – функция Лапласа;

m_{R_a} , m_{W_a} – математические ожидания соответственно случайных величин параметров R_a и W_a ;

σ_{R_a} , σ_{W_a} – средние квадратические отклонения соответственно случайных величин параметров R_a и W_a соответственно.

$$P\{(R_a; W_a) \in D\} = \iint_D F(R_a; W_a) dR_a dW_a, \quad (13)$$

где P – вероятность попадания случайной величины параметров качества R_a и W_a в область D .

Для обеспечения ЭС при задании ограниченного набора параметров качества поверхности вероятность для выбранного метода зубообработки определится так:

$$P(R_{ij}) = \prod_{i=1}^n P(R_i) \quad (14)$$

Где $P(R_i)$ – вероятность обеспечения ЭС при регламентации i -го параметра состояния поверхностного слоя.

Назначение режимов зубообработки, обеспечивающей заданные ЭС (блок 15, рис. 1). Для определения режимов обработки используются эмпирические уравнения параметров состояния поверхностного слоя:

$$(R_a, R_p, S_m) = f(S; \vartheta; r; \gamma) \quad (15)$$

Где S – подача, мм/об.; v – скорость резания, м/мин.; r и γ – параметры режущего инструмента, радиус режущей кромки и передний угол соответственно.

Для обеспечения ЭС используются критерии оптимизации в виде неравенства (табл. 1):

$$[П] \leq П \quad (16)$$

где $П$ – расчетно-конструкторское значение комплексного параметра $П$; $[П]$ – значение комплексного параметра $П$, достижимого зубообработкой поверхности.

Таким образом, выражение (16) будет иметь вид:

$$\left[\frac{R_p \cdot W_p \cdot H_p}{(K^I)^{0.5}} \right]^{\frac{1}{3}} \leq \left[\frac{\sigma_T \cdot (J_{ПЛ.})^6}{1.7 \cdot P} \right]^{\frac{1}{6}} \quad (17)$$

Выразив из (16) не регламентируемый параметр шероховатости R_p и подставив его в соотношение (17) находится оптимальная скорость резания v и число оборотов шпинделя n , которая обеспечит заданные конструктором ЭС:

$$n \geq \frac{60 \cdot 10^3}{\pi \cdot D} \cdot \left[K_0 \cdot W_p \cdot H_p \cdot \frac{S^{K_1}}{r^{K_2}} \cdot \left(\frac{1.7 \cdot P}{\sigma_T \cdot (J_{ПЛ.})^6 \cdot K^I} \right)^{\frac{1}{2}} \right]^{\frac{1}{K_3}} \quad (18)$$

В дополнение к трем критериям оптимизации (2.1 – 2.3), рассмотренным выше, можно добавить еще и следующие, на основании рассмотренных рассуждений:

$$\begin{aligned} PO &= \{PO_1, PO_2, PO_3, \dots, PO_n\}; & GI &= \{\text{Э}GI_1, \text{Э}GI_2, \dots, \text{Э}GI_m\}; & Z &= \{\text{Э}Z_1, \text{Э}Z_2, \dots, \text{Э}Z_r\}; \\ \exists_B B_{j.onm} PO_n &\rightarrow onm.; & \exists_B B_{j.onm} GI_m &\rightarrow onm.; & \exists_B B_{j.onm} Z_r &\rightarrow onm.; \\ TC &= \{TC_1, TC_2, TC_3, \dots, TC_t\}; & Y\text{Э} &= \{\text{Э}Y\text{Э}_1, \text{Э}Y\text{Э}_2, \text{Э}Y\text{Э}_3, \dots, \text{Э}Y\text{Э}_k\}; \\ \exists_B B_{j.onm} TC_t &\rightarrow onm.; & \exists_B B_{j.onm} Y\text{Э}_k &\rightarrow onm.; \end{aligned}$$

2.4. Множество оптимальных режимов обработки (РО) поверхности для обеспечения ЭС; 2.5. Множество оптимальных параметров геометрии инструмента (ГИ) при обработке поверхности для обеспечения ЭС рассматриваемым МО; 2.6. Множество оптимальных параметров заготовки (З) для рассматриваемой поверхности при обеспечении ЭС предложенным МО; 2.7. Множество оптимальных параметров технологической системы (ТС) при обработке поверхности для обеспечения ЭС рассматриваемым МО; 2.8. Множество оптимальных параметров условий эксплуатации (УЭ) поверхности, которые обеспечиваются заданным МО.

Не имея информации о всем технологическом процессе изготовления зубчатых колес, за функцию стоимости можно взять приведенные затраты на выполнение перехода (рис. 8):

$$Z = \left(\frac{t_{ш.-к.i} \cdot (C_{cf} + Z_{сэ})}{60} + \frac{Z_{II}}{N_T} \right) \cdot N_i \quad (19)$$

где C_{cf} – часовая тарифная ставка f -го разряда станочника, грн.; N_i – годовая программа выпуска i -го изделия; Z_{II} – затраты на эксплуатацию инструмента за период его стойкости,

грн.; N_T – количество зубчатых колес, обработанных за период стойкости инструмента, шт.; $Z_{СЭ}$ – затраты на содержание и эксплуатацию оборудования в течении часа его работы, грн; $t_{ш.к.}$ – штучно-калькуляционное время, мин.

В свою очередь приведенные затраты метода механической зубообработки определяются по штучно-калькуляционному времени, которое является функцией основного времени и как следствие частоты вращения шпинделя n и подачи S : $t=f(n; S)$. Функция затрат представляет собой зависимость двух переменных параметров качества поверхности и может рассматриваться как поверхность затрат (рис. 8) (например, $Z = f(H_{max}; R_a)$). Схема решения задачи ФСА представлена на рис. 3.

По приведенным выше зависимостям можно, на основании ограничения (16), провести оптимизацию режимов резания, для выбранного метода зубообработки (рис. 9). В дополнении к ограничениям (рис. 9) подач и чисел оборотов шпинделя по мощности привода станка, прочности его механизмов подач и главного движения, максимальных и минимальных возможных их значений, добавляется ограничение по возможности обеспечения ЭС обрабатываемой поверхности (16).

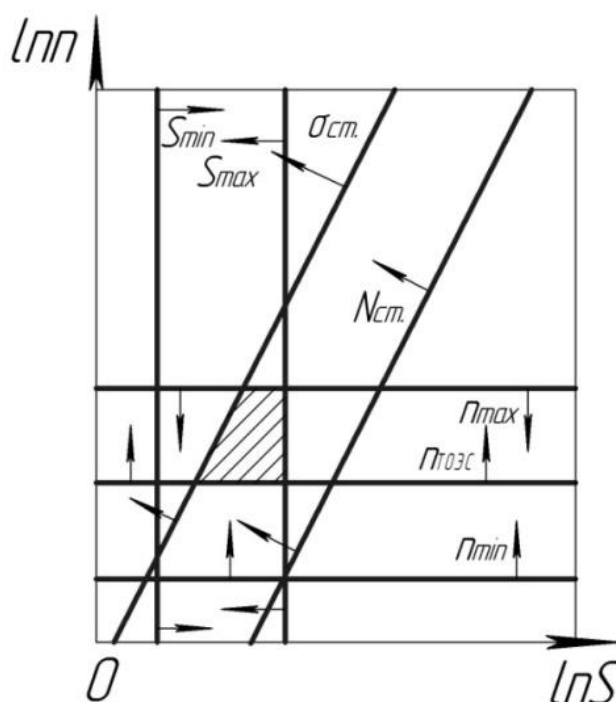


Рисунок 9 – Оптимизация режимов зубообработки

При регламентации не одного R_z параметра шероховатости поверхности необходимо использовать не плоские графические корреляционные зависимости этих параметров с режимами обработки, а объемные (рис. 10), представляющие собой поверхности в системе координат: $PR_z W_z$, $V_n R_z W_z$, $S_n R_z W_z$ и др.

Следовательно, выбор оптимальной технологии (блок 15, рис. 1) изготовления является сложной многовариантной задачей. Выбор параметров, обеспечивающих ЭС поверхности, можно проводить в строгом соответствии с табл. 1, а также описанной выше схемы. Критерии оптимизации, рассмотренные в этой статье, позволяют эффективно регулировать качество ЭС изделий с применением комплексных параметров состояния поверхностного слоя.

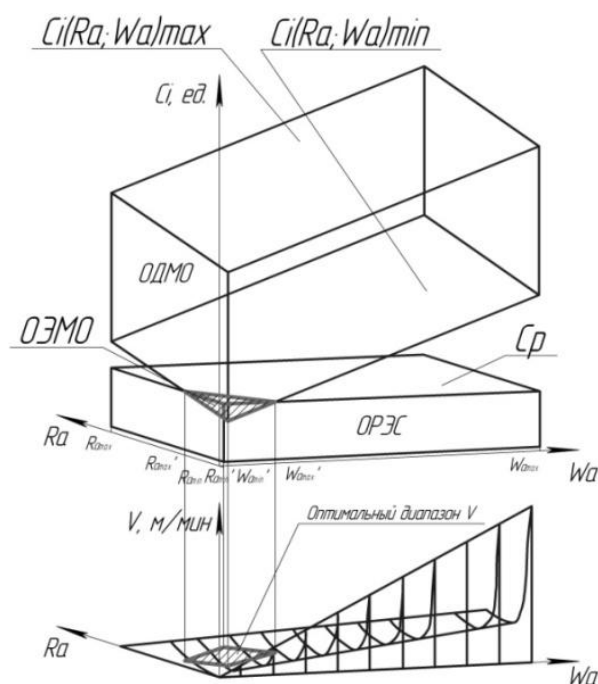


Рисунок 10 – Оптимальный диапазон скорости резания при регламентации двух параметров качества поверхности W_a и R_a

Выводы

Рассмотрены вопросы обеспечения качества закаленных крупномодульных зубчатых колес при их изготовлении за счет обеспечения ЭС их поверхностей. Приведен алгоритм двухступенчатого обеспечения ЭС поверхностей на основе применения комплексных параметров состояния поверхности и ее многокритериальной оптимизации.

Сформулированы критерии оптимизации технологического обеспечения нескольких ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес с использованием комплексных параметров их состояния, рассмотрены вопросы назначения оптимальных режимов их зубообработки, предложены графические схемы решения этих задач.

Обоснованы решения слабо изученных вопросов, решаемых при конструкторско-технологической подготовке зубообработки, оптимизация технологического обеспечения параметров состояния, характеризующих ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Результаты работы опробованы при разработке технологических процессов механической зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес 6, 7 и 8 норм точности по ГОСТ1643-81.

Перечень источников литературы: 1. Инженерия поверхностей деталей / Колл. авт.; под ред. А.Г. Сулова. М.: «Машиностроение», 2008. – 320 с. 2. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А. Ключко [и др.]; Науч. Ред. А.А. Пермяков; ВолГТУ – Тольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012 – 254 с., ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев), ISBN 978-59903090-6-7. 3. Технология производства и методы обеспечения качества зубчатых колес и передач / Под общ. ред. В. Е. Старжинского, М. М. Кане. – С-Пб.: Профессия, 2007. – 832 с. 4. Тимофеев, Ю. В. Оптимизация технологического обеспечения эксплуатационных свойств поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес [Текст] / Ю. В. Тимофеев, А. А. Ключко, А. Н. Кравцов // Восточно-европейский журнал передовых технологий: Прикладная механика. Издательство: Технологический центр (Харьков). Том 4, – № 7 (64) (2013). – С. 49–55.

Рецензент: Клименко Г.П., д.т.н., проф., ДГМА

ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ НА ОБЕСПЕЧЕНИЕ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ КОМПЛЕКСНЫХ ПАРАМЕТРОВ ИХ СОСТОЯНИЯ

Клочко А.А., Мироненко Е.В., Гузенко В.С., Гаков С.А., Кравцов А.Н.

В статье рассмотрены вопросы обеспечения качества закаленных крупномодульных зубчатых колес при их изготовлении за счет обеспечения ЭС их поверхностей. Приведен алгоритм двухступенчатого обеспечения ЭС поверхностей на основе применения комплексных параметров состояния поверхности и ее многокритериальной оптимизации. Сформулированы критерии оптимизации технологического обеспечения нескольких ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес с использованием комплексных параметров их состояния, рассмотрены вопросы назначения оптимальных режимов их зубообработки, предложены графические схемы решения этих задач. Обоснованы решения слабо изученных вопросов, решаемых при конструкторско-технологической подготовке зубообработки, оптимизация технологического обеспечения параметров состояния, характеризующих ЭС поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес.

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ВПЛИВУ НА ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ВАЖКОНАВАНТАЖЕНИХ ЗАГАРТОВАНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС НА ОСНОВІ ЗАСТОСУВАННЯ КОМПЛЕКСНИХ ПАРАМЕТРІВ ЇХ СТАНУ

Клочко О.О., Мироненко Е.В., Гузенко В.С., Гаков С.О., Кравцов О.М.

У статті розглянуто питання забезпечення якості загартованих крупномодульних зубчастих коліс при їх виготовленні за рахунок забезпечення ЕС їх поверхонь. Наведено алгоритм двоступінчастого забезпечення ЕС поверхонь на основі застосування комплексних параметрів стану поверхні та її багатокритеріальної оптимізації. Сформульовано критерії оптимізації технологічного забезпечення декількох ЕС поверхонь загартованих крупномодульних зубчастих коліс з використанням комплексних параметрів їх стану, розглянуті питання призначення оптимальних режимів їх зубообробки, запропоновані графічні схеми вирішення цих завдань. Обґрунтовані рішення слабо вивчених питань, розв'язуваних при конструкторсько-технологічній підготовці зубообробки, оптимізація технологічного забезпечення параметрів стану, що характеризують ЕС поверхонь загартованих крупномодульних зубчастих коліс.

THE EFFECT OF TECHNOLOGICAL IMPACT ON THE PROVISION OF OPERATIONAL PROPERTIES OF HARDENED COARSE-GRAINED HEAVY-DUTY GEAR WHEELS ON THE BASIS OF INTEGRATED PARAMETERS OF THEIR CONDITION

Klochko A.A., Mironenko E.V., Guzenko V.S., Gakov S.A., KRAVTSOV A. N.

In the article the questions of ensuring quality of large modular hardened gears during manufacture by providing ES of their surfaces. An algorithm for two-stage security ES surfaces through the use of complex parameters of the surface state and multi-criteria optimization. Optimization criteria are formulated technological support several hardened surfaces ES of large modular gear using complex parameters of their condition, considered the issues of assignment of optimum modes of their gears, the graphic schemes solve these problems. Justified decisions poorly described issues addressed in design-technological preparation of gears, optimization of technological security of state parameters that characterize the hardened surfaces ES of large modular gear..

Ключевые слова: двухступенчатая схема, технологическое воздействие, эксплуатационные свойства, крупномодульные зубчатые колеса

Ключові слова: двоступенева схема, технологічне вплив, експлуатаційні властивості, крупномодульні зубчасті колеса

Keywords: two-stage scheme, the impact of technological, operational properties, a coarse-grained gear wheels

Дата подання статті до редакції: 11 жовтня 2014 р.

УДК 621.91

Ключко А.А., Чмырь В.А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПУТЕМ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Работа посвящена решению одной из актуальных научно-технических задач современного тяжелого станкостроения – обеспечение производительности, точности и качества зубофрезерования крупномодульных закаленных зубчатых колес. Повышение эффективности промышленного производства в значительной степени связано с разработкой и освоением тяжелых станков, приводы которых содержат в себе крупномодульные зубчатые передачи.

Цель исследования: разработка и исследование альтернативной зубошлифованию методологии формирования поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес, позволяющей повысить его качество и точность зубообработки, снизить трудоемкость технологических операций окончательной обработки зубьев на основе функционального анализа зубчатых зацеплений с использованием научно-обоснованной системы оценок технологического обеспечения эксплуатационных свойств зубчатых передач.

Объект исследования: технологические системы зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Предмет исследования: обеспечение заданных эксплуатационных свойств крупномодульных зубчатых колес путем формирования поверхностного слоя зуба методами механической обработки резанием.

Методы исследования. Экспериментальные исследования проводились в производственных и лабораторных условиях на реальном технологическом оборудовании. Математическая обработка результатов исследований выполнялась с использованием прикладного программного обеспечения (пакету MathCAD). Достоверность теоретических положений работы подтверждается результатами экспериментальных исследований и промышленным внедрением результатов исследований процессов формообразования при скоростной зубообработке закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Научная новизна полученных результатов

На основе широкого анализа и обобщения промышленных достижений в зубообработке закаленных крупномодульных зубчатых колес, требований к тяжело нагруженным и ответственным зубчатым передачам сформулированы и реализованы общие принципы разработки технологических основ обеспечения производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес, позволяющие интенсифицировать технологический процесс зубообработки с обеспечением качества поверхностного слоя зубчатых колес, характеризующих их эксплуатационные свойства.

1. Сформулирована концепция эффективности моделирование взаимосвязи эксплуатационных свойств поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес с их показателями качества, что позволяет решить основную технологическую проблему зубообработки – обеспечение производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

2. Теоретически обоснован и экспериментально подтвержден механизм моделирования технологического обеспечения эксплуатационных свойств поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес при помощи системной оптимизации.

3. Сформулировано научное положение по выбору и назначению технологического обеспечения системы параметров поверхностного слоя крупномодульных зубчатых колес.

4. Теоретически обоснованы и экспериментально подтверждены общие принципы механизма моделирования оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес с помощью трансцендентных уравнений взаимосвязи качественных и количественных показателей поверхностного слоя зубчатых колес

Рассмотрены проблемы технологии зубообработки крупномодульных зубчатых колес. Исследованы методы технологического воздействия при изготовлении КЗЗК. Также проанализированы основные факторы, влияющие на технологию изготовления КЗЗК. Выполнен функциональный анализ взаимодействия контактирующих поверхностей КЗЗК. Приведены виды крупномодульных закаленных зубчатых передач тяжелых токарных станков с цилиндрическими колесами:

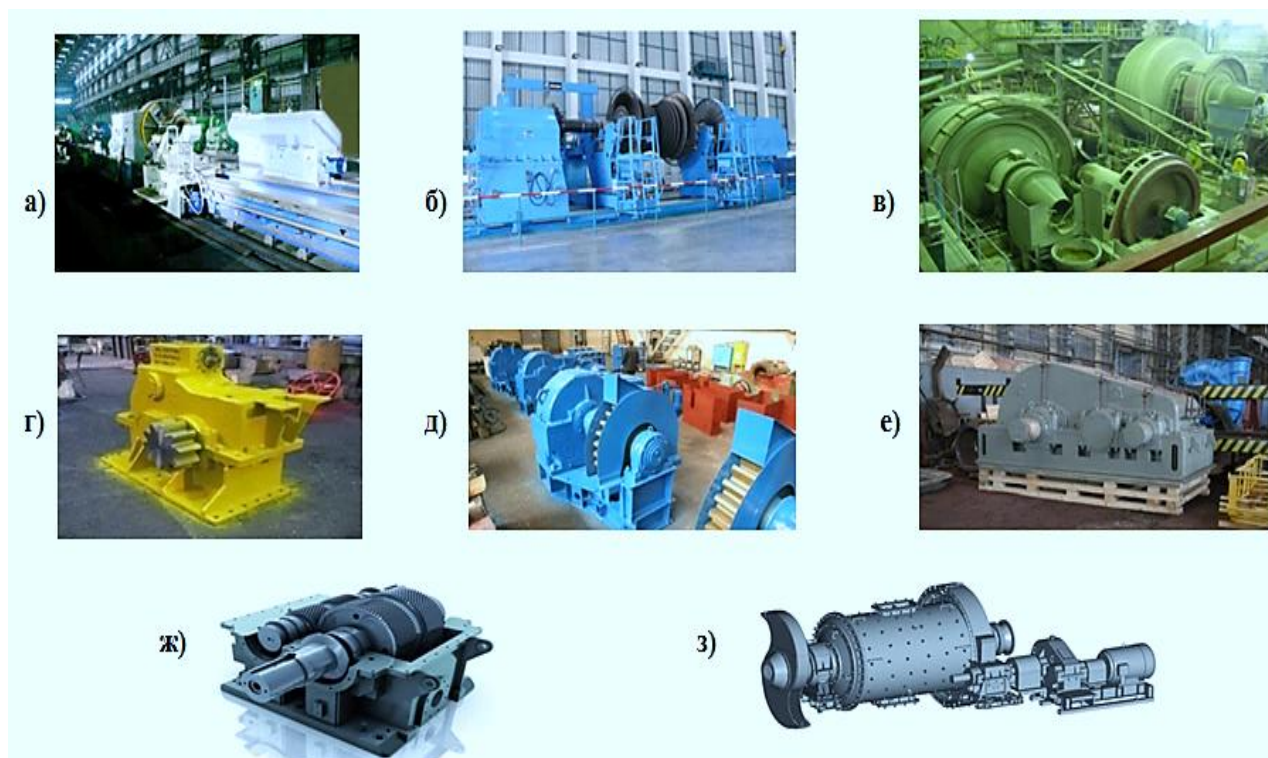


Рисунок 1 - Виды крупномодульных закаленных зубчатых передач тяжелых токарных станков с цилиндрическими колесами:

- а) Тяжелый токарный станок модели 1К670Ф3 ($m = 14-24\text{мм}$); б) Тяжелый токарный станок модели РТ95 ($m = 12-16\text{мм}$); в) Рудоразмольная мельница ($m = 24-65\text{мм}$); г) Редуктор шлаковоза ($m=20-46\text{мм}$); д) Редуктор ЦДН-630 ($m = 18-36\text{мм}$); е) Редуктор ЦЦ2-1250 ($m = 20-40\text{мм}$); ж) Редуктор ($m = 12-18\text{мм}$); з) Рудоразмольная шаровая мельница ($m = 20-50\text{мм}$)

Также были изучены направления повышения производительности, точности и качества зубообработки КЗЗК. Выполнено моделирование припуска при формообразовании поверхностного слоя КЗЗК при встречном скоростном зубофрезеровании.

Исследован и промоделирован процесс формирования шероховатости поверхностного слоя при последовательной обработки всех зубьев колеса червячной модульной фрезой.

Схема реза зубом фрезы на торце заготовки при встречной подачи

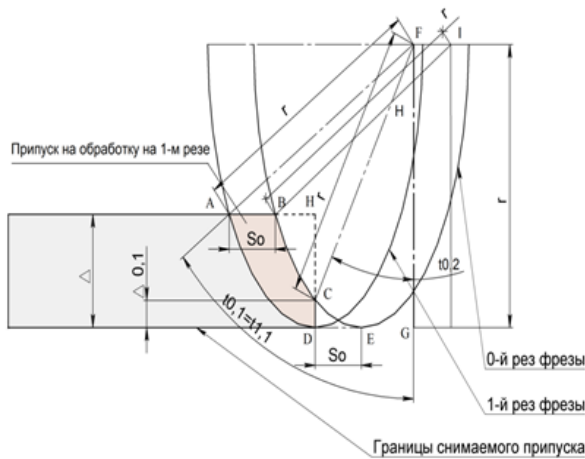


Схема припуска с прямоугольными сторонами эквивалентная схеме

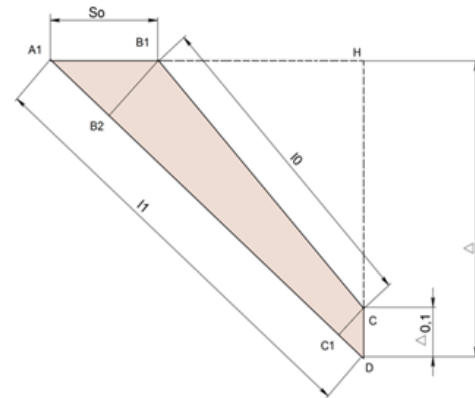


Рисунок 2 – Моделирование припуска

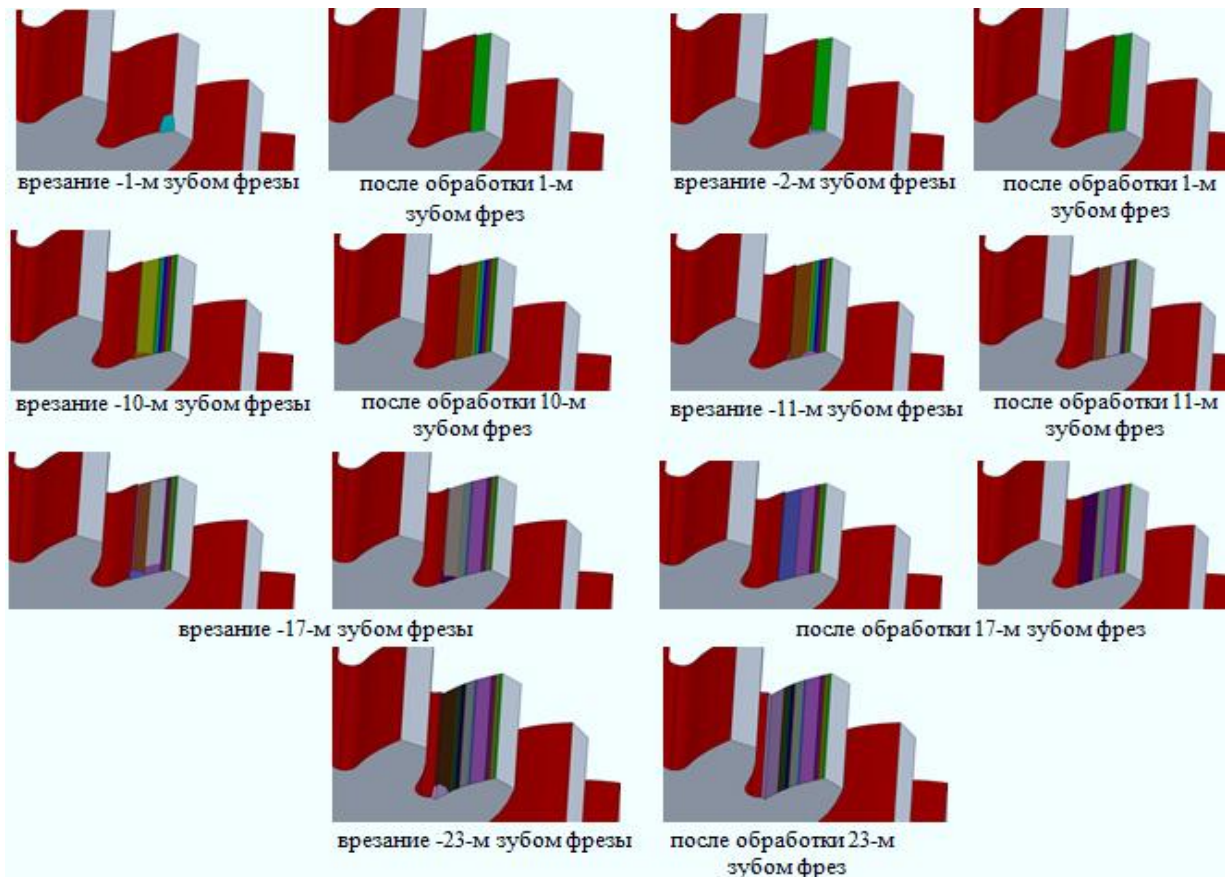


Рисунок 3 – Моделирование процесса формирования шероховатости поверхностного слоя

Разработана математическая модель прогнозирования структуры и параметров технологических систем КЗЗК и общие принципы моделирования оптимального управления параметрами точности, качества и производительности КЗЗК:

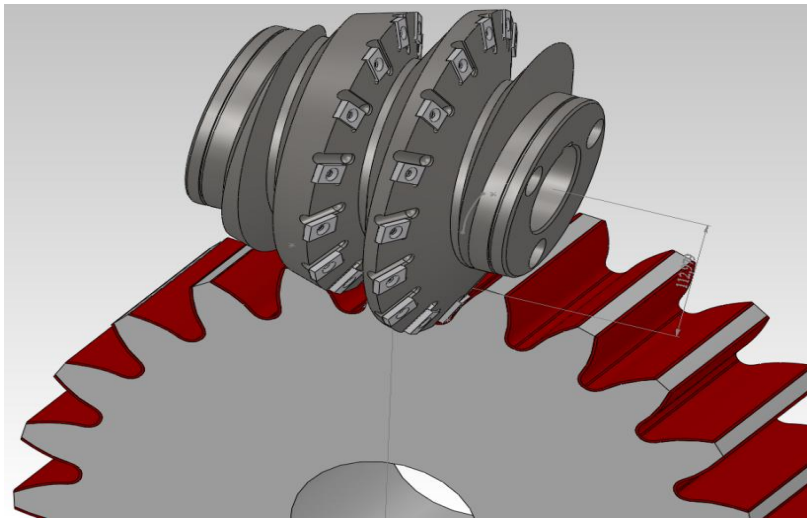


Рисунок 4 - Математическая модель прогнозирования структуры и параметров технологических систем КЗЗК

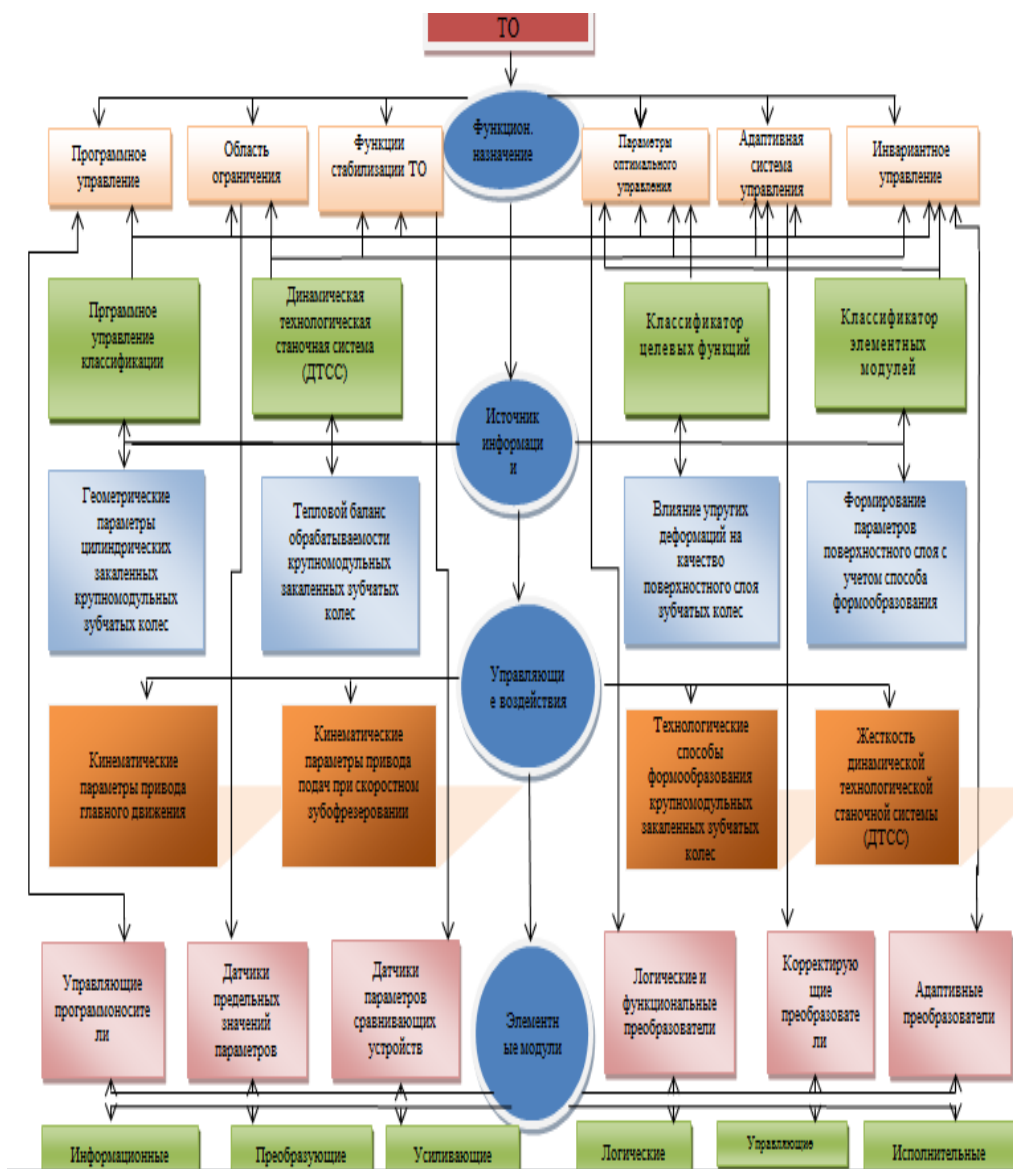


Рисунок 5 - Информационное моделирование технологических процессов зубообработки КЗЗК

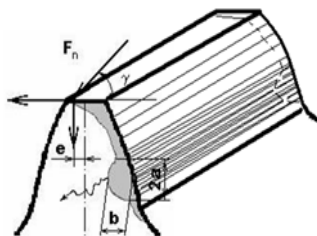
Разработаны комплексные параметры технологических воздействий зубчатого зацепления крупномодульных колес.

Выполнены расчеты интенсивности износа и коэффициента трения в период нормального износа:

Экспериментальные данные по интенсивности износа

Материал образца	Условия проведения эксперимента и значения параметров трения			
	$I \leq [I]$		$I \geq 2[I]$	
	Линейный износ	Коэффициент трения	Линейный износ	Коэффициент трения
40X	0,006	0,64	0,03	0,26
38ХМЮА	0,0012	0,51	0,012	0,14

Эпюра износа зуба шестерни зубчатой передачи



Образование пittingов на поверхности зуба колеса



Интенсивность износа и коэффициент трения в период нормального износа:

$$I = \frac{R_a}{K^1 \cdot S_m} \text{ Комплексный параметр } I, \text{ характеризующий износ.}$$

$$[I] = \frac{2 \cdot \pi \cdot \sigma_T (1 - \mu^2)}{E} \text{ Комплексный параметр, условий обработки}$$

$$J = \frac{2.5 \pi \nu^{0.5} P^{7/6}}{n \lambda (\nu + 1)_m^{3/2} (K^1 \sigma_T)^{2/3}} \sqrt{\frac{30(1 - \mu^2) (2 \pi R_a W_z H_{max})^{1/3}}{E S_m}}$$

$$f = \frac{\tau_0}{c K^1 \sigma_T} + \beta + \frac{8 \alpha_T (K^1 \sigma_T)^{1/3}}{t_m} \sqrt{\frac{30(1 - \mu^2) (2 \pi P R_a W_z H_{max})^{1/3}}{E S_m t_m}}$$

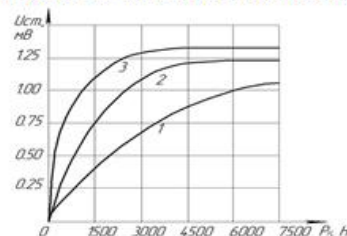
Рисунок 6 – Комплексные параметры технологических воздействий зубчатого зацепления крупномодульных колес.

Превышение предела выносливости материала приводит к износу рабочей поверхности

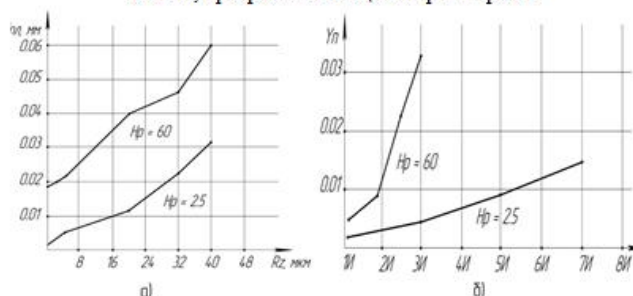


а) начальная стадия; б) предельное состояние

Значения усилия нагрузки Р до момента насыщения



Изменения величины линейного смещения вершины зуба колеса $U_{\text{п}}$ после 1000 часов работы, при окружной скорости 12 м/с, при регламентации параметра И.



а – традиционная методика регламентации качества поверхности, б – регламентация при помощи комплексных параметров; (H_p – высота сглаживания макроотклонений, мкм)

Рисунок 7 – Расчеты интенсивности износа и коэффициента трения в период нормального износа, комплексный параметр по обеспечению минимальных пластических деформаций зубьев К33К

Выводы

В работе на основе использования современных положений технологического воздействия и обобщения научных достижений в зубообработке закаленных крупномодульных зубчатых колес, требований к тяжело нагруженным и ответственным зубчатым передачам сформулированы и реализованы общие принципы разработки технологических основ обеспечения производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес, характеризующих их эксплуатационные свойства.

1. Определена и математически описана взаимосвязь эксплуатационных свойств поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес с их показателями качества, что позволило решить основную технологическую проблему зубообработки – обеспечение производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес.

2. Предложен новый подход выбора методов зубообработки поверхностей зубчатых колес, в основу которого положено:

- методика расчета параметров состояния поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес в зависимости от условий их обработки;
- исследование влияния параметров волнистости на эксплуатационные свойства цилиндрических крупномодульных зубчатых колес;
- теоретическое определение степени упрочнения цилиндрических зубчатых колес;
- методология разработки модели управления качеством и производительностью формообразования при обработке закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Это позволило разработать теоретические основы технологического воздействия для достижения требуемого качества и точности поверхностного слоя с учетом технологической наследственности.

3. Разработан механизм технологического обеспечения эксплуатационных свойств поверхностей зубьев закаленных крупномодульных колес на основе математического структурно-параметрического моделирования процесса их обработки с целью соответствия обеспечения конструкторских требований.

Перечень источников литературы: 1. А. с. 1805360 СССР, МКИ G01 N 23/20. Рентгеновская камера для контроля крупногабаритных объектов / Б. А. Брусиловский, А. И. Дрыга, А. А. Клочко (СССР). – № 4761525/08 ; заявл. 03.10.89 ; опубл. 30.03.93, Бюл. № 12. – 3 с. : ил. 2. Дальский, А. М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин / А. М. Дальский. – М., 1975. – 222 с. 3. Клочко, А. А. Технологические особенности кинематики зубообработки крупномодульных закаленных колес дисковыми немодульными фрезами / А. А. Клочко // Вібрації в техніці та технологіяx : Всеукр. наук.-техн. журн. – 2011. – № 2(62). – С. 78–83. 4. Кудрявцев, В. Н. Зубчатые передачи / В. Н. Кудрявцев. – М. ; Л. : Машгиз, 1957. – 264 с. 5. Лашнев, С. И. Формообразование зубчатых деталей режущими и червячными инструментами / С. И. Лашнев. – М. : Машиностроение, 1971. – 216 с. 6. Технологическое прогнозирование точности изготовления зубчатых реек / А. А. Клочко, Е. В. Мироненко, В. А. Овчаренко, В. Г. Белых, Ю. А. Клочко; пред. редсовета Г. Л. Хаец// Надежность инструмента и оптимизация технологических систем : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2000. – Вып. 10. – С. 143–148.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ ПУТЕМ
МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ
КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗАКАЛЕННЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС.

Клочко А.А., Чмырь В.А.

Работа посвящена решению одной из актуальных научно-технических задач современного тяжелого станкостроения – обеспечение производительности, точности и качества зубофрезерования крупномодульных закаленных колес. Повышение эффективности промышленного производства в значительной степени связано с разработкой и освоением тяжелых станков, приводы которых содержат в себе крупномодульные зубчатые передачи.

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ ШЛЯХОМ
МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМУВАННЯ СТАНУ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ
КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗАГАРТОВАНИХ ЗУБЧАТЫХ КОЛІС.

Клочко О.О., Чмир В.О.

Робота присвячена рішенняю однієї з актуальних научно-технічних завдань сучасного важкого верстатобудування – забезпечення продуктивності, точності та якості зубофрезерування крупномодульних загартованих коліс. Підвищення ефективності промислового виробництва значною мірою пов'язане з розробкою та освоєнням важких верстатів, приводи яких містять в собі крупномодульні зубчаті передачі.

IMPROVING THE RELIABILITY OF SUBCATID GEAR HEAVY-DUTY LATHES BY MODELING THE
PROCESS OF FORMING THE STATE OF COARSE-GRAINED SURFACE LAYER HARDENED GEARS - THE
MANUSCRIPT.

Klochko A.A., Chmyr V.A.

Thesis for obtaining the academic degree of master of science 8.05050301 - Cutting machines. - Donbass state machine-building Academy. Kramatorsk, 2014.

Master's work is devoted to solving one of the important scientific and technical problems of modern heavy engineering - software performance, accuracy and quality of gear milling coarse-grained takalani wheels. Improving the efficiency of industrial production significantly associated with the design and development of heavy machines, drives which contain coarse-grained gear.

Ключевые слова: закаленные крупномодульные зубчатые колеса, зацепление, поверхность, точность, производительность, моделирование

Ключові слова: загартовані крупномодульні зубчаті колеса, зачеплення, поверхня, точність, продуктивність, моделювання

Keywords: tempered coarse-toothed wheels, toothed surface, precision, performance, simulation

Дата надходження статті: 22 жовтня 2014 р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Лищенко А.Н.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

АНАЛИЗ МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Статистический анализ номенклатуры тяжелых станков Украины показывает, что более 65 % станков приходится на долю тяжелых токарных станков. И хотя количество тяжелых токарных станков не велико, но их большая стоимость свидетельствует об актуальности поиска резервов повышения эффективности их использования.

Специфика изделий, обрабатываемых на тяжелых токарных станках, - большие массы и габариты обрабатываемых деталей, их уникальность, высокая стоимость и большая трудоемкость механической обработки предъявляют особые требования к конструкции станков, к их эксплуатации, которые существенно отличаются от традиционных решений малых и средних токарных станков. В данном случае наиболее целесообразно применение станков с ЧПУ, обеспечивающих повышение точности и качества поверхностного слоя обрабатываемых деталей при одновременном повышении технико-экономических показателей производства.

Целью работы является исследование и анализ методов повышения эффективности процесса резания на тяжелых токарных станках.

Эффективность процесса механической обработки деталей в большой степени определяется качеством процесса эксплуатации режущего инструмента, зависящим от множества случайных факторов, сопровождающих этот процесс.

Оптимизация процесса токарной обработки на тяжелых токарных станках представляет собой сложную научную проблему. Поэтому наибольшее внимание в технической литературе уделено определению рациональных режимов резания [1].

Для обеспечения рациональной эксплуатации тяжелых токарных станков создаются нормативы, в которых указаны режимы резания и время на обработку деталей. Разработанные в 30–40-х годах методические основы исследования процессов резания и нормативы по режимам резания сохранили свою действенность до наших дней.

Нормативы режимов резания, представляющие в табличной форме рекомендации по выбору подачи и скорости резания, являются на данный момент самыми распространенными и универсальными.

В настоящее время установлены эмпирические зависимости стойкости от элементов режима резания практически для всех видов режущих инструментов и большинства инструментальных обрабатываемых материалов. Чаще всего применяется уравнение:

$$V = \frac{C_v}{T^{m_v} \cdot S^{x_v} \cdot t^{y_v}} \quad (1)$$

Однако практика использования этих формул показала, что они справедливы лишь в ограниченной области изменения режимов резания.

Несмотря на большое многообразие формул, описывающих связь стойкости инструмента с элементами режима резания, не всегда обеспечивается требуемая достоверность и точность исходной информации для расчёта режимов резания.

В реальных производственных условиях отказ твёрдосплавного инструмента может происходить не только в результате изнашивания режущей части, но и в связи с его разрушением. Поэтому для этих случаев стойкостные зависимости нуждаются в уточнении.

При точении на тяжёлых станках процент поломок режущего инструмента достигает 75%

Наиболее полная классификация видов разрушений рабочей части инструмента приведена в работе [2] Хаета Г.Л. Автор считает, что при черновом точении разрушение пластины твёрдого сплава в основном зависит от подачи, а изнашивание – от скорости резания. Связь подачи и числа периодов стойкости выражается уравнением, полученным на основе экспериментальных и статистических данных:

$$S_K = C_K \cdot K^{-m_K}, \quad (2)$$

где S_K – подача, соответствующая определённому периоду стойкости;
 m_K – показатель степени;

В этой же работе приводится аналогичная связь стойкости до разрушения T_P инструмента с разрушающей подачей:

$$S_P = C_P \cdot T_P^{-m_P}, \quad (3)$$

где C_P – коэффициент, характеризующий среднюю прочность инструмента и зависящий от обрабатываемого материала и условий работы;

m_P – величина, характеризующая степень влияния T_P на S_P .

Однако, для практического использования при расчёте режимов резания указанные зависимости нуждаются в уточнении применительно к конкретным условиям, т.к. значения показателей степени колеблются в широком диапазоне (особенно m_K) и исследованы, в основном, для станков средних типоразмеров.

Большинство существующих нормативов по режимам резания [3,4,5] построены на основе степенной зависимости вида:

$$V_m = \frac{C_v}{T^m \cdot C_{y_v} \cdot t^{x_v}} \cdot K_{HB} \cdot K_K \cdot K_u, \quad (4)$$

где K_{HB}, K_K, K_u – поправочные коэффициенты на твердость обрабатываемого материала, на наличие корки, на марку инструментального материала и т. д.

В работе [4] скорость резания ставится в зависимость от действительного предела прочности S_B при растяжении. Так для точения сталей на ферритной основе с содержанием хрома до 3% твердость HB=110-400 кг/мм² резами, оснащенными твердым сплавом T5K10, скорость резания V_{20} рассчитывается по формуле:

$$V_{20} = \frac{C}{S_B^{1,5}} \quad (5)$$

Формула (4) справедлива лишь для узкого интервала изменения глубины резания t и подачи S . При изменении отношения t/S показатели степени y_v и x_v также изменяются.

В связи с этим в работе [6] была предпринята попытка уточнения формулы для скорости, представив показатели степеней y_v и x_v в виде функции подачи и глубины резания.

$$V_T = \frac{C}{t^{a + \frac{b}{S^\alpha}} \cdot S^{c + \frac{\alpha}{t^\beta}}} \quad (6)$$

В справочнике [6] в основу расчета скорости резания принята зависимость, предложенная профессором М. И. Клушиным:

$$V_T = \frac{C_v}{XK}, \quad (7)$$

где X выражает совокупное влияние на скорость резания от глубины резания t , подачи S , главного угла в плане ϕ и радиуса при вершине резца r .

Величина X представляет собой «эквивалентную» толщину среза в условиях несвободного резания. Аналогичную характеристику сечения срезаемого слоя ввел Воксен. При анализе стойкостных зависимостей он использовал понятие «стружечного эквивалента»

q , величина которого определялась как отношение длины режущей кромки, находящейся в контакте с обрабатываемым материалом, к площади сечения среза.

Известно, что влияние глубины резания может отразиться и на условиях нагружения резца вдоль вспомогательной (зачищающей) режущей кромки. В этих случаях необходимо применять переходные режущие кромки или увеличение радиуса при вершине, устраняющие такое влияние. Н.И. Ташлицким на основе обобщений результатов работы [5] для расчета скорости резания предложена формула:

$$V = \frac{271}{\left(\frac{T}{h}\right)^{0.25} \cdot t^{0.2} \cdot S^{0.45} \cdot (\sin \varphi)^{0.25} \left[\frac{(1+\delta) \cdot \sigma_{\epsilon}}{80}\right]^{1.5}}, \quad (8)$$

где h - величина затупления (максимальная вершина ленточки износа на задних поверхностях резца), мм

$\delta = \delta/100\%$ - относительное удлинение.

Скорость резания по формуле (8) рассчитывается при точении малолегированных сталей на ферритной основе резцами, оснащенными твердым сплавом Т5К10, со следующими геометрическими параметрами режущей части: $\varphi = 60^\circ$, $\gamma = 10^\circ$, $\gamma_f = -5^\circ$, $f = 0.65$, $\alpha = \alpha_1 = 8^\circ$, $\varphi_1 = 10^\circ$, $r = 1.85^{0.5}$.

При точении сталей на аустенитной основе и сплавов на хромоникелиевой основе резцами из твердого сплава ВК8 с теми же геометрическими параметрами режущей части для расчета скорости резания Н.И. Ташлицким предложена аналогичная формула:

$$V = \frac{187}{\left(\frac{T}{h}\right)^{0.25} \cdot t^{0.2} \cdot S^{0.45} \cdot (\sin \varphi)^{0.25} \left[\frac{(1+\delta) \cdot \sigma_{\epsilon}}{80}\right]^{2.2}} \cdot K_o \quad (9)$$

Для расчета скорости резания при точении сталей на ферритной и аустенитной основе и сплавов на хромоникелевой основе резцами из быстрорежущих сталей Н.И. Ташлицким предложена следующая формула:

$$V = \frac{44}{T^{0.25} \cdot t^{0.2} \cdot S^{0.55} \cdot (\sin \varphi)^{0.35} \cdot \left(1 + \frac{20^\circ - \gamma}{100} \cdot 1.35\right) \cdot \left[\frac{(1+\delta) \cdot \sigma_{\epsilon}}{80}\right]^{1.8}} \cdot K_o \cdot K_c \cdot K \quad (10)$$

Геометрические параметры режущей части резцов следующие: $\varphi = 60^\circ$, $\gamma = 20^\circ$, $\gamma_f = -5^\circ$, $f = 0.6$, S , $\alpha = \alpha_1 = 8^\circ$, $\lambda = 0^\circ$, $\varphi_1 = 10^\circ$, $r = 1.85^{0.5}$.

В формулах (4.10, 4.11, 4.12) скорость резания зависит не только от подачи S , глубина резания t , главного угла в плане φ , но и от относительного удлинения δ ; с увеличением δ допускаемая скорость резания уменьшается.

Другой положительной особенностью зависимостей (9, 10) является то, что в стойкостные зависимости впервые введен критерий износа h . В последнее время высказаны гипотезы о связи скоростей резания с температурой резания.

Температуры контактных поверхностей существенно влияют на прочность, износ и стойкость режущего инструмента.

В работе [8] выдвинута гипотеза о том, что с температурами контактных поверхностей инструмента тесно связана интенсивность износа по пути резания. Температуры на передней и задней поверхностях приближенно характеризовать критериями:

$$X_1 = \frac{S_g}{C_v} \sqrt{\frac{V_{\delta_L} \cdot a}{\omega}} \quad (11)$$

$$X_2 = \frac{HB}{C_v} \sqrt{\frac{V_{\delta_L} \cdot h}{\omega}}, \quad (12)$$

где C_v - объемная теплоемкость;

ω - температуропроводность обрабатываемого материала.

При обработке конкретного материала вместо комплексов X_1 и X_2 можно применять факторы « $V_{\delta_L} \cdot a$ » « $V_{\delta_L} \cdot h$ ».

В настоящее время накоплено большое количество теоретических и экспериментальных данных для расчёта скорости резания, но по выбору подач таких данных очень мало.

Рекомендуемые подачи в нормативах обычно даются в зависимости от глубины резания.

На рис. 1 представлены графики зависимости подач от глубины резания при точении стали $\sigma_{в}=650 \text{ Н/мм}^2$ на тяжелых токарных станках, используя сменные твердосплавные пластинки. Величины подач существенно отличаются друг от друга [9,10].

Это связано с тем, что при разработке действующих нормативов не был учтён весь комплекс технологических факторов, оказывающих влияние на выбор режимов резания. В частности рекомендации по выбору подач были составлены без учёта вероятности разрушения режущего инструмента.

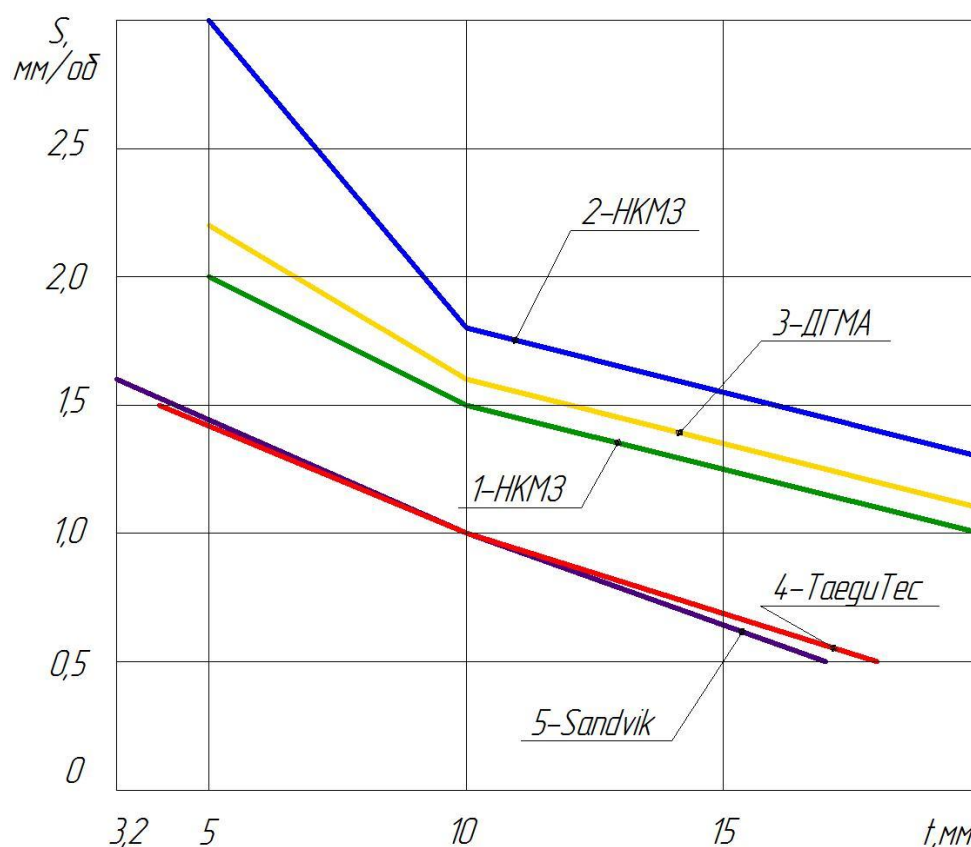


Рисунок 1 – Зависимости рекомендуемой величины подачи от глубины резания по различным нормативам

В связи с тем, что разработке нормативов не предшествовал детальный статистический анализ условий обработки на тяжелых токарных станках, нормативные таблицы в некоторых случаях имеют диапазоны входных и выбираемых параметров, не соответствующие производственным условиям.

При выборе режимов резания для одной операции по действующим нормативам необходимо обращаться к большому числу таблиц, что вызывает большие потери времени.

В разработанных в 70-х годах временных нормативах так и не удалось комплексно решить поставленные задачи, так как они базировались на однокритериальной оптимизации параметров режима резания, не в полной мере учитывали все многообразие конструкций инструмента, не учитывали вероятностный характер процесса резания, стратегии замены

инструмента и уровень его эксплуатации. Процесс эксплуатации режущего инструмента на тяжелых станках не рассматривался с точки зрения его качества.

В настоящее время все большее внимание привлекают задачи многокритериальной оптимизации. Это связано с тем, что при исследовании достаточно сложных систем и объектов на современном уровне постановка задачи оптимизации затруднена в построении обобщенных функций полезности и эффективности.

Выводы

Для повышения эффективности процесса токарной обработки крупногабаритных деталей на тяжелых станках с ЧПУ необходимо создать новые нормативы режимов резания непосредственно для тяжелых токарных станков с ЧПУ. Для этого необходимо:

- 1) проанализировать условия обработки деталей на тяжелых токарных станках на машиностроительных предприятиях;
- 2) создать информационную базу знаний на основе статистических исследований прецедентов обработки станков и режущего инструмента, который использовался;
- 3) разработать математические модели для оптимизации процесса точения на тяжелых станках в условиях адаптивного управления.

Перечень источников литературы: 1. Клименко Г.П., Васильченко Я.В., Ткаченко Н.А. Определение ограничений на режимы резания при оптимизации регламентов эксплуатации инструмента на тяжелых станках // Надійність різального інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник статей. - Краматорськ: ДДМА, 2003.- Вип. 14.С.29-35. 2. Хаєт Г.Л. Прочність режущего инструмента М.: Машиностроение, 1975.- 168с. 3. Режимы резания на крупных и уникальных токарных, карусельных, расточных и продольно-строгальных станках. М. Машгиз,1956. 4. Общемашиностроительные нормативы режимов резания резцами с механическим креплением многогранных твердосплавных пластин. Обработка на станках с ЧПУ. ИСПКТБ «Оргприминструмент» М. 1978. 5. Разработка справочных материалов и обрабатываемости резанием конструкционных металлов тяжелого машиностроения. Отчет ЦНИИТМАШ по теме №15в – 64/14. М.1965. 6. Кривоухов В.А. Методы математической обработки результатов исследований в области резания металлов и новый тип формул для выражения законов резания. М.,1936. 7. Режимы резания металлов. Справочник под ред. Ю.В. Барановского. М., Машиностроение 1972. 8. В.С. Кушнер Теоретические основы расчета режимов резания. Новосибирск, 1977. 9. SANDVIK. Каталог тяжелой токарной обработки - 2015. 10. TaeguTec. Каталог токарной обработки - 2015.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

АНАЛИЗ МЕТОДОВ ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Ковалев В.Д., Лищенко А.Н.

Оптимизация процесса токарной обработки на тяжелых токарных станках представляет собой сложную научную проблему. Поэтому наибольшее внимание уделяется определению рациональных режимов резания. Изучены и проанализированы различные нормативы режимов резания. Установлено, что для повышения эффективности процесса токарной обработки крупногабаритных деталей на тяжелых станках с ЧПУ необходимо создать новые нормативы. Для этого следует проанализировать условия обработки деталей на тяжелых токарных станках, создать информационную базу знаний и разработать математические модели для оптимизации процесса точения на тяжелых станках в условиях адаптивного управления.

АНАЛІЗ МЕТОДІВ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ПРОЦЕСУ ТОКАРНОЇ ОБРОБКИ КРУПНОГАБАРИТНИХ ДЕТАЛЕЙ НА ВЕРСТАТАХ З ЧПУ

Ковальов В.Д., Ліщенко О.М.

Оптимізація процесу токарної обробки на важких токарних верстатах являє собою складну наукову проблему. Тому найбільша увага приділяється визначенню раціональних режимів різання. Вивчені та проаналізовані різні нормативи режимів різання. Встановлено, що для підвищення ефективності процесу токарної обробки крупногабаритних деталей на важких верстатах з ЧПУ необхідно створити нові нормативи. Для цього слід проаналізувати умови обробки деталей на важких токарних верстатах, створити інформаційну базу знань і розробити математичні моделі для оптимізації процесу точіння на важких верстатах в умовах адаптивного управління.

ANALYSIS OF METHODS TO IMPROVE EFFICIENCY OF LARGE PARTS TURNING ON CNC MACHINES

Kovalov V.D., Lishenko A.N.

Optimization of turning on heavy lathes is a complex scientific problem. Therefore most attention is paid to the definition of rational cutting conditions. Various specifications of cutting conditions were studied and analyzed. Has been established that increasing the efficiency of large parts turning on heavy CNC machines need to create new specifications. Therefore, the conditions in heavy machining lathes must be analyzed, a knowledge information base must be created and a mathematical models to optimize the turning on of heavy machines in terms of adaptive control must be developed

Ключевые слова: токарная обработка, тяжелый станок с ЧПУ, режимы резания, нормативы, эффективность

Ключові слова: токарна обробка, важкий верстат з ЧПУ, режими різання, нормативи, ефективність

Keywords: turning, heavy CNC machine, cutting conditions, specifications, efficiency

Дата подання статті до редакції: 17 жовтня 2014 р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Лобов А.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
msi@dgma.donetsk.ua

МОДУЛЬНЫЙ ПОДХОД СОЗДАНИЯ ГАММЫ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Аналитический обзор

Станкостроение составляет основу тяжелого машиностроения, которое является базой для развития всех основных отраслей народного хозяйства - металлургии, энергетики, железнодорожного транспорта, автомобиле и судостроения, строительства портов, нефтехимических заводов, освоения и добычи полезных ископаемых и т.д. Основная группа оборудования машиностроительных предприятий - это токарные станки. На тяжелых токарных станках с числовым программным управлением производится механическая обработка широкой номенклатуры деталей, таких как прокатные валки, роторы турбин, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и многое другое.

Использование новых станков позволяет ежегодно увеличивать выпуск различных деталей, поставляемых металлургическим предприятиям Украины и на экспорт во многие страны мира. Особенностью данных производств является постоянное расширение и обновление номенклатуры изготавливаемых деталей, необходимость производить обработку заготовок из новых материалов. Повышаются требования по точности и производительности обработки, появляется необходимость применять новые технологические процессы обработки, новые более прогрессивные режущие инструменты. Увеличивается концентрация выполняемых технологических операций на одном станке для изготовления деталей с одной установки с выполнением наряду с точением, сверлением, фрезерованием, расточкой, нарезанием резьбы также обработку шлифованием, сваркой лазером, давлением и др. При этом на одном станке выполняют и черновую и чистовую обработку. В ряде случаев необходимо проводить очень сложную обработку заготовок с одновременным управлением по трем, четырем и пяти координатам одновременно при высоких требованиях по точности обработки. Станки с ЧПУ применяются в разных отраслях промышленности: общего машиностроения, авиационной промышленности, в производстве различного электрооборудования, медицинской техники, в приборостроении, в оборонной промышленности и др. Поэтому к современным станкам с ЧПУ предъявляются требования высокой производительности и точности в сочетании с широкой универсальностью и высокой мобильностью (гибкостью), позволяющих производить быстрый переход с изготовления одних деталей на изготовление других, часто в широком диапазоне их разновидностей. Очевидно, что все эти условия требуют, что бы станки с ЧПУ проектировались с учетом возможности их разной компоновки, конструкции, состава узлов и механизмов с целью получения требуемых заказчиком технических и технологических характеристик этих станков [1]. Желательно также чтобы станки с ЧПУ имели много единых комплектующих узлов и механизмов и по возможности аналогичных им с одинаковыми конструктивными решениями в виде отдельных модулей, что позволяло бы производить их централизованно как самими станкостроительными фирмами, так и специализированными [2]. Это позволило бы сократить сроки разработки и стоимость разных типов и модификаций станков с ЧПУ с максимальным учетом требований заказчика, повысить их точность и надежность, облегчить их эксплуатацию и ремонт [3].

Модульный подход

Модульный метод - проектирование и компоновка различных станков и других машин из стандартных (унифицированных) узлов, каждый из которых предназначен для выполнения заранее определенных функций.

Модульный подход позволяет на основе базовой модели создавать варианты изделия с расширенными, суженными или измененными функциями. Разрабатывается номенклатура ряда модулей всех узлов и механизмов станков, включая их базовые узлы. На рисунке изображена базовая модель тяжелого токарного станка. Затем по желанию заказчика комплектуется соответствующая модификация станка с использованием имеющихся модулей.



Рисунок 1 – Базовая (унифицированная) модель станка









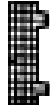







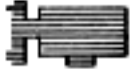





Таблица 1

Унификация модулей и система обозначения

	Базовый модуль	Унификация
	Модификации базового модуля	Унификация 70%
	Специализированные модули	Унификация 50-70%
	Специальные модули	Унификация 40%
	Оригинальные исполнения	Унификация 20%

Таблица 2

Исполнение основных модулей станка

Шпиндель	Планшайба	Кулачки планшайбы	Задняя бабка	Продольная направляющая	Поперечная направляющая	Станина
						
						
						
						
						

В таблице 2 приведены различные модули всех узлов и механизмов станка, включая их базовые узлы. В качестве использования модулей и унификации на рис. 2 приведены пример гаммы специальных станков, которые скомпонованы из модулей для того или иного требования к обработке.

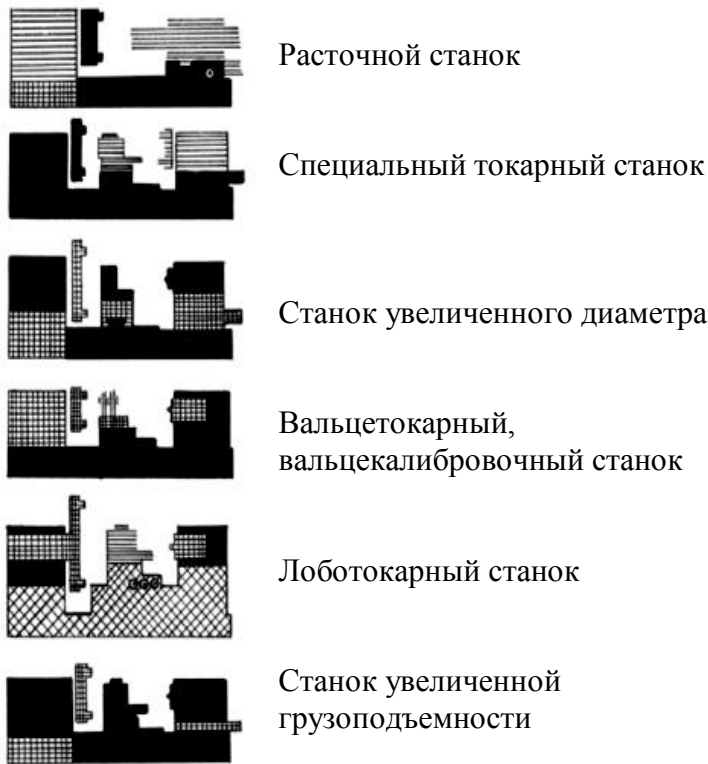


Рисунок 2 – Модульный принцип, примеры построения гаммы новых станков

Особенности компоновки модулей

В качестве примера компоновки модификации станка, с использованием имеющихся модулей, на рисунке 3 показан набор модулей фирмы Graffenstaden. Возможно компонования четырех модификаций многоцелевых станков с чпу с горизонтальной компоновкой шпинделя.

По желанию заказчика комплектуется соответствующая модификация станка с использованием имеющихся модулей.

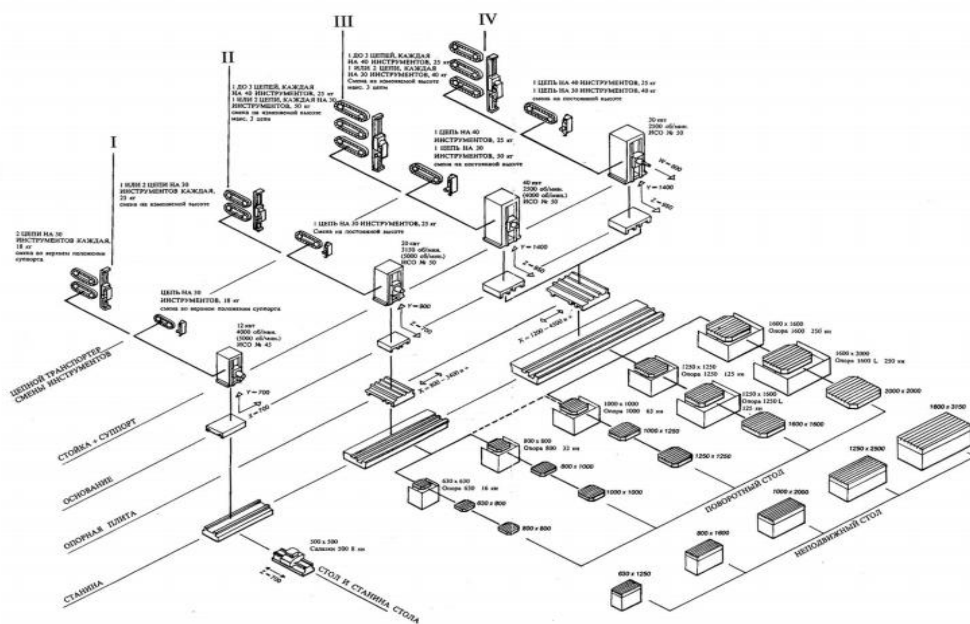


Рисунок 3 – Комплект модулей базовых деталей, узлов и механизмов для создания тяжелых станков с ЧПУ фирмы Graffenstaden

Выводы

Итак, под модульным следует понимать метод конструирования и эксплуатации изделий, основанный на функциональной и геометрической взаимозаменяемости их основных узлов и модулей. Важнейшим преимуществом изделий, созданных на основе модульного принципа, является их конструктивная обратимость. Это позволяет многократно применять стандартные детали, узлы и модули в новых модификациях изделий.

Одним из главных преимуществ модульного метода является то, что при специализированном производстве стандартных сборочных единиц потребитель получает возможность компоновать нужные им станки, оборудование, автоматические линии и т.д. приобретение готовых узлов, изготавливаемых на специализированных заводах, позволит удешевить и упростить ремонт машин.

Для современной машиностроительной индустрии характерно постоянное усложнение и частая сменяемость конструкции машин, а следовательно, для проектирования и последующего изготовления большого количества последних необходимо, прежде всего, расчленить их конструкцию на независимые сборочные единицы, то есть модули, таким образом, чтобы все они выполняли в машине определенные функции.

Перечень источников литературы: 1. В.Д. Ковалев, О.Ф. Бабин, Л.Д. Пономарев. Конструкция и эксплуатация станков 2004. – с. 112 г. Краматорск 2. Мамедов А. Н. Агрегатно-модульный принцип как наиболее прогрессивный метод создания оборудования и изделий машиностроения 2014. - с.43 3. Стародубов В.С. МГТУ им. Н.Э. Баумана Модульный принцип построения металлорежущих станков с числовым программным управлением 2013 .- № 1 .- с. 68 – 74.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

МОДУЛЬНЫЙ ПОДХОД СОЗДАНИЯ ГАММЫ ТЯЖЕЛЫХ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Ковалев В.Д., Лобов А.В.

В данной работе изложены основные положения модульного принципа построения тяжелых токарных станков. Рассмотрены возможные варианты модулей всех узлов и механизмов станка, включая их базовые узлы, а также применения этих модулей для построения гаммы новых тяжелых станков. Так же в качестве примера компоновки модификации станка, с использованием модульного принципа, приведены возможные компоновки четырех модификаций многоцелевых станков с ЧПУ с горизонтальной компоновкой шпинделя фирмы Graffenstaden.

МОДУЛЬНИЙ ПІДХІД СТВОРЕННЯ ГАММИ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Ковальов В.Д., Лобов А.В.

У даній роботі викладені основні положення модульного принципу побудови важких токарних верстатів. Розглянуто можливі варіанти модулів всіх вузлів і механізмів верстата, включаючи їх базові вузли, а також застосування цих модулів для побудови гамми нових важких верстатів. Також як приклад компоновки модифікації верстата, з використанням модульного принципу, наведені можливі компоновки чотирьох модифікацій багатопільових верстатів з ЧПК з горизонтальним компонованням шпинделя, фірми Graffenstaden .

MODULAR APPROACH CREATION OF THE GAMMA HEAVY-DUTY LATHES

Kovalev V.D., Lobov A.V.

In this paper, the main provisions modularity heavy lathes. Possible variants of the module of all machine parts and mechanisms, including their basic components, as well as the application of these modules to build new range of heavy machinery. Just as an example layout modification of the machine, using a modular approach, given the possible layout modifications four CNC machining centers with spindle horizontal layout firm Graffenstaden.

Ключевые слова: тяжелые токарные станки, модульный подход, модуль, базовый узел, унификация.

Ключові слова: важкі токарні верстати, модульний підхід, модуль, базовий вузол, уніфікація.

Key words: heavy lathes, modular approach, the module base assembly, unification.

Дата подання статті до редакції: 10 листопада 2014 р.

УДК 621.914

Ковалев В.Д., Любович И.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ДЛЯ СУППОРТОВ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Введение

Актуальность темы. Повышение требований к качеству выпускаемой продукции, увеличение скоростей относительного перемещения и действующих нагрузок выдвигают все новые требования к техническому уровню, надежности, точности металлорежущего оборудования.

Основная часть

Применение опор качения имеет определенный предел по точности, так как источниками смещения (нарушения) заданной траектории движения являются геометрические поверхности дорожек и тел качения. Гидростатические направляющие обеспечивают движение и нагрузочные характеристики роликовых систем и увеличить удельную мощность машины.

С развитием станкостроения, гидростатические линейные направляющие считается лучшим техническим решением для гашения вибраций в месте нагрузки системы. гидростатика также может выдержать тяжелые грузы и загрязненные среде.

Анализ информации, полученной при проектировании, изготовлении и эксплуатации станков, позволил выявить один из наиболее эффективных путей повышения точности, надежности и долговечности станков – оснащение их гидравлическими опорами и передачами с жидкостным режимом трения, а также необходимость совершенствования методик их исследований и расчетов.

Основная группа станочного парка машиностроительных предприятий Украины - это токарные станки. На тяжелых токарных станках с числовым программным управлением проводится обработка большинства деталей, которые входят в состав современных тяжелых машин. Это прокатные валки, роторы турбин, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и многое другое. Поэтому повышение технических характеристик тяжелых токарных станков является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности выпускаемой машиностроительной продукции. Тяжелые токарные станки выпускают несколько производителей, такие как: Краматорский завод тяжелого станкостроения, Украина

Рассмотрим теоретические основы и методика создания экспертной системы по конструированию на концептуальном уровне

Суппорт в данной работе рассматривается в соответствии со структурой приведено на рис 1.



Рисунок 1 – Иерархическая структура суппорта

В свою очередь каждый из элементов структуры представляет собой развитую модель иерархической структуры. Представление данных об элементах в виде модели иерархической структуры позволяет структурировать и систематизировать данные и конструкторские решения, принадлежащие элементу. Создана иерархическая структура основных узлов суппорта, проанализирована группа программного обеспечения для выбора программной среды создания единой системы концептуального проектирования для объединения сквозного проектирования с пошаговым для улучшения качества и скорости выполнения задач.

Анализ существующих методик расчета направляющих

Параметры направляющих необходимо рассчитывать с высокой точностью: погрешность расчета по сравнению с экспериментальными данными не должна превышать 10...15%. При расчете пользуются допущениями: поток масла считается одномерным, и сопротивление опор истечению, поверхности которых не параллельны, определяют по средней толщине пленки каждого кармана.

Расчет несущей способности, жесткости масляного слоя проводят, принимая во внимание упругие деформации деталей опоры. При анализе жесткости масляной пленки достаточно ввести и расчет начальный зазор h_0 в гидростатической опоре, который принимается постоянным. Он обуславливает такой же дополнительный расход масла через опору, как и реальная погрешность рабочих поверхностей опоры.

Исходные уравнения в достаточно полном виде без грубых упрощений можно реализовать численными методами приближенного решения дифференциальных уравнений в частных производных. При этом решение может быть получено с высокой степенью точности, с использованием большого количества вариантов соотношений различных параметров.

В настоящее время наиболее распространенными являются методы конечных разностей и конечных элементов.

Наиболее широкое распространение получили конечно-разностные методы. Глубоко аргументированным обоснованием правильности выбора конечно-разностного метода для решения уравнений в частных производных второго порядка, которым является исходное уравнение гидродинамической теории смазки, и подтверждением эффективности применения этого метода могут служить доклады, опубликованные в сборниках работ.

В последние 10-15 лет начал применяться для задач гидромеханики метод конечных элементов. С математической точки зрения этот метод представляет собой обобщение метода Рэллея-Ритца-Галеркина. Представляется, что основным преимуществом метода конечных элементов для решения задач гидродинамической теории смазки является его органическая способность реализовать граничные условия, полагающие равенство нулю искомой функции и первой производной от нее в соответствующем направлении.

Разработана методика расчета гидростатических направляющих, основанная на совместном решении задачи течения жидкости в зазоре между сопрягаемыми поверхностями с различными системами питания с учетом упругих и тепловых деформаций.

Разработан высокопроизводительный тяжелый токарный станок с ЧПУ аналог модели 1К675Ф3 предназначен для чистовой и черновой токарной обработки по программе изделий из стали, чугуна и других материалов. Производится обработка самых сложных поверхностей (цилиндрических, конических, криволинейных), нарезание любых видов резьбы, растачивание отверстий на глубину до 1000 мм, торцевая обработка с постоянной скоростью резания. Конструкция - с отработанной эргономикой. Оснащен современным суппортом с двумя ламельными боковыми резцедержателями.

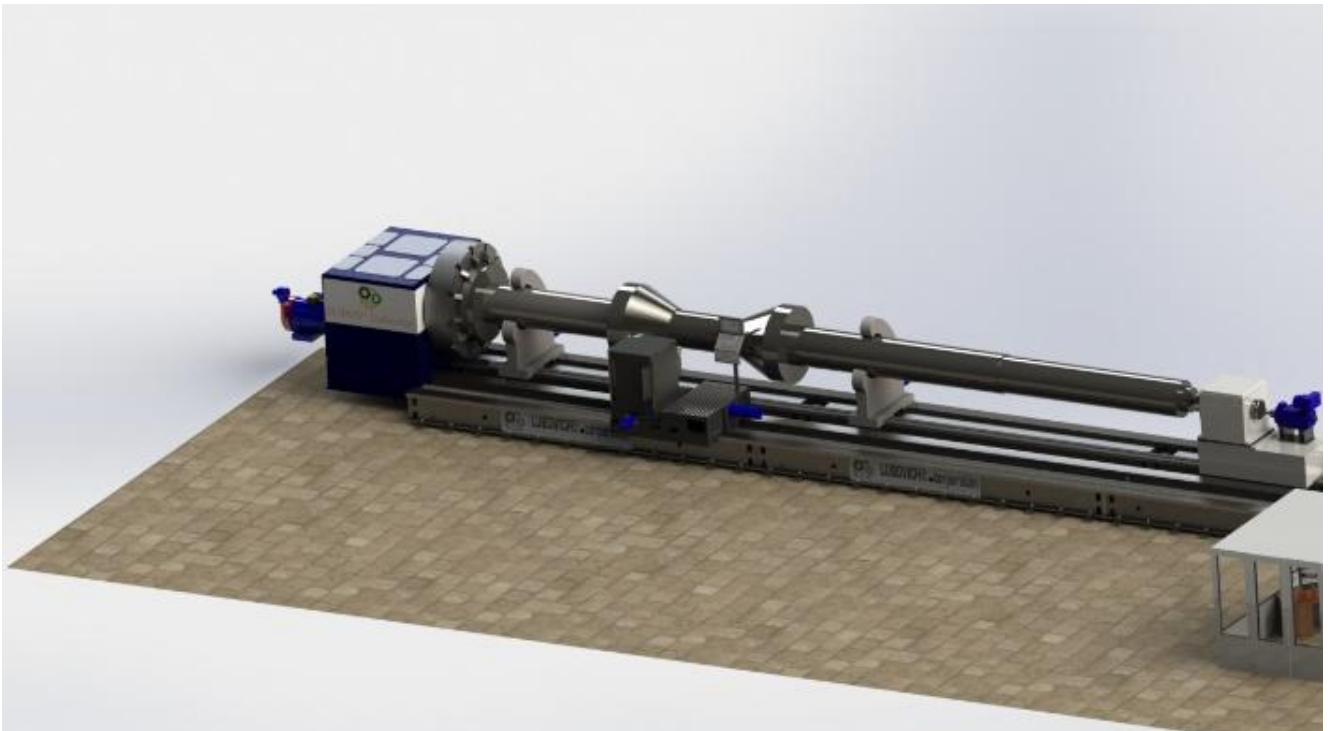


Рисунок 2 Тяжелый токарный станок

Разработано описание системы адаптивного управления, которая обеспечивает программное вычисление давления исходя из измерений перемещения суппорта под нагрузкой и определения давления которое противодействует перемещению суппорта.

Алгоритм работы микроконтроллера заключается в том что он получает сигнал с преобразователя датчика. Сигнал несет в себе число со знаком, это число определяет величину разности показаний одной пары датчиков. Затем эта разность обрабатывается исходя из неравенств (1):

$$\Delta p = k_n \delta + k_u \int \delta dt;$$

$$\Delta p = k_n \delta + k_u \int \delta dt + k_d \frac{d\delta}{dt}; \quad (1)$$

Этот алгоритм вычислений производится для каждой пары датчиков. После того когда будет произведен расчет всех пар идет соответствующая команда на открытие или закрытие регулируемого клапана что в свою очередь повышает либо понижает давление в кармане.

Разработана конструкция суппорта тяжёлого токарного станка с ламельными резцедержателями и закрытыми гидростатическими направляющими продольного и поперечного перемещения и тяговым устройством гидростатический червяк рейка. Данная конструкция и станина была смоделирована пакете Solidworks. Для проверки работоспособности и выявления слабых мест конструкция была подвержена статическому анализу в Solidworks Simulation при максимальных расчетных силах резания и массах деталей.

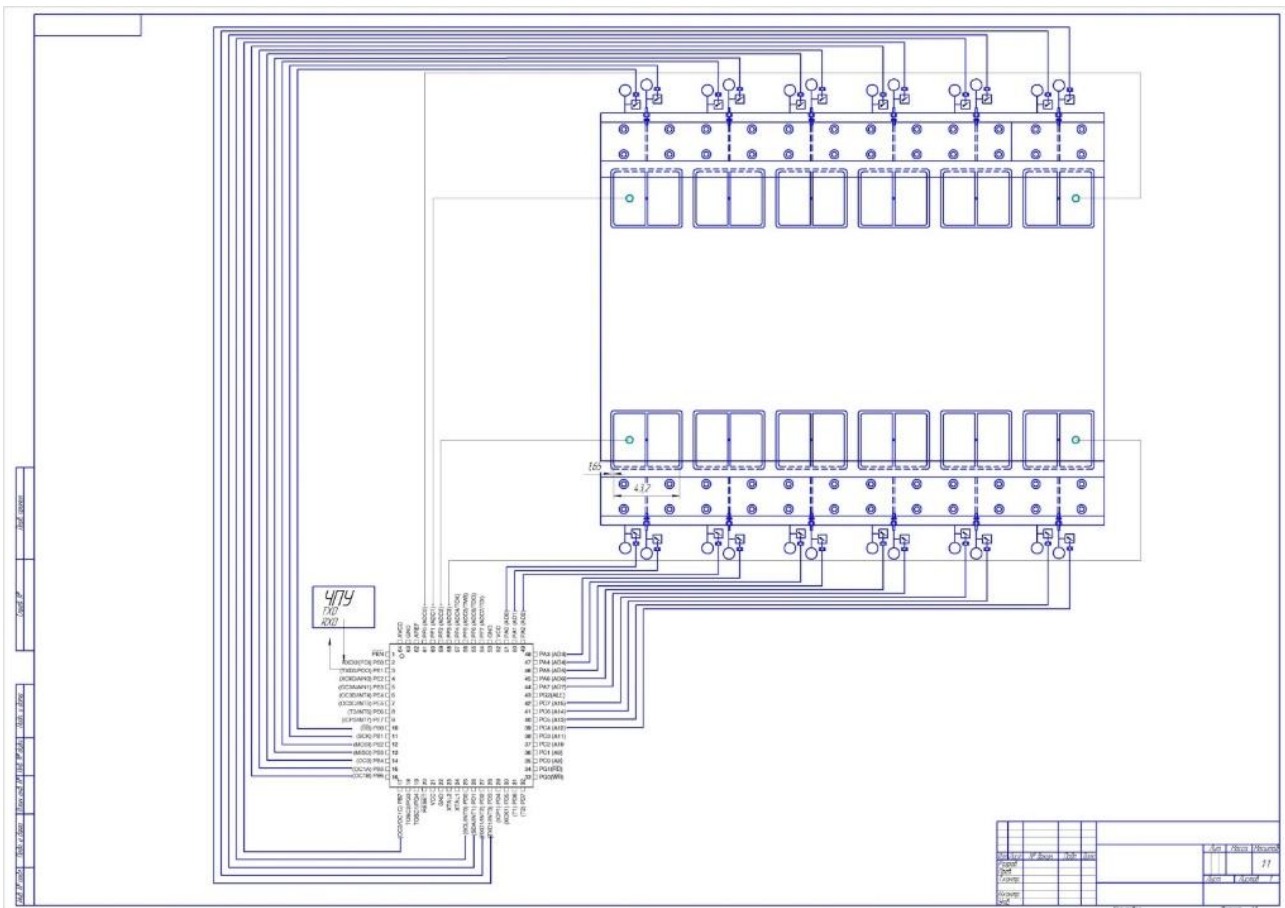


Рисунок 3 - Схема взаимодействия микроконтроллера с датчиками и управляемыми регуляторами

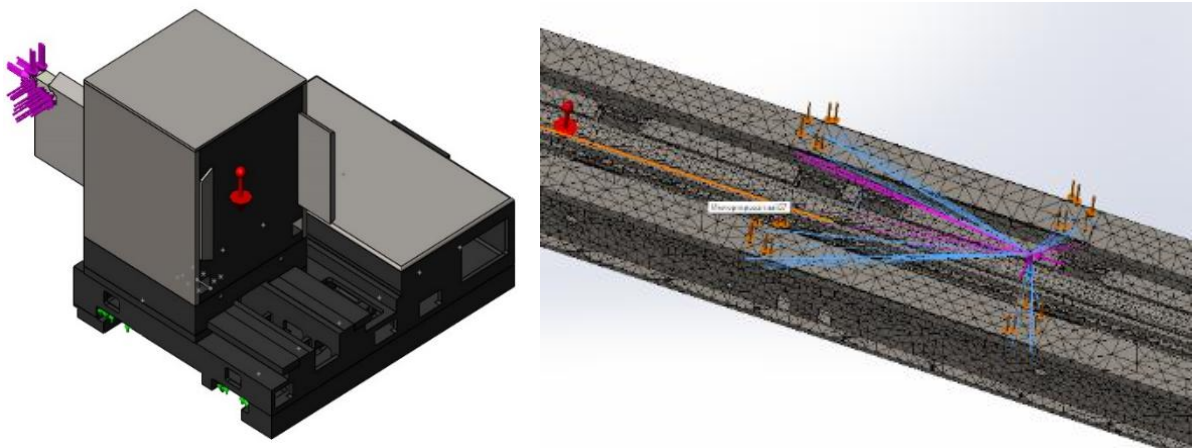


Рисунок 4 - Схема нагружений суппорта и станины.

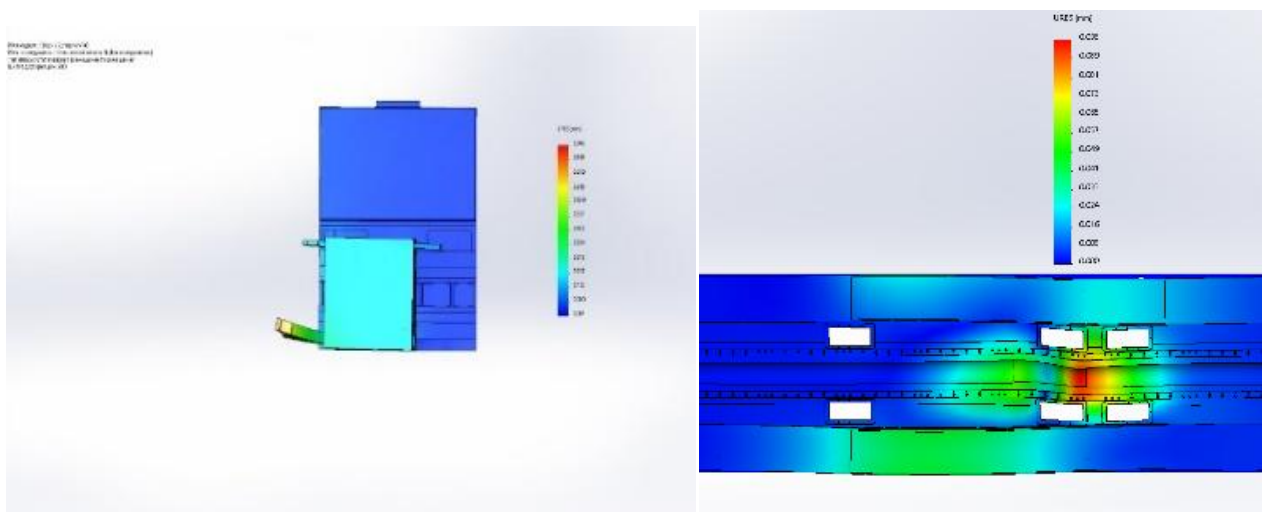


Рисунок 5 - Эпюры перемещений элементов под нагрузкой.

Вывод

Проанализировав данные результаты можно сделать заключение о работоспособности и повышении качества конструкции.

Перечень источников литературы: 1. Под ред. А. Г. Косиловой Справочник технолога машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А. Г. Косиловой и Р. К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1985. – 496 с. 2. Под ред. В.Э.Пуша Металлорежущие станки: Учебник для машиностроительных вузов./ Под ред. В.Э.Пуша. – М.: Машиностроение, 1986. – 256с 3. SolidWorks. Компьютерное моделирование в инженерной практике /[Алямовский А.А., Собачкин А.А., Одинцов Е.В. и др.] СПб.: БХВ-Петербург, 2005. — 800 с. 4. Алямовский А.А. SolidWorks/CosmosWorks/Инженерный анализ методом конечных элементов. /Алямовский А.А. – М.: ДМК Пресс, 2004,- 432 с.: ил. 5. Бушуев В.В. Гидростатическая смазка в станках. – М.: Машиностроение, 1989.- 162с. 6. Бесекерский В.А., Попов Е.П. Теория систем автоматического регулирования. – М.: Наука, 1972. – 768 с. 7. Ковалев В.Д., Бабин О.Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования – Краматорск: ДГМА, 2003. –с.43-70, 97-102 8. Ковалев В.Д. Адаптивное управление точностью тяжелых токарных станков /Бабин О.Ф., Мельник М.С. //Новые материалы и технологии в металлургии и машиностроении. – Вып.2. – Запорожье. - 2001.- С.108-110.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

РАЗРАБОТКА ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ДЛЯ СУПОРТОВ ТОКАРНЫХ СТАНКОВ

Ковалев В.Д., Любович И.В.

Статья посвящена решению научно-технической задачи - разработка гидростатических опорных узлов для суппортов токарных станков с целью повышения точности перемещения исследования жёсткости узлов суппорта при повышенных силах резания 200кН. Для реализации цели работы решены следующие задачи: проведен анализ существующих станков аналогов и систем питания гидростатических узлов; исследована возможность применения концептуального метода конструирования суппортной группы применяя программное обеспечение; исследованы силы резания при черновом точении; предложена новая конструкция адаптивной системы управления давления масла в карманах. Выполнен статический и термический анализ конструкции супорта и станины тяжёлого токарного станка при силах резания 200кН, который показал, что максимальное напряжение, деформация, перемещение и температура, возникающая в процессе работы инструмента и перемещения направляющих, соответствуют нормам.

РОЗРОБКА ГІДРОСТАТИЧНИХ ОПОРНИХ ВУЗЛІВ ДЛЯ СУПОРТІВ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Ковальов В.Д., Любович І. В.

Стаття присвячена вирішенню науково-технічної задачі - розробка гідростатичних опорних вузлів для супортів токарних верстатів з метою підвищення точності переміщення дослідження жорсткості вузлів супорта при підвищених силах різання 200кН. Для реалізації мети роботи вирішені наступні завдання: проведено аналіз існуючих верстатів аналогів і систем живлення гідростатичних вузлів; досліджено можливість застосування концептуального методу конструювання супортної групи застосовуючи програмне забезпечення; досліджено сили різання при чорновому точінні; запропонована нова конструкція адаптивної системи управління тиску масла в кишенях. Виконаний статичний і термічний аналіз конструкції супорта і станини важкого токарного верстата при силах різання 200кН, який показав, що максимальна напруга, деформація, переміщення і температура, що виникає в процесі роботи інструменту і переміщення направляючих, відповідають нормам.

THE DEVELOPMENT OF A HYDROSTATIC BEARING UNITS FOR CALIPERS LATHES

Kovalov V.D., Liubovich I. V.

The article is devoted to the solution of scientific and technical tasks - development of the hydrostatic bearing units for calipers lathes to improve the precision of the movement of the study of the rigidity of the caliper at higher cutting forces kN. For the purpose of work the following tasks were solved: the analysis of existing machines analogues and power systems hydrostatic nodes; investigate the possibility of using conceptual method of constructing caliper supporter groups using the software; researched cutting forces when rough turning; the new design of the adaptive control system oil pressure in the pockets. Performed static and thermal analysis design suport and frame heavy lathe when cutting forces kN, which showed that the maximum stress, strain, displacement and temperature that occur during operation of the tool, and move the guides in accordance with the norms.

Ключевые слова: тяжелый токарный станок, гидростатическая направляющая, суппорт, концептуальном уровне эксплуатационные характеристики, адаптивное управление.

Ключові слова: важкий токарний верстат, гідростатична напрямна, супорт, концептуальному рівні експлуатаційні характеристики, адаптивне управління.

Key words: heavy lathe machine, hydrostatic guideway, caliper, conceptual level exploitational characteristics, adaptive management.

Дата подання статті до редакції: 25 листопада 2014 р.

УДК 621.9

Ковалев В.Д., Мельник М.С., Березовская И.К.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РЕАЛИЗАЦИЯ ЗАКОНОВ УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМАМИ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ ПОСРЕДСТВОМ PLC МОДУЛЕЙ

Технологическое оборудование с позиции теории управления является многоконтурной системой с нелинейными элементами и нестационарными свойствами. При назначении оптимальных режимов резания необходимо учитывать множество факторов, связанных с фактическим состоянием заготовки, инструмента и всей технологической системы в целом. Этим и определяется актуальность оптимизации режимов механической обработки изделий тяжелого машиностроения с учетом фактического состояния процесса в режиме реального времени.

Современные системы ЧПУ позволяют использовать пре- и постпроцессоры, а также информацию от измерительных устройств, которые фиксируют параметры процесса обработки (температуру, усилия, крутящие моменты, вибрации и др.). С помощью этих средств в процессе обработки динамически корректируется начальная программа ЧПУ с режимными параметрами и геометрией инструмента. Кроме этого, есть возможность осуществления управления с системой самообучения, с переменной структурой управления, многомерными обратными связями. Для осуществления управляющего воздействия используются и разрабатываются новые мехатронные системы.

Идея адаптивного управления металлорежущими станками впервые была выдвинута советским ученым Б.С. Балакшиным. Под его руководством в Московском станкоинструментальном институте разработаны различные системы адаптивного управления станками с целью повышения их точности и производительности, более эффективного использования инструмента и оборудования, сокращения затрат на электроэнергию и т. д. [1]. Опыт эксплуатации станков с адаптивными системами показал неоднозначные результаты. Часто такие станки не обеспечивали стабильности обработки по причине неудовлетворительного качества автоматического регулирования.

Современные системы ЧПУ, в отличие от предшествующих аналогов, выполнены на основе персональных компьютеров с открытой архитектурой. Это позволяет решать задачи автоматического регулирования путём программирования соответствующих алгоритмов. Это означает, что функции ЧПУ и адаптивного управления могут быть решены на основе составления как программы обработки на станке, так и коррекции этой программы с учетом индивидуальных особенностей элементов ТС. Появляется возможность прописывать (отдельными строками) адаптивное управление в тексте управляющей программы [2].

Адаптивное управление — совокупность методов теории управления, позволяющих синтезировать системы управления, которые имеют возможность изменять параметры регулятора или структуру регулятора в зависимости от изменения параметров объекта управления или внешних возмущений, действующих на объект управления.

Адаптивная система — система, автоматически изменяющая данные алгоритма своего функционирования и (иногда) свою структуру с целью сохранения или достижения оптимального состояния при изменении внешних условий.

По характеру изменений в управляющем устройстве адаптивные системы делят на:

- самонастраивающиеся (изменяются только значения параметров регулятора);
- самоорганизующиеся (изменяется структура самого регулятора).

По способу изучения объекта системы делятся на:

- поисковые (особенно известны экстремальные системы, целью управления которых является поддержание системы в точке экстремума статических характеристик объекта. В таких системах для определения управляющих воздействий, обеспечивающих движение к экстремуму, к управляющему сигналу добавляется поисковый сигнал);

- беспоисковые.
 - системы с эталонной моделью – ЭМ (содержат динамическую модель системы, обладающую требуемым качеством);
 - системы с идентификатором (настраиваемой моделью) – НМ.
 - с прямым способом управления (благодаря учёту взаимосвязи параметров объекта и регулятора производится непосредственная оценка и подстройка параметров регулятора, чем исключается этап идентификации параметров объекта);
 - с косвенным способом управления (сначала делается оценка параметров объекта, после чего на основании полученных оценок определяются требуемые значения параметров регулятора и производится их подстройка).

По способу достижения эффекта самонастройки системы с моделью делятся на:

- системы с сигнальной (пассивной) адаптацией (эффект самонастройки достигается без изменения параметров управляющего устройства с помощью компенсирующих сигналов);
- системы с параметрической (активной) адаптацией;
- комбинированные системы (сочетают в себе оба вида адаптации).

Термином ПЛК (программируемый логический контроллер, PLC) обозначают устройства, осуществляющие преобразование, обработку, хранение информации и выработку команд управления или управляющих/регулирующих воздействий, реализованные на базе микропроцессорной техники и являющиеся, по сути, специализированными управляющими вычислительными комплексами для работы в локальных и распределенных системах управления в режиме реального времени.

Основная функция PLC – это формирование сигнала рассогласования между регулируемой величиной и ее заданным значением, а также динамическое преобразование сигнала рассогласования по типовым алгоритмам (законам) регулирования.

Внедрение PLC в процессы управления дает возможность контролировать изменение параметров без прерывания технологического процесса и использовать текущие значения параметров (либо их оценки) для формирования управляющих воздействий.

Сегодня в продаже имеется большое количество PLC, они предназначены для управления станками и другим промышленным оборудованием. Производят их известные мировые бренды (Heidenhain, Mitsubishi Electric, Siemens, Rockwell).

Целью работы является разработка и реализация законов управления режимами обработки на тяжелом токарном станке, а именно управление скоростью резания для достижения оптимальной температуры и управление подачей для регулирования силы резания посредством PLC модулей.

Для управления тяжелым токарным станком с помощью PLC модулей использована имеющаяся на кафедре «Компьютеризированные мехатронные системы, инструмент и технологии» Донбасской государственной машиностроительной академии система контурного управления для токарных станков Heidenhain MANUALplus 620 с интегрированной возможностью управления PLC (рис. 1).

Базовая программа PLC обеспечивает выполнение следующих функций:

- управление всеми осями
- позиционирование осей после обнуления
- фиксирование осей
- возвращение в исходное положения осей, определение конечного положения
- температурная компенсация осей
- управление скоростью подачи
- управление и ориентация шпинделя

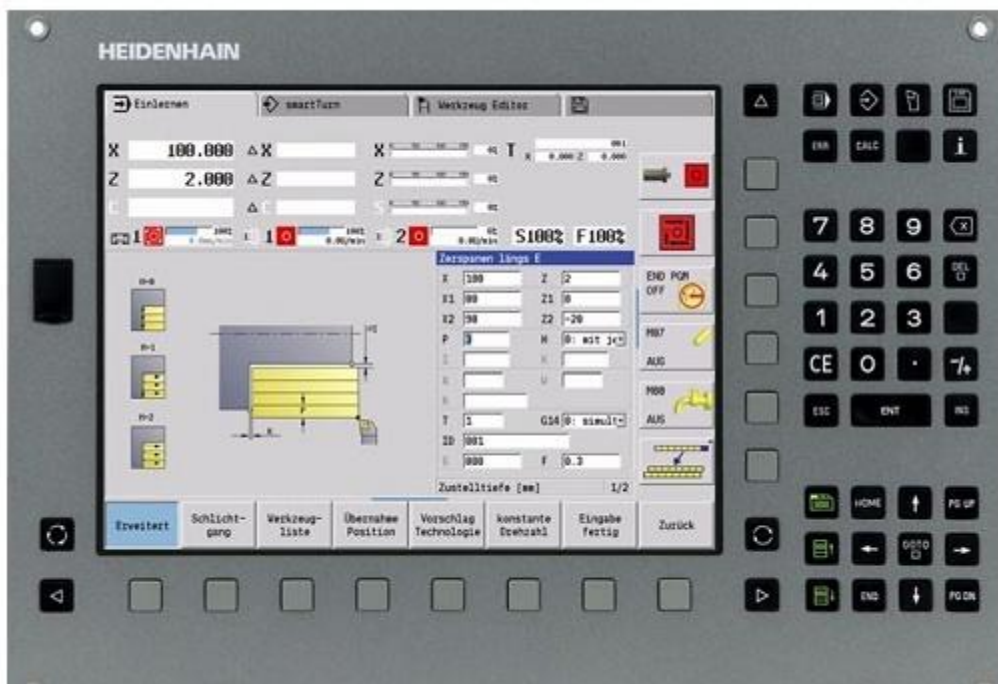


Рисунок 1– Стойка Heidenhain MANUALplus 620

- тормоз шпинделя
- переключение передачи с помощью M-функций
- ось C от главного привода
- ось C с отдельным приводом
- позиционирование револьверной головки с трехфазным двигателем
- серво-револьверная головка (один привод для револьверной головки колеса и ведомого инструмента)
 - смена инструмента для multifix (быстросменный резцедержатель)
 - функциональные клавиши PLC
 - отображение и управление сообщениями об ошибках PLC
 - позиционирование оси PLC (пример)
 - управление гидравликой
 - гидравлический патрон
 - втулка 2, давление
 - сдвоенная задняя бабка
 - люнет 2, давление
 - контроль револьверной головки через модуль переключателя Sauter
 - электронные маховики (с присвоением осей C или Y)
 - управление системой охлаждения
 - поддержка M и G функций
 - смазка
 - транспортер стружки
 - измерительные щупы
 - управление защитными ограждениями

Если PLC входов/выходов, представленных на стойке, недостаточно, дополнительно может быть подсоединена внешняя модульная система ввода/вывода PL 510 (рис. 2). Она состоит из базового модуля и одного или более модулей ввода/вывода. Доступны базовые мо-

дули для модулей на 4, 6 или 8 входов/выходов. Напряжение питания 24 В постоянного тока. Потребляемая мощность около 20 Вт.



Рисунок 2 – Внешняя модульная система ввода/вывода PL 510

Модули ввода/вывода состоят из одного модуля с цифровыми входами/выходами и одного аналогового модуля. Если основной модуль частично занят, неиспользуемые разъемы должны быть заняты заглушками.

Модуль PLD 16-8 – модуль ввода/вывода с 16 цифровыми входами и 8 цифровыми выходами. Имеющиеся выходы: от 0 до 7 до 4 А; от 0 до 3 или от 4 до 7 до 2 А. Коэффициент одновременности: 2 выхода по 2 А каждый, 4 выхода по 1 А каждый или 8 выходов по 0,5 А каждый.

Аналоговый модуль PLA 4-4 – модуль с 4 аналоговыми входами для РТ 100 термисторов и 4 аналоговыми входами на ± 10 В.

Один дискретный вход ПЛК способен принимать один бинарный электрический сигнал, описываемый двумя состояниями – включен или выключен. Все дискретные входы (общего исполнения) рассчитаны на прием стандартных сигналов с уровнем 24 В постоянного тока. Типовое значение тока одного дискретного входа составляет около 10 мА.

Аналоговый электрический сигнал отражает уровень напряжения или тока, соответствующий некоторой физической величине, в каждый момент времени. Это может быть температура, давление, вес, положение, скорость, частота и т. д. Поскольку ПЛК является цифровой вычислительной машиной, аналоговые входные сигналы обязательно подвергаются аналого-цифровому преобразованию (АЦП). Модули аналогового ввода являются многоканальными. Входной коммутатор подключает вход АЦП к необходимому входу модуля.

Одной из проблем, стоящих перед наукой о резании металлов, является разработка методов, обеспечивающих автоматическую стабилизацию наиболее важных параметров процесса резания [3]. В качестве параметра регулирования в адаптивных системах часто используют какой-либо силовой параметр резания (крутящий момент, мощность, силы резания), тепловые явления, вибрации.

Многочисленные технологические испытания показали, что обработка деталей с использованием оптимальных температур резания позволяет значительно увеличить размерную стойкость инструмента, получить минимальные для выбранных условий силы резания, шероховатость поверхности, глубину и степень наклепа, а также наиболее стабильное и рав-

номерное распределение остаточных напряжений в различных точках обрабатываемой поверхности. Опыты с одновременным измерением тангенциальной составляющей силы резания P_z , температуры резания θ , относительного поверхностного радиального износа $h_{o.ц}$ и высоты неровностей Rz показали, что моментам стабилизации силы резания, когда она рассматривается функцией скорости резания при постоянных значениях глубины резания и подачи, соответствуют минимумы кривых относительного износа и высоты неровностей и, следовательно, оптимальные температуры резания. Установлено, что оптимальному резанию соответствуют оптимальная температура θ_0 и минимальное или минимально-стабилизированное значение силы резания P_{zmin} [4].

Для измерения температуры в зоне резания можно использовать радиационный пирометр — прибор для бесконтактного измерения температуры, оценивающий температуру посредством пересчитанного показателя мощности теплового излучения. Также можно использовать метод естественной термопары, элементами которой являются режущий и инструмент и обрабатываемая деталь, а горячим спаем — поверхность касания резца и детали, либо искусственной термопары — у которой оба элемента искусственно вводятся в инструмент или заготовку для измерения температуры.

Для измерения силы резания можно воспользоваться результатами измерения силы тока на якоре двигателя главного привода или привода подач. В этом случае сила тока пропорциональна или мощности, или крутящему моменту на валу электродвигателя. Также измерение сил можно осуществлять, используя тензометрические подшипники или оправки, датчики напряжений и деформаций, а также динамометры, встроенные в резцедержатель. Во всех случаях важную роль играет место размещения датчиков. Чем ближе оно к зоне резания, тем точнее измерения и выше надежность системы контроля. Также для измерения деформаций вследствие действия сил резания можно применять магнитоупругий датчик. В волоконно-оптическом интерферометре для измерения внешних сил при силовой нагрузке в качестве чувствительного элемента используется оптоволоконный проводник. При деформации оптоволоконного проводника, через который пропускается луч когерентного монохромного излучения, происходит модуляция луча, по характеру которой можно сделать вывод о силе, действующей на проводник.

Для оптимизации обработки на тяжелом токарном станке применим следующие законы управления скоростью резания в зависимости от оптимальной температуры резания и продольной подачей резца в зависимости от значения силы резания (1, 2):

$$v = {}^{z\theta} \sqrt{\frac{\theta}{C_{\theta} \cdot t^{x\theta} \cdot s^{y\theta}}} \quad (1)$$

$$s = {}^{yP} \sqrt{\frac{P}{10 C_P \cdot t^{xP} \cdot v^n \cdot K^P}} \quad (2)$$

Для решения задачи корректировки скорости резания с целью поддержания оптимальной температуры в зоне резания был разработан алгоритм (рис. 3).

Данный цикл должен выполняться через строго фиксированный интервал времени, например по прерыванию от таймера или в общем цикле программы PLC. Интервал времени запуска цикла влияет на выбор величины коэффициентов k_u k_d .

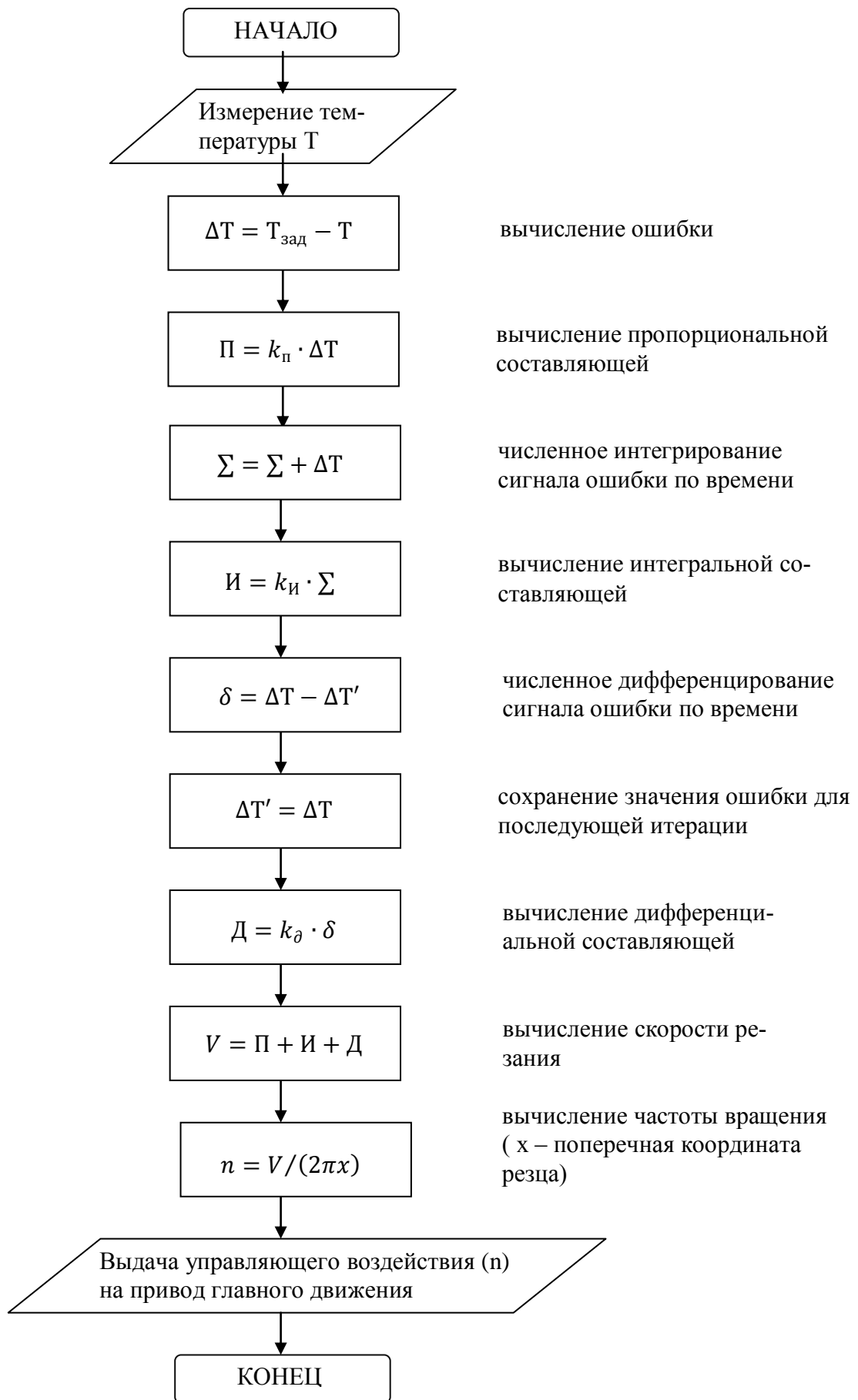


Рисунок 3 – Алгоритм корректировки скорости резания с целью поддержания оптимальной температуры в зоне резания

Таблица 3

Условные операторы и команды сравнения

==	команда «равно»
<	команда «меньше чем»
>	команда «больше чем»
<=	команда «меньше или равно»
>=	команда «больше или равно»
<>	команда «не равно»
IFT	выполнить команду, если в логическом сумматоре 1
IFF	выполнить команду, если в логическом сумматоре 0
ELSE	выполнить команду, если IF не заполнен
ENDI	конец IF структуры (программы с ветвлением)

Поддерживается вычисление сложных выражений в одной команде, операции инкремента/декремента, развитый набор операций условных переходов и организации циклов, возможности организации подпрограмм.

Выводы

Адаптивное управление на тяжелом токарном станке с ЧПУ реализовано путем использования программируемого логического контролера PLC с заданием необходимых законов управления (по силе и температуре резания). Это позволяет корректировать разработанную программу ЧПУ в процессе обработки при изменении внешних воздействий на технологическую систему.

В представленной работе разработана блок-схема адаптивного оптимального управления процессом продольного точения путём изменения скорости резания в зависимости от оптимальной температуры в зоне резания. Данная система производит измерения температуры в зоне резания и на основании этого корректирует управляемые параметры процесса резания (скорость) для достижения оптимального значения.

В качестве устройства принятия решений, использовалось специальное программное обеспечение – стойка Heidenhain MANUALplus 620 со встроенным PLC модулем, что позволяет реализовать законы управления режимами обработки на тяжелом токарном станке.

Использование систем адаптивного оптимального управления позволит сократить затраты, повысить точность, увеличить срок службы режущего инструмента.

Перечень источников литературы: 1. Адаптивное управление станками/Под. ред. Б. С. Балакшина, М.: Машиностроение, 1973. 680 с. 2. Базров Б.М. Технологические основы проектирования самоподнастраивающихся станков / Б.М. Базров. - М.: Машиностроение, 1978. - 216 с. 3. Подураев В. Н. Автоматически регулируемые и комбинированные процессы резания. М., Машиностроение, 1977. 304 с. 4. Силин С.С. К вопросу теоретического обоснования автоматизации процессов механической обработки по температуре резания. Труды Рыбинского авиационного технол. ин-та, № 4. — Автоматическое регулирование процессов резания по температуре. Ярославль, изд. Ярославского политехн. ин-та, 1976, с. 5—11 5. Система адаптивного управления работой тяжелого токарного станка / Ковалев В.Д. Васильченко Я.В. Мельник М.С. // Вісник СевНТУ. Серія «Машинобудування та транспорт». – 2011. – вип.118. – С.47-52. 6. Моделирование процесса механической обработки крупногабаритных деталей на тяжелом токарном станке / Васильченко Я.В., Шаповалов М.В., Савелова И.К., Савелов Д.В. // Важке машинобудування. Проблеми та перспективи розвитку. Матеріали дев'ятої Міжнародної науково-технічної конференції 31 травня - 3 червня 2011 року / Під заг. ред. В. Д. Ковальова. — Краматорськ: ДДМА, 2011. — С.23 7. HEIDENHAIN PLC Training Course Seminar PLC-PROG, 2008.

Рецензент: **Мироненко Е.В.**, д.т.н., проф., ДГМА

РЕАЛИЗАЦИЯ ЗАКОНОВ УПРАВЛЕНИЯ РЕЖИМАМИ ОБРАБОТКИ НА ТЯЖЕЛОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ ПОСРЕДСТВОМ PLC МОДУЛЕЙ

Ковалев В.Д., Мельник М.С., Березовская И.К.

В данной работе раскрыто понятие адаптивного управления и рассмотрены виды адаптивных систем, представлены основные функции базовой программы PLC и описаны модульные системы ввода/вывода на примере стойки системы контурного управления для токарных станков Heidenhain MANUALplus 620 и внешней модульной системы ввода/вывода PL 510. Приведены законы управления скоростью резания в зависимости от оптимальной температуры резания и продольной подачей резца в зависимости от значения силы резания. Разработана блок-схема адаптивного оптимального управления процессом продольного точения путём изменения скорости резания в зависимости от оптимальной температуры в зоне резания.

РЕАЛІЗАЦІЯ ЗАКОНІВ УПРАВЛІННЯ РЕЖИМАМИ ОБРОБКИ НА ВАЖКОМУ ТОКАРНОМУ ВЕРСТАТІ ЧЕРЕЗ PLC МОДУЛІ

Ковальов В.Д., Мельник М.С., Березовська Я.К.

У даній роботі розкрито поняття адаптивного управління та розглянуто види адаптивних систем, представлені основні функції базової програми PLC і описані модульні системи вводу / виводу на прикладі стойки системи контурного керування для токарних верстатів Heidenhain MANUALplus 620 і зовнішньої модульної системи вводу / виводу PL 510. Наведено закони управління швидкістю різання в залежності від оптимальної температури різання і поздовжньою подачею різця в залежності від значення сили різання. Розроблено блок-схему адаптивного оптимального управління процесом поздовжнього точіння шляхом зміни швидкості різання в залежності від оптимальної температури в зоні різання.

IMPLEMENTATION OF CONTROL LAWS FOR HEAVY DUTY LATHE PROCESSING MODES BY PLC MODULES

Kovalev V.D., Mel'nik M.S., Berezovskaya I.K.

In this paper the concept of adaptive control is revealed and kinds of adaptive systems are reviewed, the main features of the basic PLC program are presented and the modular I / O systems are described on the example of the contouring control system cabinet for lathes Heidenhain MANUALplus 620 and an external modular I / O system PL 510. Cutting speed control laws depending on the optimal temperature of the longitudinal feed and cutting tool control laws depending on the value of the cutting force are presented. The block diagram of the adaptive optimal control of longitudinal turning process by changing the cutting speed depending on the optimum temperature in the cutting zone.

Ключевые слова: адаптивное управление, PLC модули, оптимальные режимы резания, стойка ЧПУ, алгоритм

Ключові слова: адаптивне управління, PLC модулі, оптимальні режими різання, стійка ЧПУ, алгоритми

Key words: adaptive control, PLC modules, optimal cutting conditions, CNC, algorithm

Дата подання статті до редакції: 13 листопада 2014 р.

УДК 621.865.6

¹Костюк Г.И., ²Костюк Е.Г., ³Костюк А.Н.¹НАУ им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», г. Харьков, Украина²УИПА, г. Харьков, Украина³ХНУРЭ, г. Харьков, Украина

ПЕРСПЕКТИВЫ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУР НА РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТАХ ИЗ СТМ КИБОРИТ ПРИ ДЕЙСТВИИ ИОНОВ

Использование режущих инструментов (РИ) из сверхтвёрдых материалов (СТМ) сдерживается, так как они имеют высокую твёрдость и значительный модуль упругости, что не даёт возможности их применять при действии ударных нагрузок (прерывистое резание или работа РИ по корке). В тоже время наноструктуры обладают высокой твёрдостью, имеют малый модуль упругости и высокую ударную вязкость, что позволяет им выдерживать ударные нагрузки. Следовательно, создание на новых сверхтвёрдых материалах наноструктурных слоёв является актуальной и своевременной задачей.

Работа выполнена в рамках программы Министерства образования и науки Украины «Новые ресурсосберегающие технологии в энергетике, промышленности и агропромышленном комплексе» (подсекция 13 «Аэрокосмическая техника и транспорт») и по темам: «Создание физико-технических основ повышения качества материалов аэрокосмических конструкций» и «Разработка технологических основ интегрированных технологий плазменно-ионной обработки деталей аэрокосмической техники», а также подсекция 6 «Физико-технические проблемы материаловедения»; «Концепция создания наноструктур, нано- и традиционных покрытий с учетом влияния адгезии на эффективность и работоспособность деталей АТ, АД и РИ», хоздоговорных работ и договоров о сотрудничестве.

Применение киборита для лезвийного инструмента исследовалась в работе [1]. При точении высокоуглеродистой стали У8 при скоростях резания 0,1...2,66 м/с определялся коэффициент усадки стружки. Показано, что он достигает максимума при скорости 1 м/с и составляет 3,5, при возрастании скорости резания до 2,66 м/с он снижается до 3,2. Коэффициент усадки стружки является важной характеристикой, определяющей силу трения и силу нормального давления на переднюю поверхность, что позволяет воспользоваться значениями показателя политропы сжатия [2] (считаем, что этот закон справедлив в области текучести) и получить исходные параметры для описания процесса резания. В настоящее время материал РИ киборит не достаточно изучен, хотя обладает довольно высокими характеристиками – предел прочности составляет 0,45 ГПа, твёрдость по Кнупу 38,1 ГПа, теплопроводность 100 Вт/(м·Кл), плотность 3,26 кг/м³. Получение же на нём наноструктур существенно улучшит эти характеристики. Поэтому, в настоящей работе рассмотрен теоретический вопрос о прогнозировании технологических параметров потоков иона для их получения. В работах [3–9] рассмотрена теоретическая задача о получении наноструктур в материале при действии потоков ионов на основе решения совместной задачи теплопроводности и термоупругости с учётом затрат энергии на кристаллизацию. В результате решения задачи были получены размеры зерна, объём кристаллита и глубины его залегания, что, в конечном счёте, позволяет оценить необходимую плотность ионного тока для максимального заполнения слоя наноструктурами для каждого сорта иона, его энергии и заряда. Это позволяет конструировать слои наноструктур требуемой толщины с учётом зависимости физико-механических характеристик от размера зерна, а значит и необходимых качественных характеристик.

Проводилось исследование действия ионов В⁺, С⁺, N⁺, Al⁺, V⁺, Cr⁺, O⁺, Ni⁺, Co⁺, Y⁺, Zr⁺, Mo⁺, Hf⁺, Ta⁺, W⁺, Pt⁺, Fe⁺ с разными зарядами ($z = 1, z = 2, z = 3$) и энергией $2 \cdot 10^2 \dots 2 \cdot 10^5$ эВ на сверхтвёрдый материал киборит, Рассчитывались радиус зерна, максимальные температуры в зоне действия иона, объём нанокластера, максимальная и минимальная

глубины НК. Так на рисунках 1–17 представлены зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объема нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК. Видно, что для случая действия ионов B^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,06 \cdot 10^{-10}$ до $3,8 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объема нанокластера составляет $2,81 \cdot 10^{-28} \dots 2,3 \cdot 10^{-22}$ м³, глубина залегания – от $7,54 \cdot 10^{-10}$ до $1,15 \cdot 10^{-7}$ м (рис. 1).

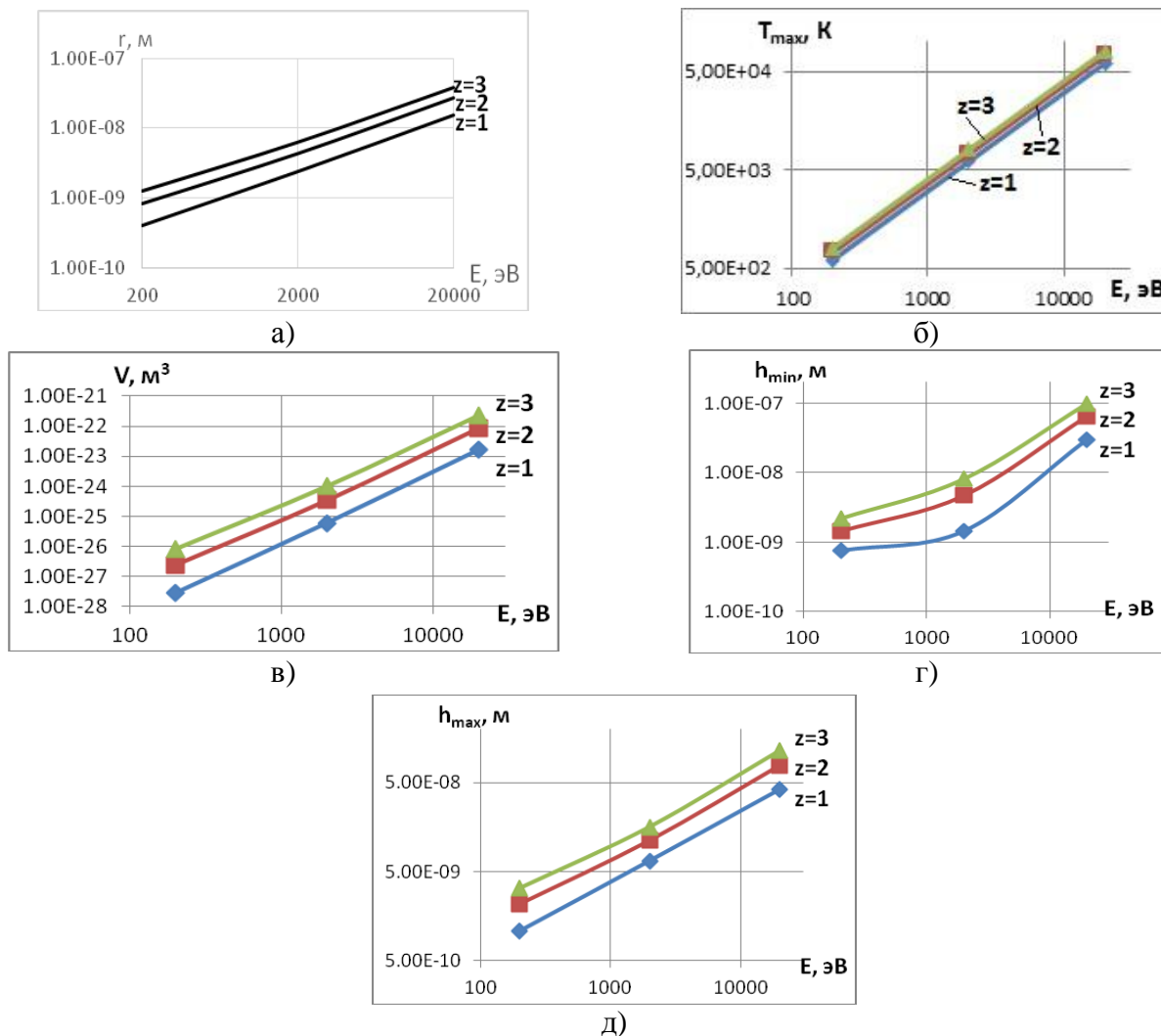


Рисунок 1 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объема нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов бора (B^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Для действия ионов C^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,9 \cdot 10^{-10}$ до $3,35 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объема нанокластера составляет $2,48 \cdot 10^{-28} \dots 1,57 \cdot 10^{-22}$ м³, глубина залегания – от $7 \cdot 10^{-10}$ до $9,71 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 2).

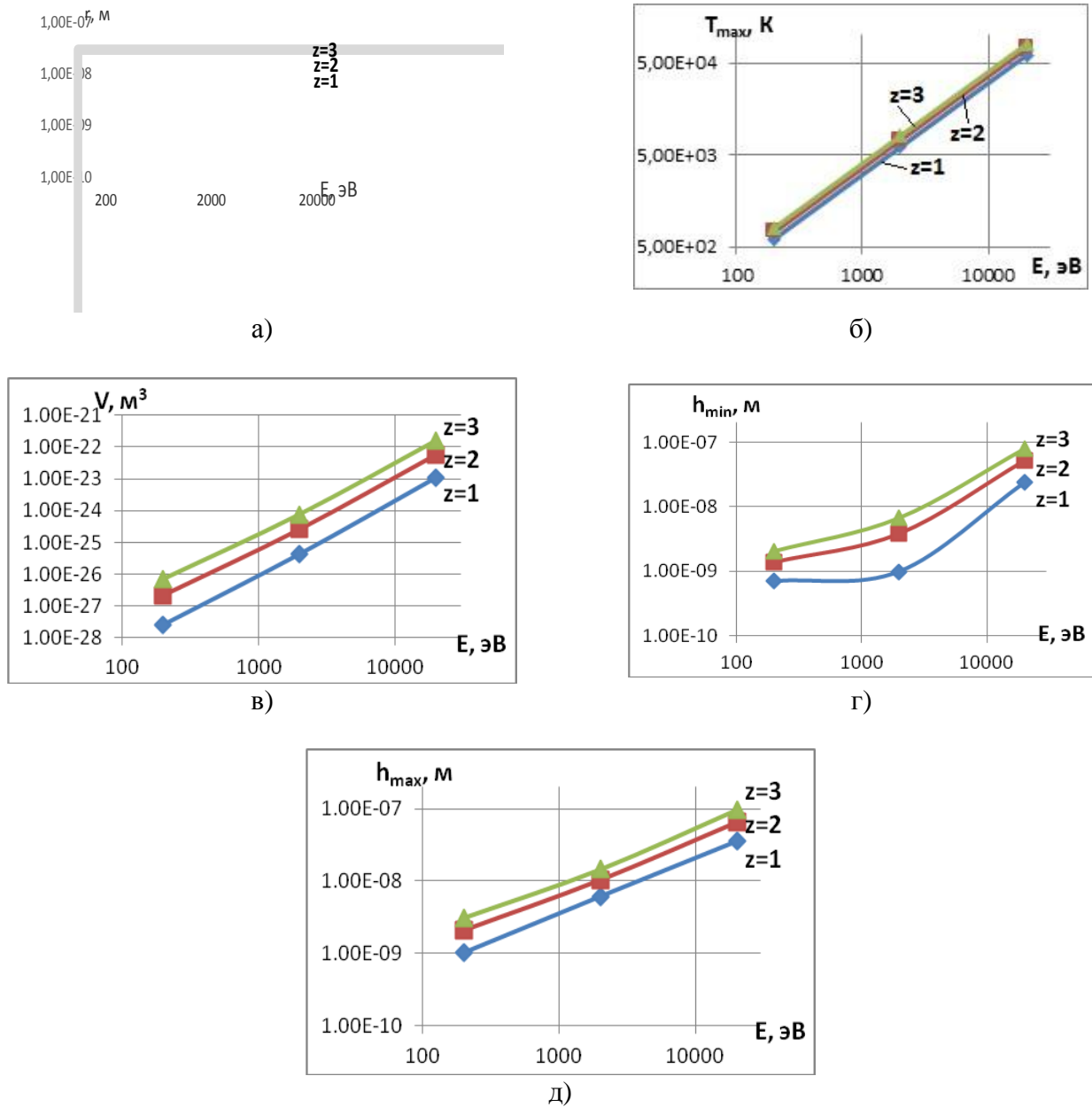


Рисунок 2 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов углерода (C^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

При действии ионов N^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,78 \cdot 10^{-10}$ до $2,98 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,26 \cdot 10^{-28} \dots 1,11 \cdot 10^{-22}$ м³, глубина залегания – от $6,65 \cdot 10^{-10}$ до $8,4 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 3).

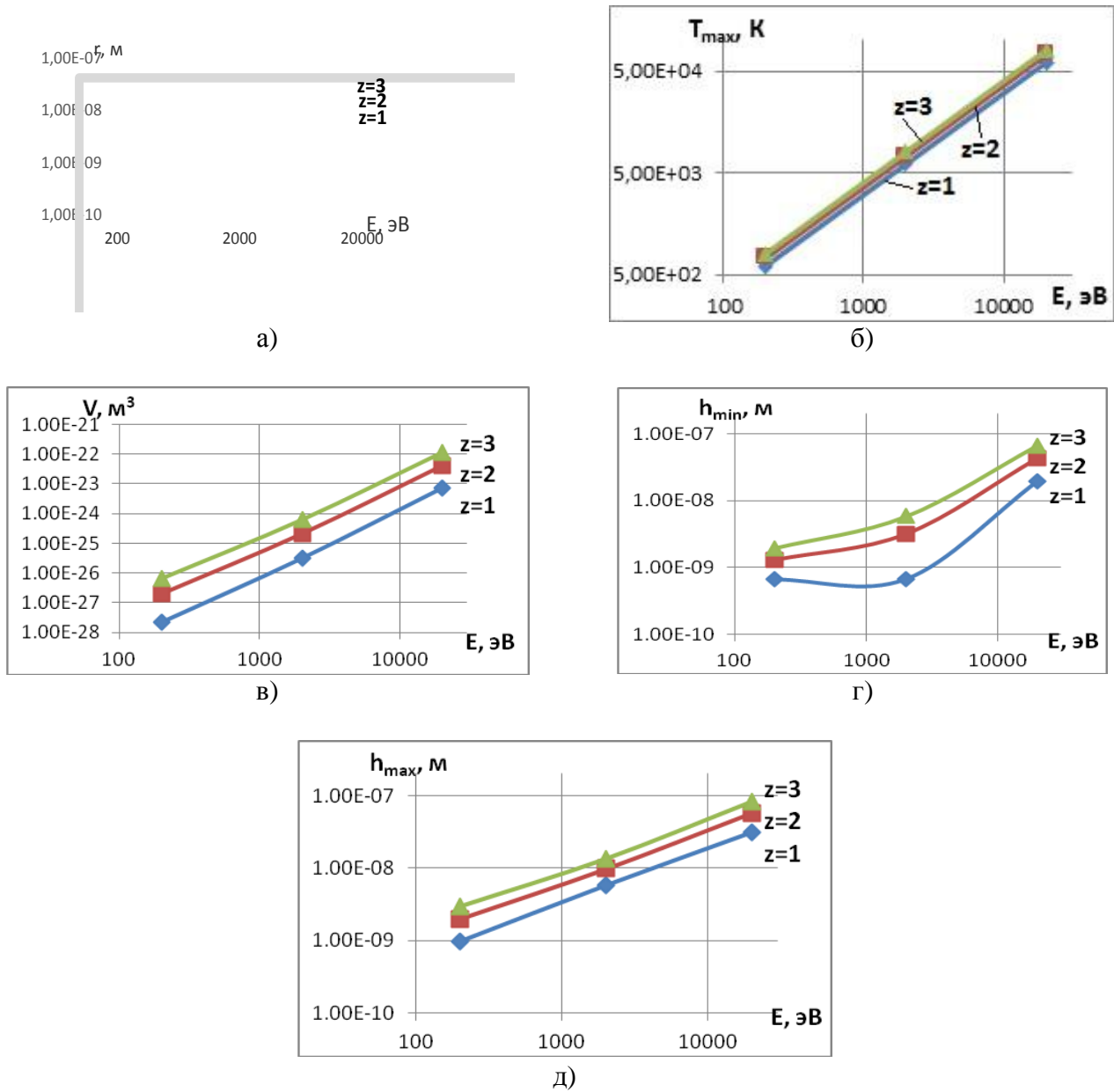


Рисунок 3 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов азота (N^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Для ионов Al^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,54 \cdot 10^{-10}$ до $1,93 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $1,86 \cdot 10^{-28} \dots 3,01 \cdot 10^{-23}$ m^3 , глубина залегания – от $5,99 \cdot 10^{-10}$ до $4,99 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 4).

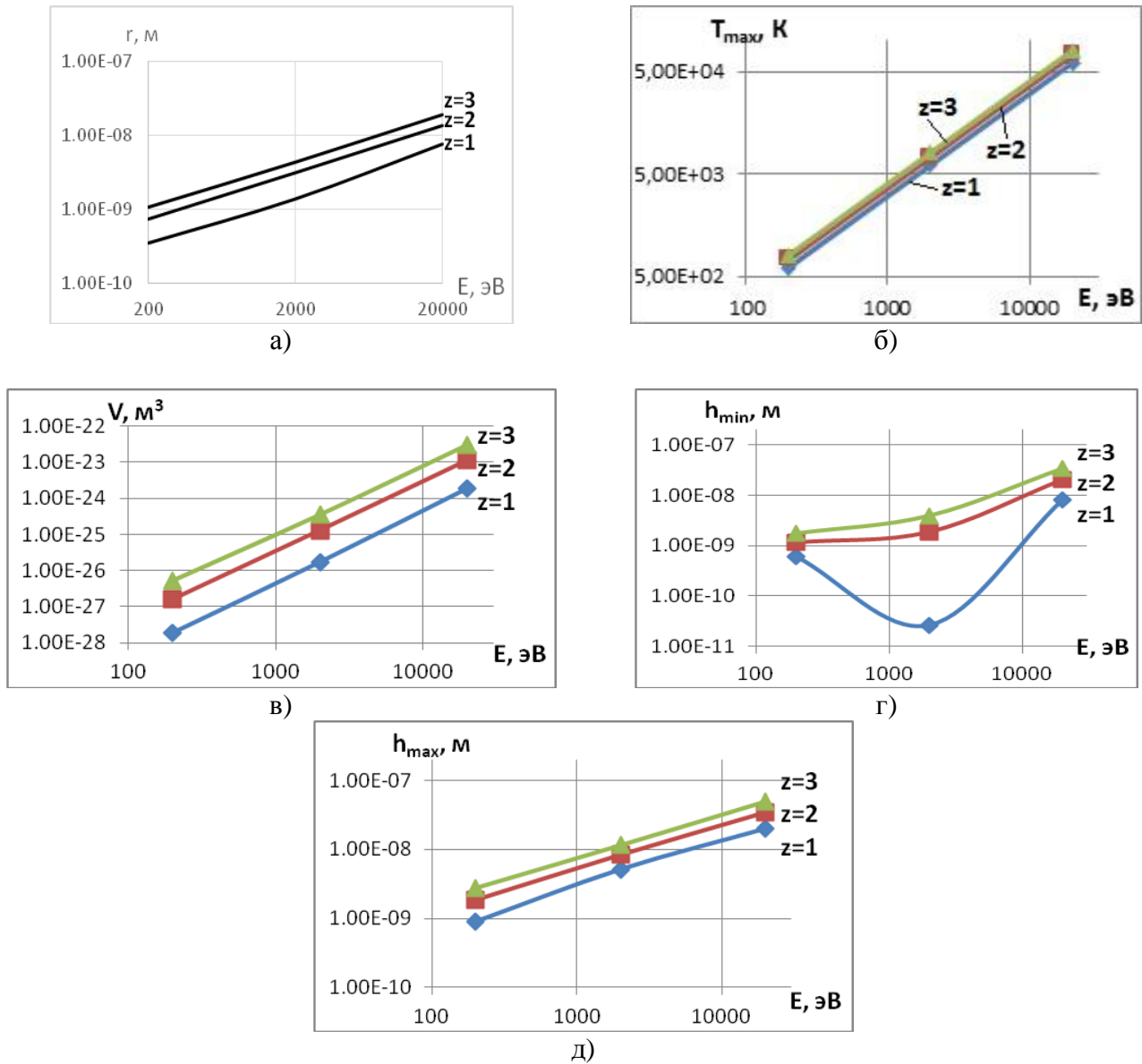
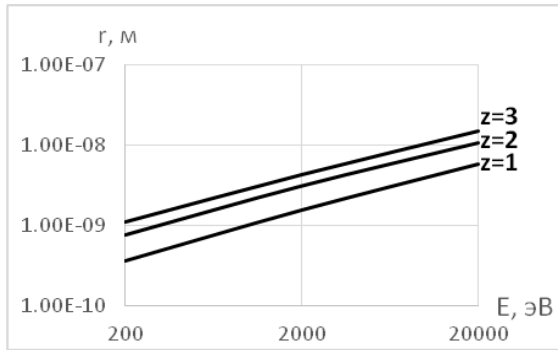
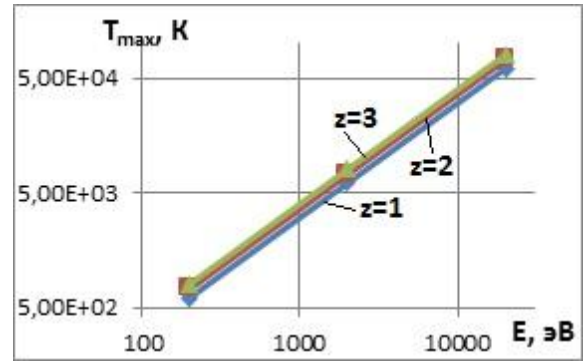


Рисунок 4 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объема нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов алюминия (Al^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

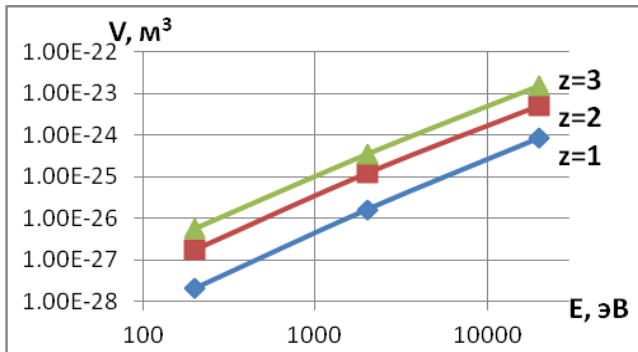
При действии ионов V^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,66 \cdot 10^{-10}$ до $1,52 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объема нанокластера составляет $2,05 \cdot 10^{-28} \dots 1,47 \cdot 10^{-23}$ m^3 , глубина залегания – от $6,31 \cdot 10^{-10}$ до $3,86 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 5).



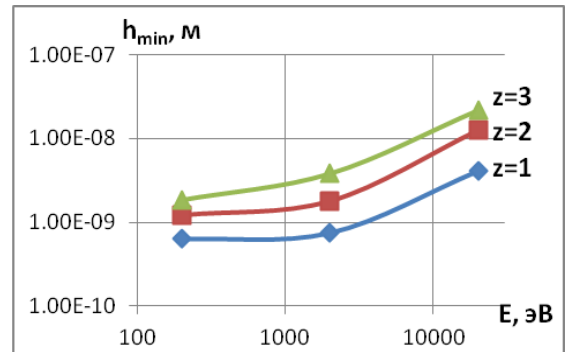
а)



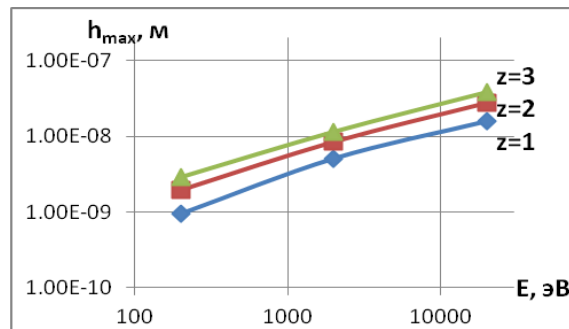
б)



в)



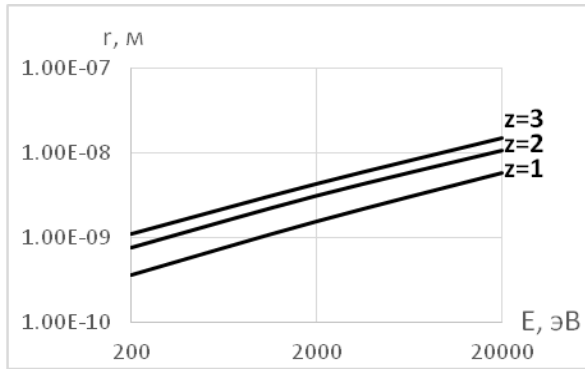
г)



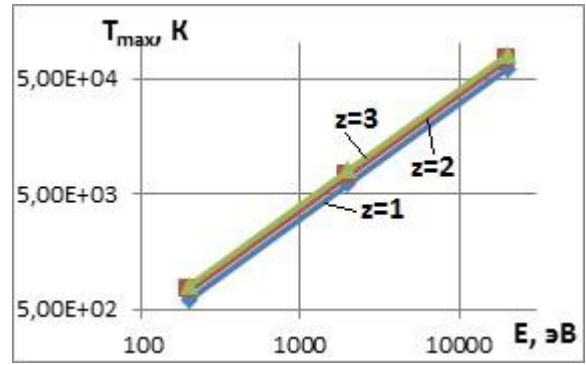
д)

Рисунок 5 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объема нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов ванадия (V^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

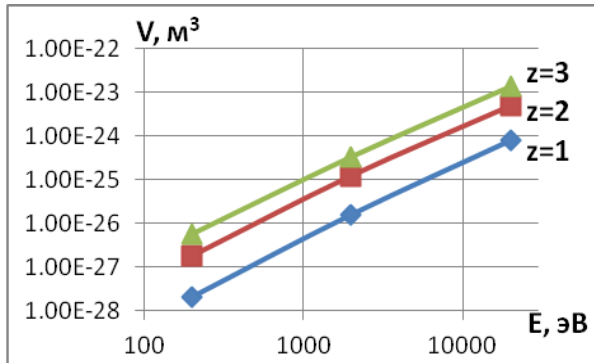
Для действия ионов Sr^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,66 \cdot 10^{-10}$ до $1,5 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объема нанокластера составляет $2,05 \cdot 10^{-28} \dots 1,42 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $6,3 \cdot 10^{-10}$ до $3,82 \cdot 10^{-8}$ м (рис. б).



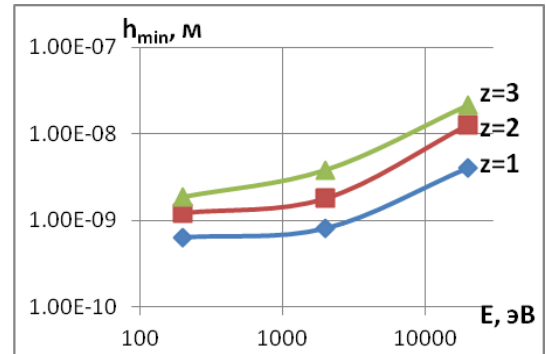
а)



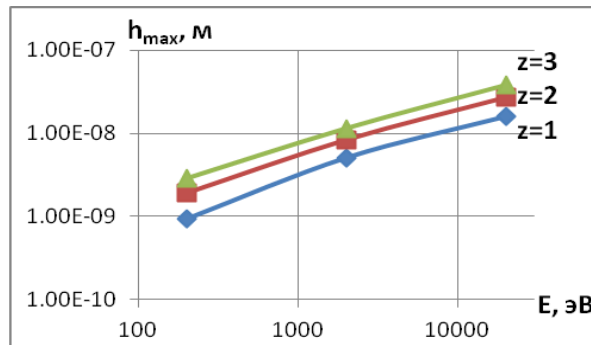
б)



в)



г)



д)

Рисунок 6 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов хрома (Cr^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

При действии ионов O^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,69 \cdot 10^{-10}$ до $2,7 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,11 \cdot 10^{-28} \dots 8,26 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $6,4 \cdot 10^{-10}$ до $7,42 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 7).

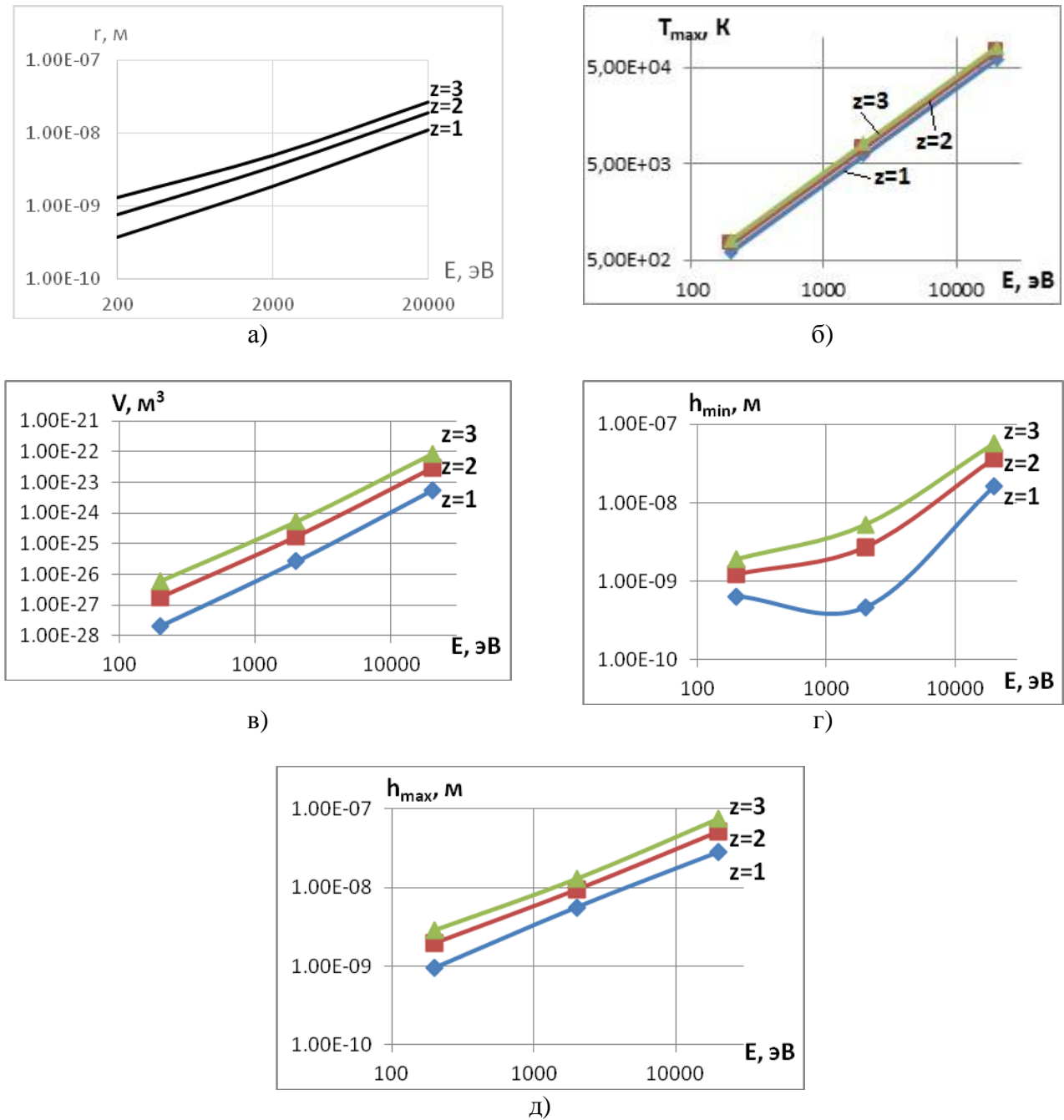


Рисунок 7 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объема нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов кислорода (O^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Для ионов Fe^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,68 \cdot 10^{-10}$ до $1,48 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объема нанокластера составляет $2,09 \cdot 10^{-28} \dots 1,35 \cdot 10^{-23}$ m^3 , глубина залегания – от $6,37 \cdot 10^{-10}$ до $3,76 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 8).

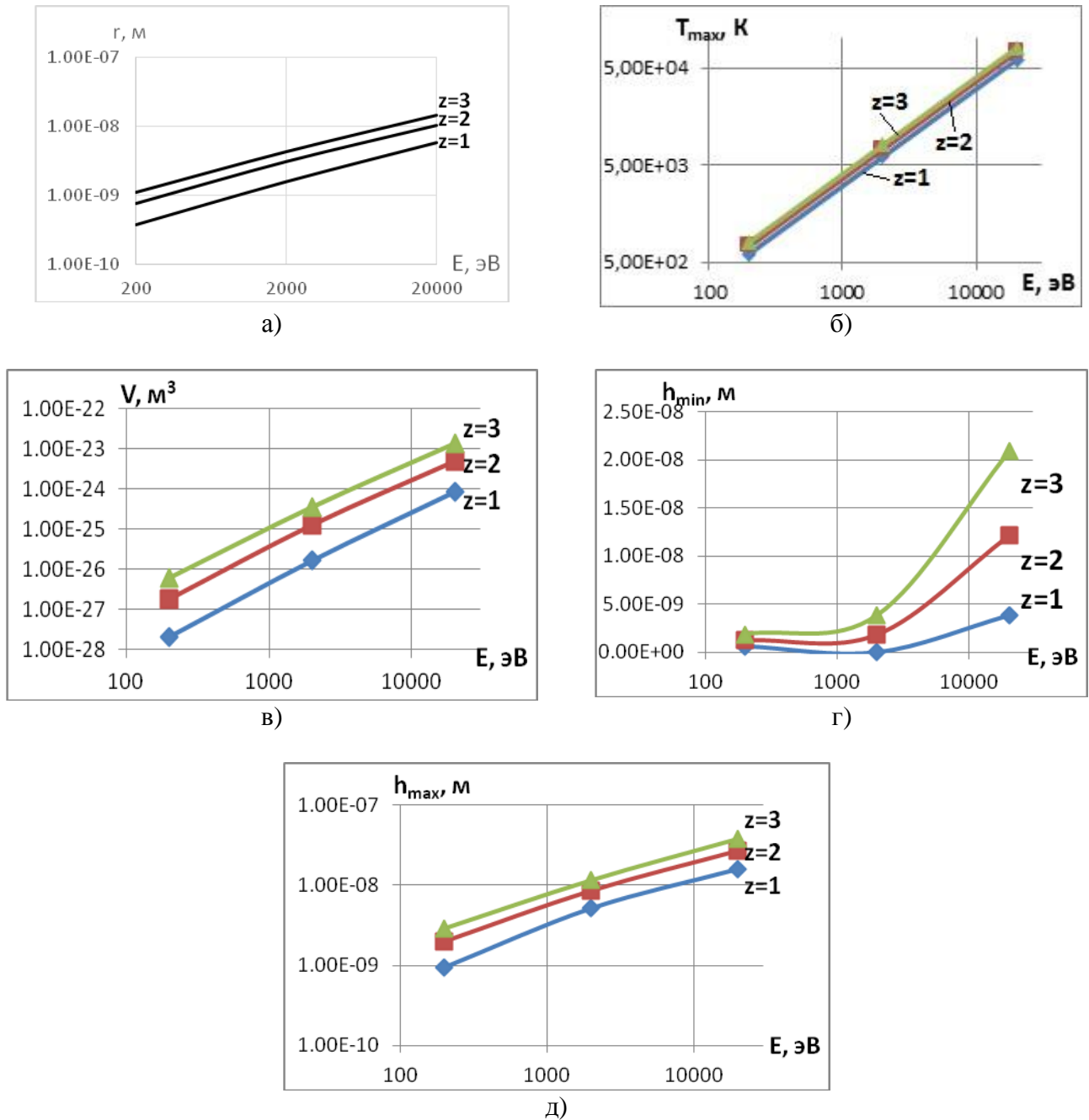


Рисунок 8 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов железа (Fe⁺) с различным зарядом (z = 1, z = 2, z = 3) для киборита

При действии ионов Ni⁺ радиус зерна колеблется в диапазоне от 3,69·10⁻¹⁰ до 1,46·10⁻⁸ м, максимальные температуры составляют 6,12·10²...8,06·10⁴ К, величина объёма нанокластера составляет 2,11·10⁻²⁸...1,3·10⁻²³ м³, глубина залегания – от 6,4·10⁻¹⁰ до 3,71·10⁻⁸ м (рис. 9).

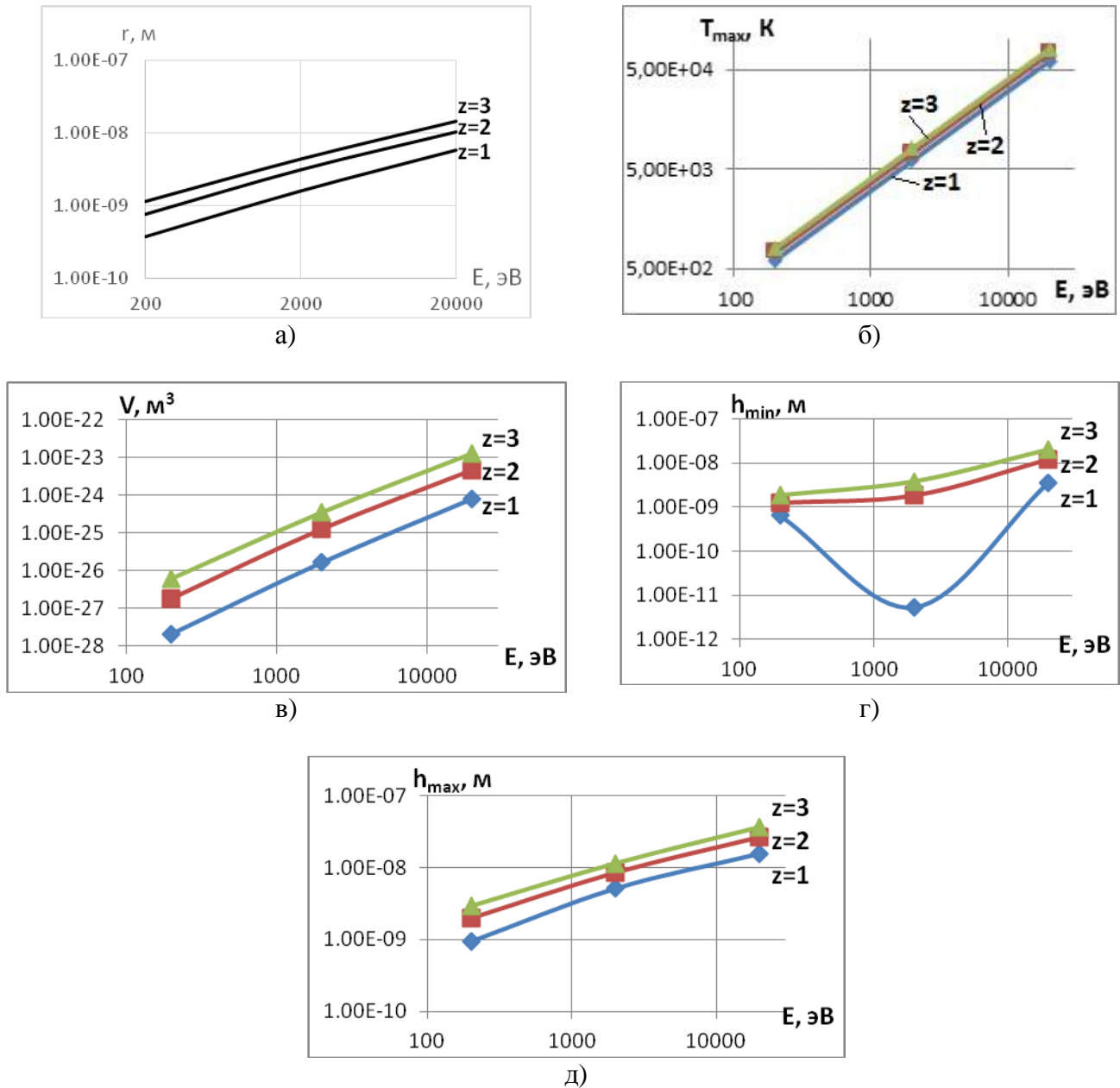


Рисунок 9 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов никеля (Ni^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Для действия ионов Co^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,71 \cdot 10^{-10}$ до $1,47 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,14 \cdot 10^{-28} \dots 1,34 \cdot 10^{-23}$ m^3 , глубина залегания – от $6,4 \cdot 10^{-10}$ до $3,75 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 10).

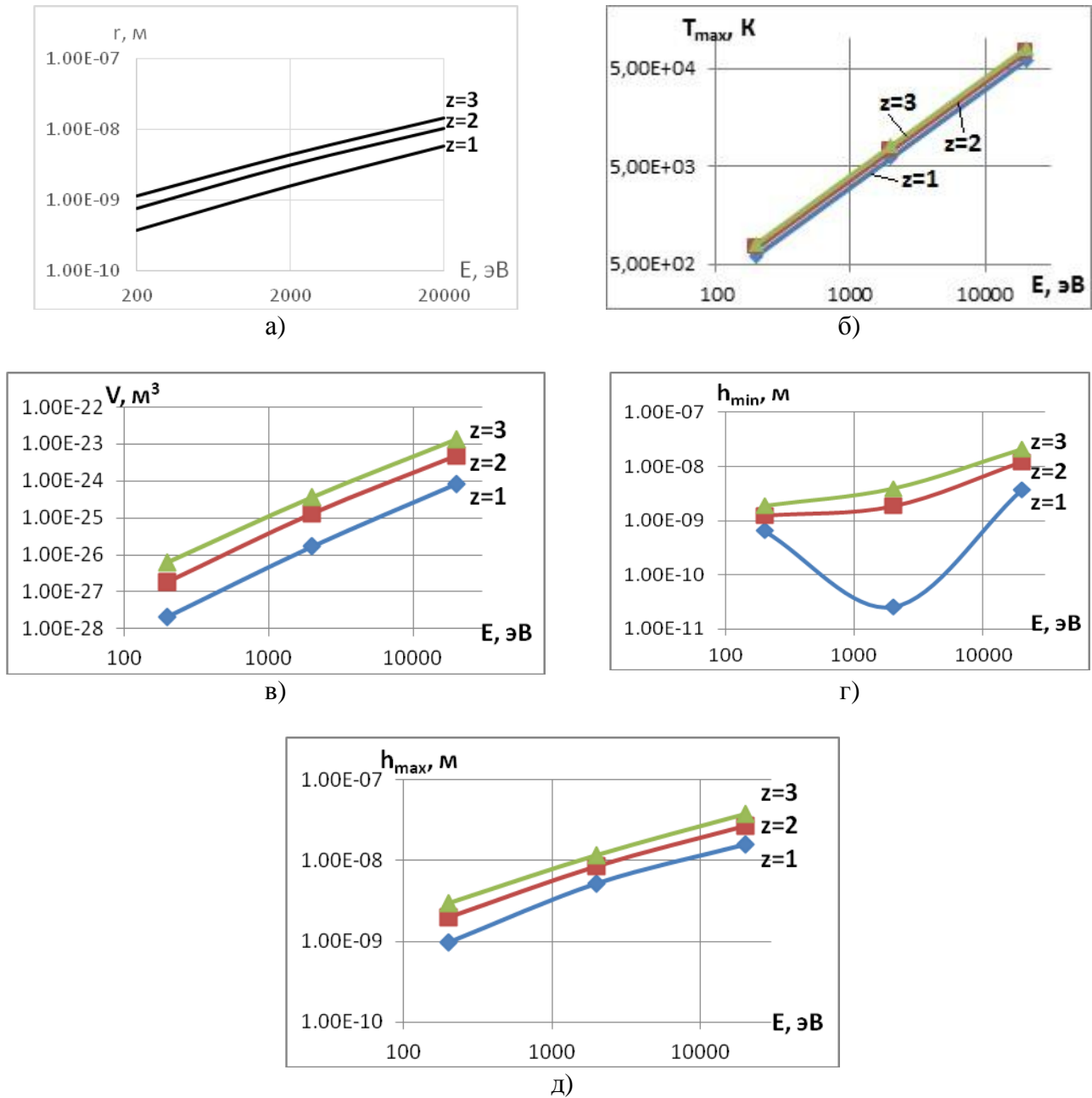
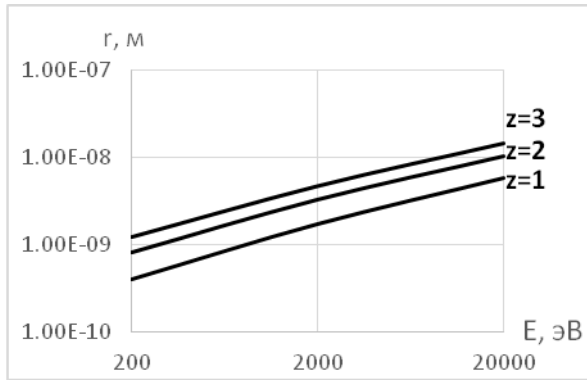
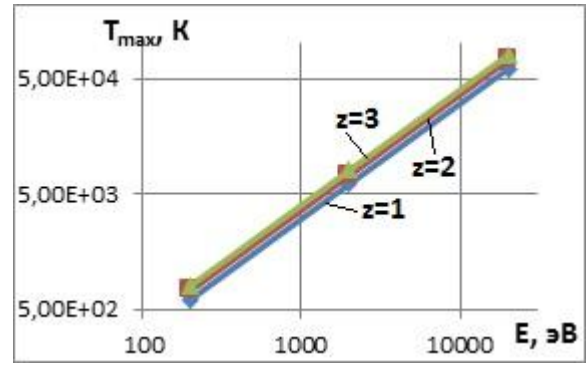


Рисунок 10 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов кобальта (Co^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

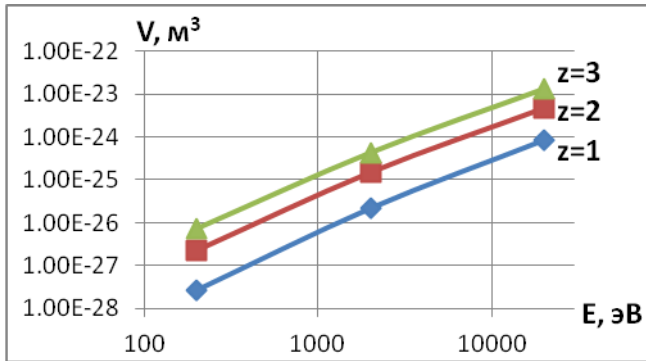
Для действия ионов Y^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,97 \cdot 10^{-10}$ до $1,46 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,62 \cdot 10^{-28} \dots 1,31 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $7,2 \cdot 10^{-10}$ до $3,72 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 11).



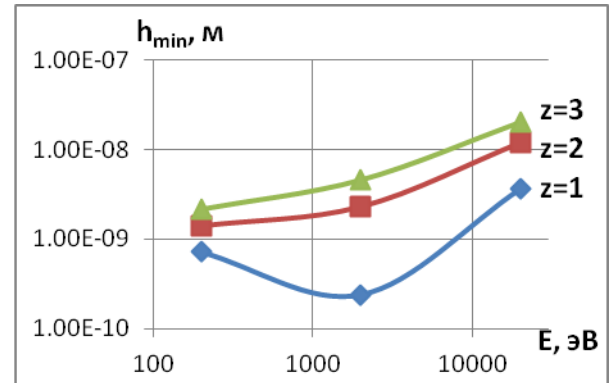
а)



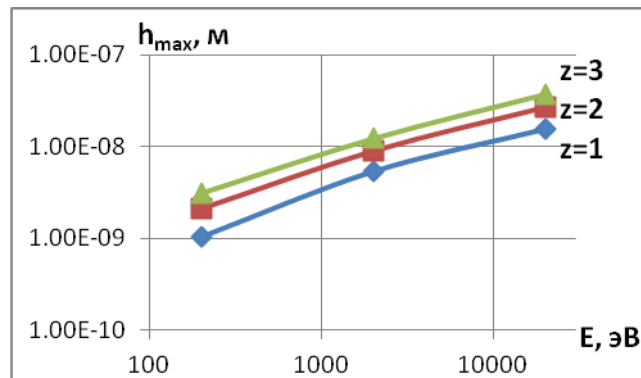
б)



в)



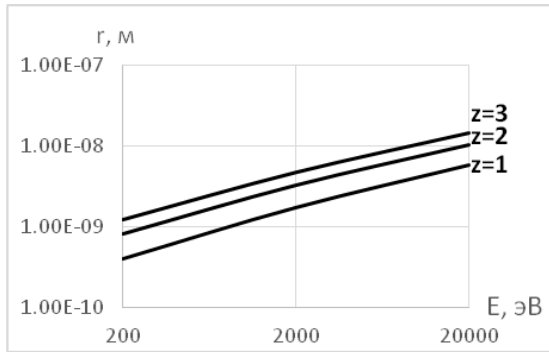
г)



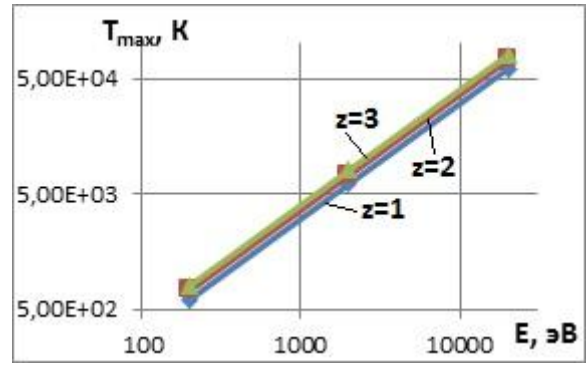
д)

Рисунок 11 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов иттрия (Y^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

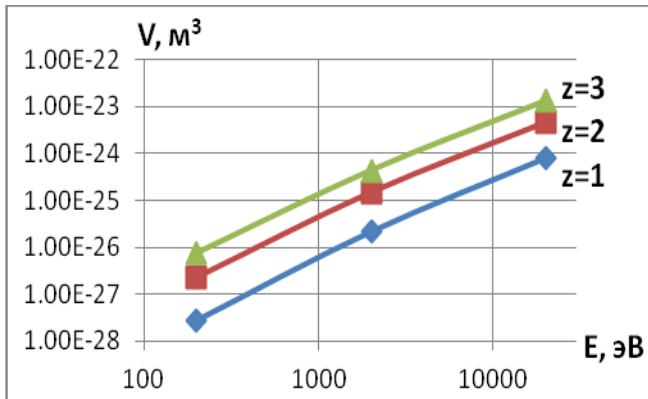
При действии ионов Zr^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $3,98 \cdot 10^{-10}$ до $1,46 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,64 \cdot 10^{-28} \dots 1,32 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $7,27 \cdot 10^{-10}$ до $3,73 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 12).



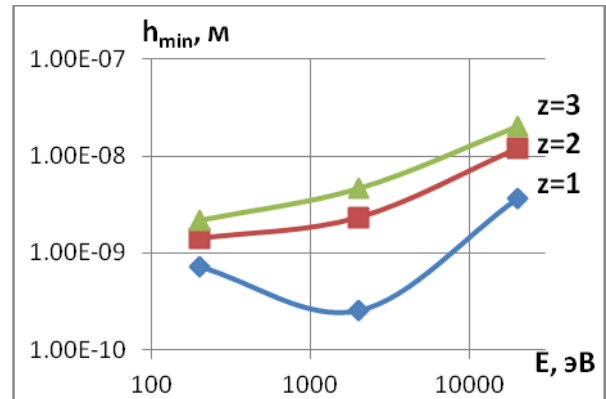
а)



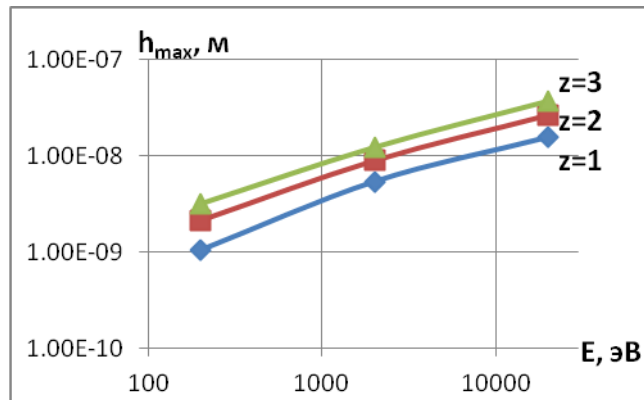
б)



в)



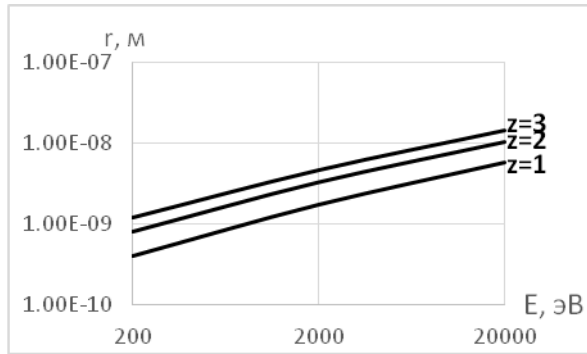
г)



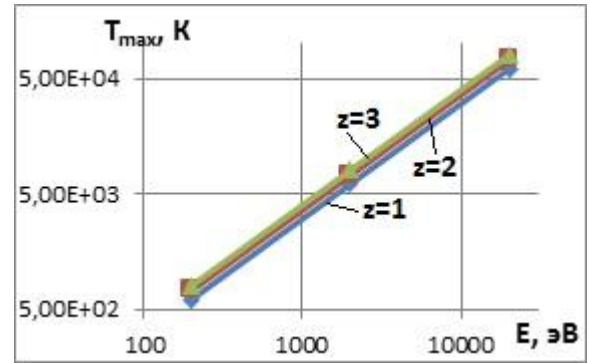
д)

Рисунок 12 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов циркония (Zr^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

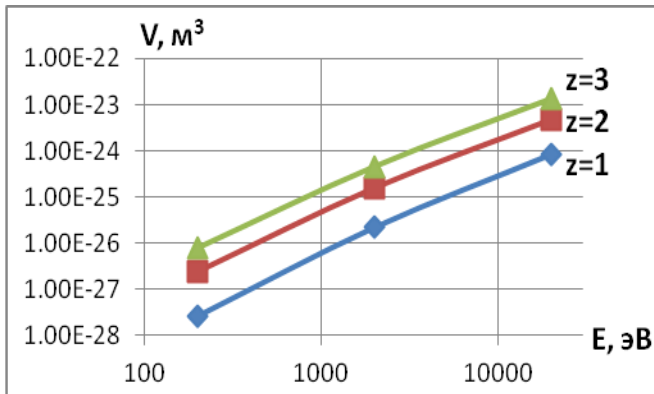
Для случая действия ионов Mo^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,2 \cdot 10^{-10}$ до $1,47 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $2,72 \cdot 10^{-28} \dots 1,33 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $7,38 \cdot 10^{-10}$ до $3,74 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 13).



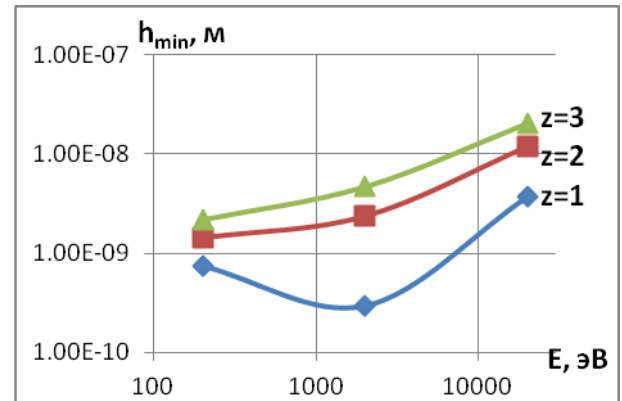
а)



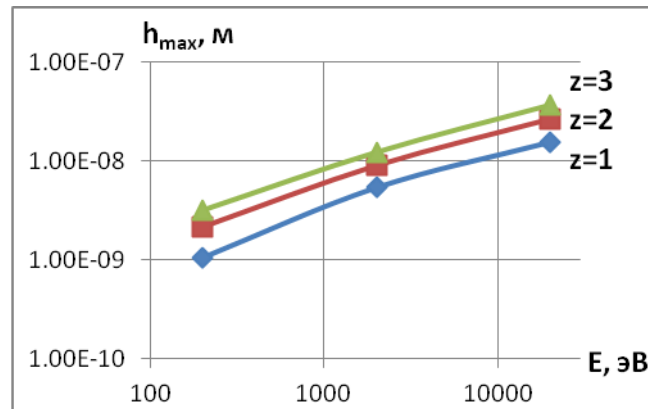
б)



в)



г)



д)

Рисунок 13 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов молибдена (Mo^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Для действия ионов Hf^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,62 \cdot 10^{-10}$ до $1,63 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $4,13 \cdot 10^{-28} \dots 1,83 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $9,29 \cdot 10^{-10}$ до $4,17 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 14).

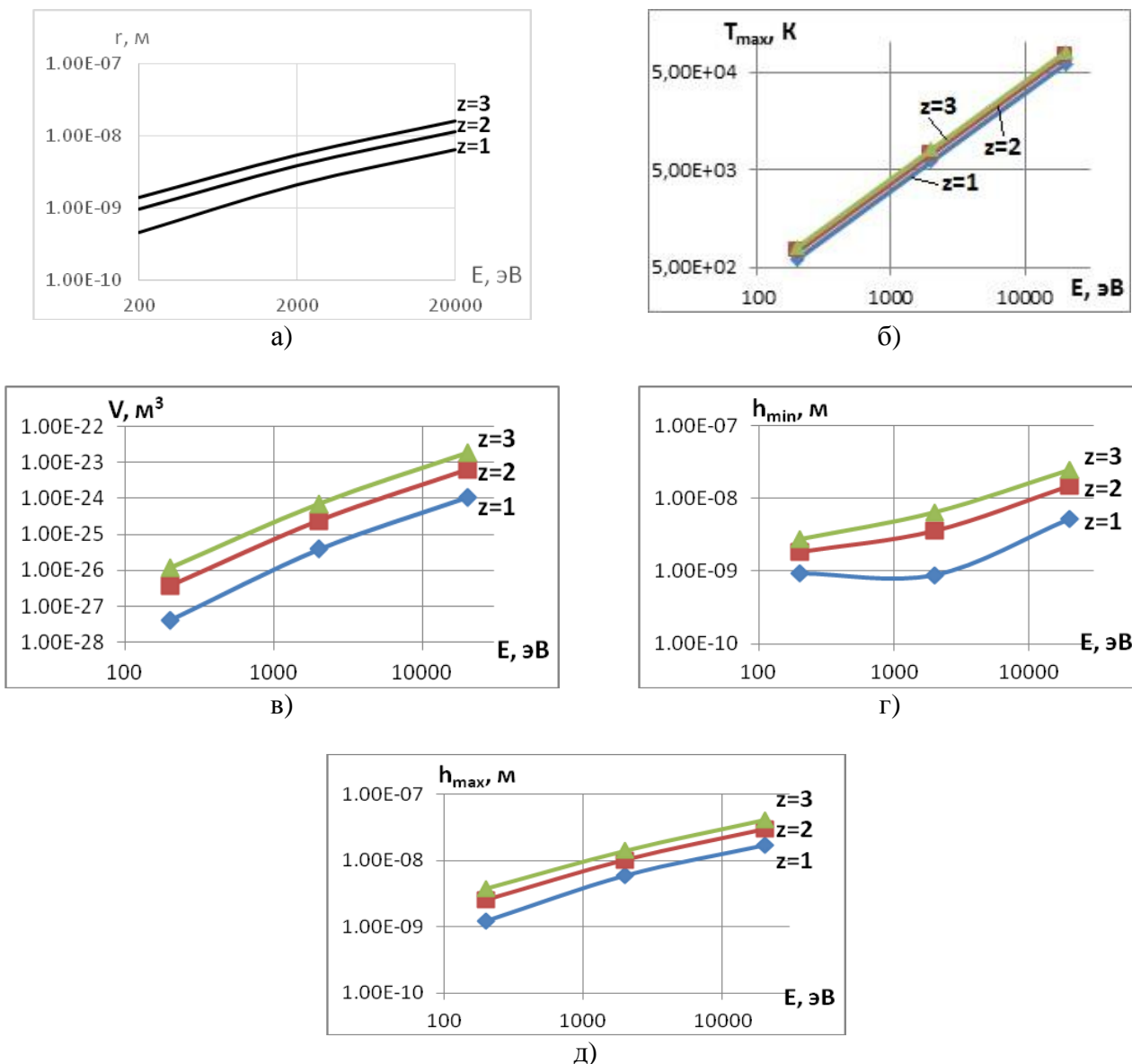


Рисунок 14 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов гафния (Hf^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

При действии ионов Ta^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,64 \cdot 10^{-10}$ до $1,64 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $4,19 \cdot 10^{-28} \dots 1,85 \cdot 10^{-23}$ m^3 , глубина залегания – от $9,34 \cdot 10^{-10}$ до $4,19 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 15).

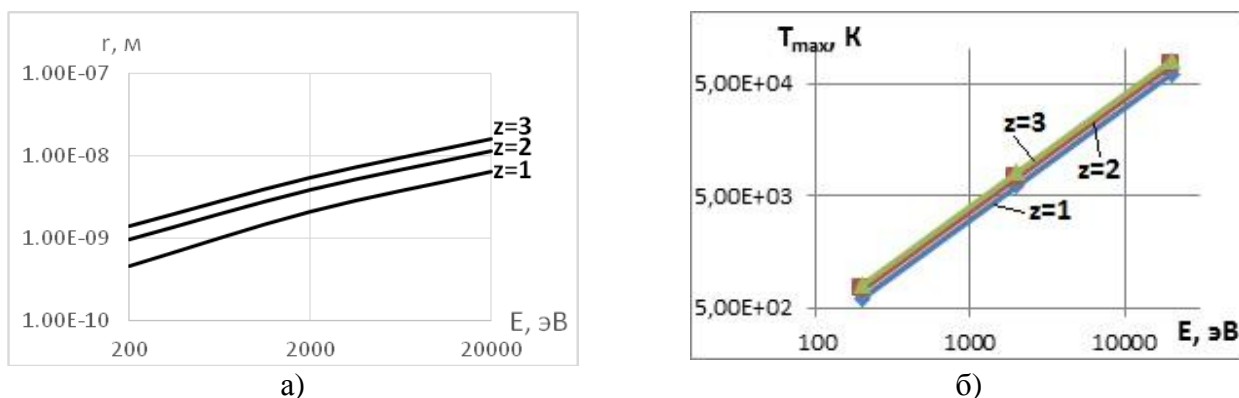
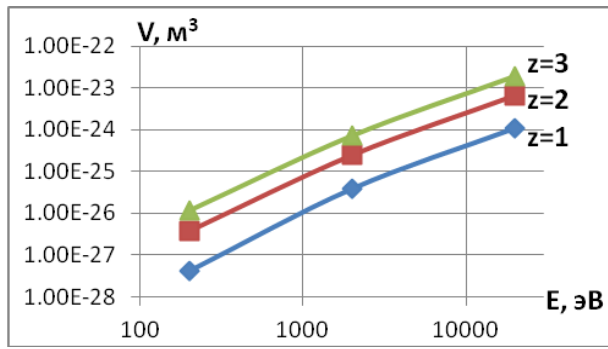
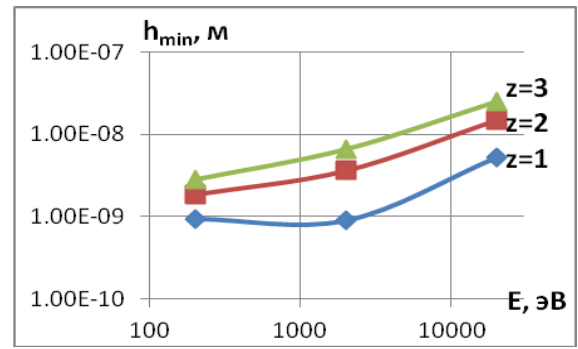


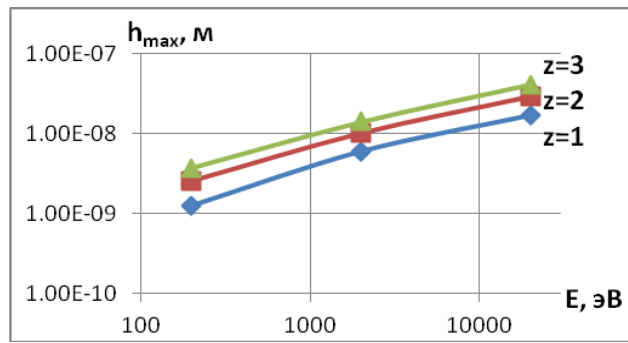
Рисунок 15 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов тантала (Ta^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита



в)



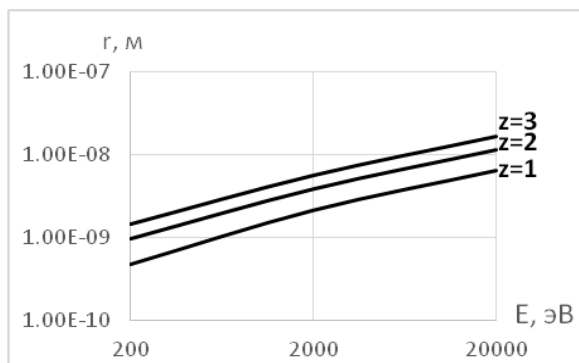
г)



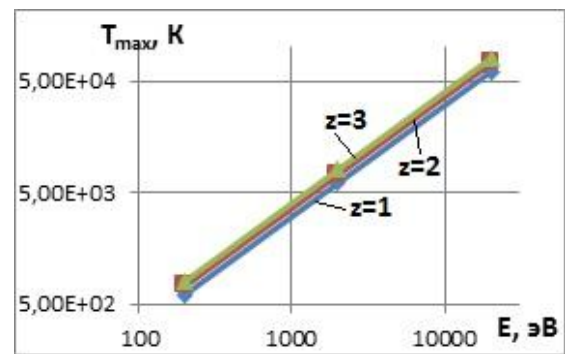
д)

Рисунок 15 – Окончание

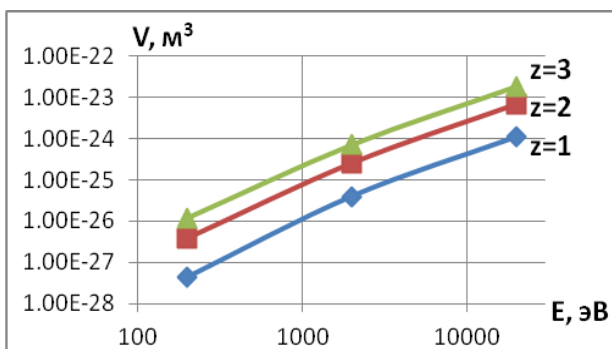
Для действия ионов W^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,67 \cdot 10^{-10}$ до $1,65 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $4,26 \cdot 10^{-28} \dots 1,87 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $9,39 \cdot 10^{-10}$ до $4,2 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 16).



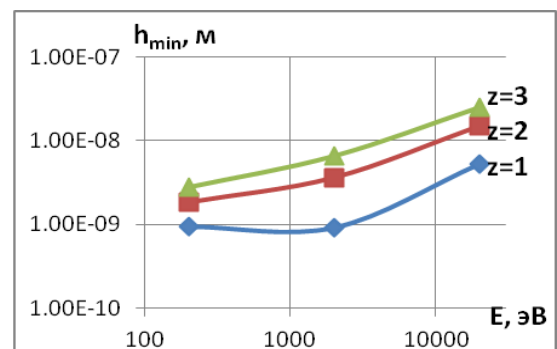
а)



б)



в)



г)

Рисунок 16 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов вольфрама (W^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

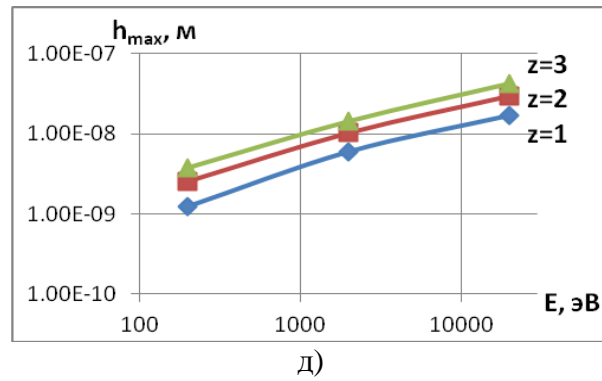


Рисунок 16 – Окончание

При действии ионов Pt^+ радиус зерна колеблется в диапазоне от $4,73 \cdot 10^{-10}$ до $1,67 \cdot 10^{-8}$ м, максимальные температуры составляют $6,12 \cdot 10^2 \dots 8,06 \cdot 10^4$ К, величина объёма нанокластера составляет $4,43 \cdot 10^{-28} \dots 1,95 \cdot 10^{-23}$ м³, глубина залегания – от $9,63 \cdot 10^{-10}$ до $4,26 \cdot 10^{-8}$ м (рис. 17).

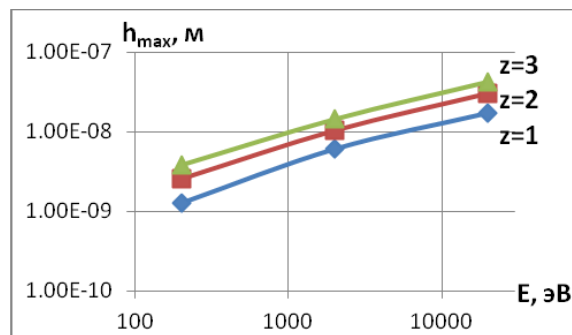
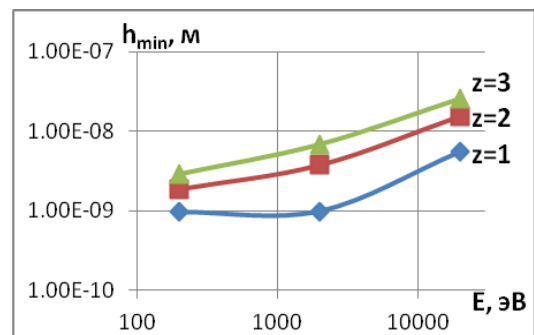
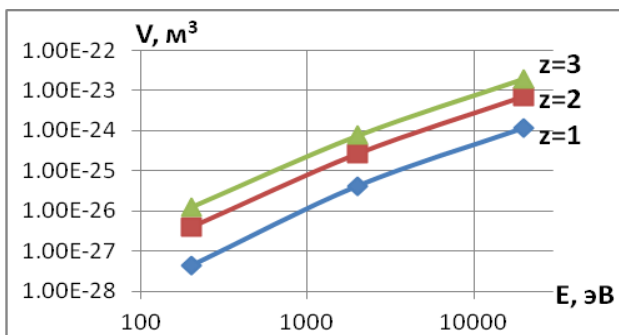
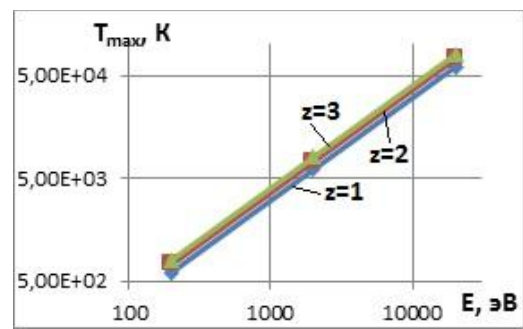
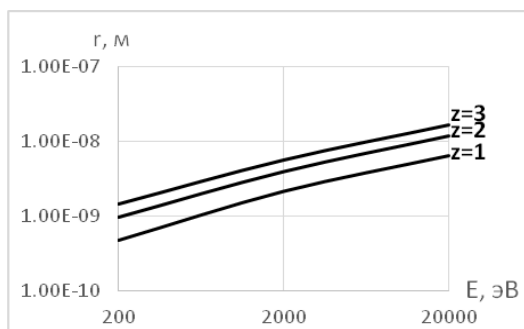


Рисунок 17 – Зависимости радиуса зерна (а), максимальных температур (б) в зоне действия иона, объёма нанокластера (в), максимальной (г) и минимальной (д) глубины НК при действии ионов платины (Pt^+) с различным зарядом ($z = 1, z = 2, z = 3$) для киборита

Анализ результатов расчёта показывает, что есть возможность создания слоёв от 10^{-10} до 10^{-7} м. Объём нанокластера может составлять от 10^{-29} до 10^{-22} м³, радиус зерна – от 10^{-10} до 10^{-7} м. Всё это показывает, что можно создавать наноструктурные слои толщиной 10^{-7} м, а, выбирая сорт иона, его заряд и энергию, можно создавать переходные слои наноструктур с индивидуальными свойствами и обеспечивать высокую работоспособность деталей и РИ за счёт повышенной микротвёрдости наноструктур (износостойкости) малого модуля упругости (способность выдерживать ударные нагрузки), высокую коррозионную стойкость (за счёт малого размера зерна), высокую работоспособность материала на изгиб и усталостную прочность, за счёт организации на поверхности остаточных сжимающих напряжений и высоких пределов прочности и текучести для наноструктурной поверхности детали или РИ.

Выводы

1. Показана возможность получения наноструктур на РИ из киборита при действии потоков ионов B^+ , C^+ , N^+ , Al^+ , V^+ , Cr^+ , O^+ , Ni^+ , Co^+ , Y^+ , Zr^+ , Mo^+ , Hf^+ , Ta^+ , W^+ , Pt^+ , Fe^+ разных энергий и зарядов.

2. Выбирая энергию иона, заряд и его сорт можно получить как наноструктурное зерно, так и субмикроструктурное, что позволяет выбирать технологические параметры для его получения.

3. Показано, что есть возможность образования наноструктурных слоёв толщиной до 10^{-7} м, а значит можно получить уникальные физико-механические характеристики для РИ из киборита: высокую износостойкость, способность выдерживать ударные нагрузки; обеспечить высокие прочностные характеристики поверхностного слоя, способность выдерживать высокие изгибные нагрузки, высокую коррозионную стойкость, а так же обеспечить высокую стойкость к диффузионному износу.

4. Теоретические исследования показали большие перспективы РИ из киборита.

Перечень источников литературы: 1. Сверхтвёрдые материалы, получение и применение [Текст]: моногр. в 6 т. / под общей ред. Н. В. Новикова. – К.: ИСМ им. В. Н. Бакуля, ИПЦ АЛКОН НАНУ, 2006. – Т. 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / под ред. С.А. Клименко. – 316 с. 2. Костюк, Г. И. Нанотехнологии: выбор технологических параметров и установок, производительность обработки, физико-механические характеристики наноструктур [Текст]: моногр. / Г. И. Костюк. – К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2014. – 472 с. 3. Костюк, Г. И. Нанотехнологии: теория, эксперимент, техника, перспективы [Текст]: моногр. / Г. И. Костюк. – К.: Изд. центр Междунар. академии наук и инновац. технологий, 2012. – 648 с. 4. Костюк, Г.И. Физико-технические основы нанесения покрытий, ионной имплантации и ионного легирования, лазерной обработки и упрочнения, комбинированных технологий [Текст] В 2 кн. / Г.И. Костюк. – К.: Изд-во АИНУ, 2002. – 1030 с. 5. Костюк, Г. И. Наноструктуры и нанопокртия: перспективы и реальность: учеб.пособие / Г. И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2009. – 406 с. 6. Костюк, Г. И. Научные основы создания современных технологий [Текст]: учеб.пособие / Г. И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2008. – 552 с. 7. Костюк, Г. И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: моногр.-справ. / Г. И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2007. – 633 с. 8. Костюк, Г. И. Эффективный режущий инструмент с покрытием и упрочненным слоем [Текст]: справ. / Г. И. Костюк. – К.: Вид-во АИНУ, 2003. – 412 с. 9. Костюк, Г. И. Физико-технические основы роботизированного производства [Текст]: учеб.пособие / Г. И. Костюк. – Х.: Нац. аэрокосм. ун-т «Харьк. авиац. ин-т», 2006. – 614 с. 10. Гречихин, Л. И. Физика наночастиц и нанотехнологий [Текст] / Л. И. Гречихин. – М.: УП «Технопринт», 2004. – 397 с. 11. Аксенов, И. И. Вакуумная дуга в эрозионных источниках плазмы [Текст] / И. И. Аксенов. – Х.: Изд-во НИИ «ХФТИ», 2005. – 211 с.

Рецензент: Долматов А.И., д.т.н., проф., НАУ «ХАИ»

ПЕРСПЕКТИВЫ ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУР НА РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТАХ ИЗ СТМ
КИБОРИТ ПРИ ДЕЙСТВИИ ИОНОВ

Костюк Г.И., Костюк Е.Г., Костюк А.Н.

Получены теоретические величины размера зерна, объёма нанокластера и глубины его залегания в режущем инструменте (РИ) из сверхтвёрдого материала (СТМ) киборит при действии ионов B^+ , C^+ , N^+ , Al^+ , V^+ , Cr^+ , O^+ , Ni^+ , Co^+ , Y^+ , Zr^+ , Mo^+ , Hf^+ , Ta^+ , W^+ , Pt^+ , Fe^+ с разными зарядами ($z = 1$, $z = 2$, $z = 3$) и энергией $2 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^5$ эВ. Показана возможность прогнозирования технологических параметров для получения наноструктурного слоя необходимой толщины.

ПЕРСПЕКТИВИ ОТРИМАННЯ НАНОСТРУКТУР НА РІЗУЧИХ ІНСТРУМЕНТАХ З СТМ КИБОРИТ
ПРИ ДІЇ ІОНІВ

Костюк Г.І., Костюк О.Г., Костюк А.М.

Отримані теоретичні розміри зерна, об'єму нанокластерів і глибин його залягання в різальному інструменті (РІ) з надтвердого матеріалу (НТМ) киборит при дії іонів B^+ , C^+ , N^+ , Al^+ , V^+ , Cr^+ , O^+ , Ni^+ , Co^+ , Y^+ , Zr^+ , Mo^+ , Hf^+ , Ta^+ , W^+ , Pt^+ , Fe^+ з різними зарядами ($z = 1$, $z = 2$, $z = 3$) і енергією $2 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^5$ еВ. Показано можливість прогнозування технологічних параметрів для отримання наноструктурного шару необхідної товщини.

PROSPECTS OF NANOSTRUCTURES IN CUTTING TOOLS FROM STM KIBORIT UNDER THE ACTION
OF IONS

Kostyuk G.I. , Kostyuk YE.G. , Kostyuk A.N.

The obtained theoretical values of grain size, volume of nanocluster and depth of its occurrence in the cutting tool (CT) of excess solid material (SHM) kaborit under the action of ions B^+ , C^+ , N^+ , Al^+ , V^+ , Cr^+ , O^+ , Ni^+ , Co^+ , Y^+ , Zr^+ , Mo^+ , Hf^+ , Ta^+ , W^+ , Pt^+ , Fe^+ with different charges ($z = 1$, $z = 2$, $z = 3$) and energy $2 \cdot 10^2 - 2 \cdot 10^5$ eV. It is possible to forecast technological parameters to obtain a nanostructured layer of the required thickness/

Ключевые слова: Наноструктуры, размер зерна, объем нанокластера, киборит, сверхтвердые материалы, режущий инструмент

Ключові слова: Наноструктури, розмір зерна, об'єм нанокластера, надтверді матеріали, киборит, різальний інструмент

Keywords: Nanostructures, grain size, volume of nanocluster, kaborit, superhardness materials, cutting tools

Дата подання статті до редакції: 21 жовтня 2014 р.

УДК 621.923

Минчев Р.М.

ООО “Энергореле”, г. Мариуполь, Украина

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ МАКСИМАЛЬНЫХ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ ОСЕВЫМИ МНОГОЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Введение

Одной из основных причин возникновения погрешностей при обработке отверстий осевыми многолезвийными инструментами является их несоосность, в результате чего в технологической системе образуются упругие перемещения и колебания [1-3]. Важным условием уменьшения интенсивности колебаний при обработке отверстий следует рассматривать применение разверток с разнонаклонными зубьями [4], фактически исключая работу “по следу”. В связи с этим необходимо оценить влияние несоосности обрабатываемого отверстия и осевого многолезвийного инструмента на величину упругого перемещения, возникающего в технологической системе, для различного количества лезвий инструмента. Это позволит выявить технологические возможности повышения точности обработки отверстий с точки зрения уменьшения упругих перемещений.

Основная часть

В работах [5, 6] приведены аналитические зависимости для определения величины упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, при рассверливании отверстия (рис. 1) в случае несоосного расположения обрабатываемого отверстия (радиусом r) и инструмента (радиусом R) (1):

$$y = \frac{(t_1 - t_2)}{\left(2 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{\Delta \cdot \cos \alpha}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (1)$$

где c – жесткость технологической системы в радиальном направлении, Н/м; σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{рез} = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$ – коэффициент резания; P_{z1} , P_{z2} , P_{y1} , P_{y2} – тангенциальные и радиальные составляющие силы резания, действующие на оба лезвия сверла, Н; S – подача, м/об; t_1 , t_2 – глубины резания, приходящиеся на оба лезвия сверла, м; φ – половина главного угла сверла в плане; Δ – сдвиг оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия, м; α – угол, определяющий положение лезвий сверла.

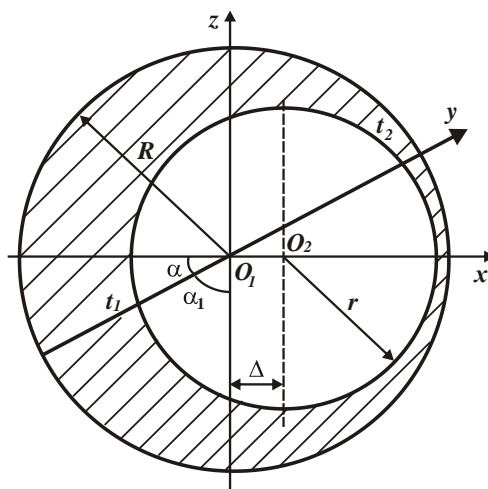


Рисунок 1 – Расчетная схема погрешности обработки отверстия при рассверливании

Решение получено в полярной системе координат с координатами y и α . Положение осей инструмента O_1 и обрабатываемого отверстия O_2 рассмотрено в декартовой системе координат xOz .

Как видно, максимальное упругое перемещение y достигается при угле $\alpha = 0$.

При обработке отверстия зенкером, имеющим 3 лезвия, наибольшая погрешность обработки, очевидно, будет достигаться вдоль координаты ox при осесимметричном расположении лезвий инструмента (рис. 2, а, б). В первом случае радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из трех лезвий инструмента, определяются зависимостями:

$$P_{y1} = P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}, \quad P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{рез}}.$$

Под действием этих сил ось инструмента (точка O_1 на рис. 1) переместится вдоль координаты ox на величину упругого перемещения y . По сути, это соответствует уменьшению величины Δ на величину y . Тогда текущая фактическая глубина резания $t_{1\phi}$, приходящаяся на лезвие (зуб) инструмента, будет определяться зависимостью, приведенной в работе [7], рассматривая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$, т.е.

$$t_{1\phi} = R - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cdot \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2} + (\Delta - y) \cdot \cos \alpha. \quad (2)$$

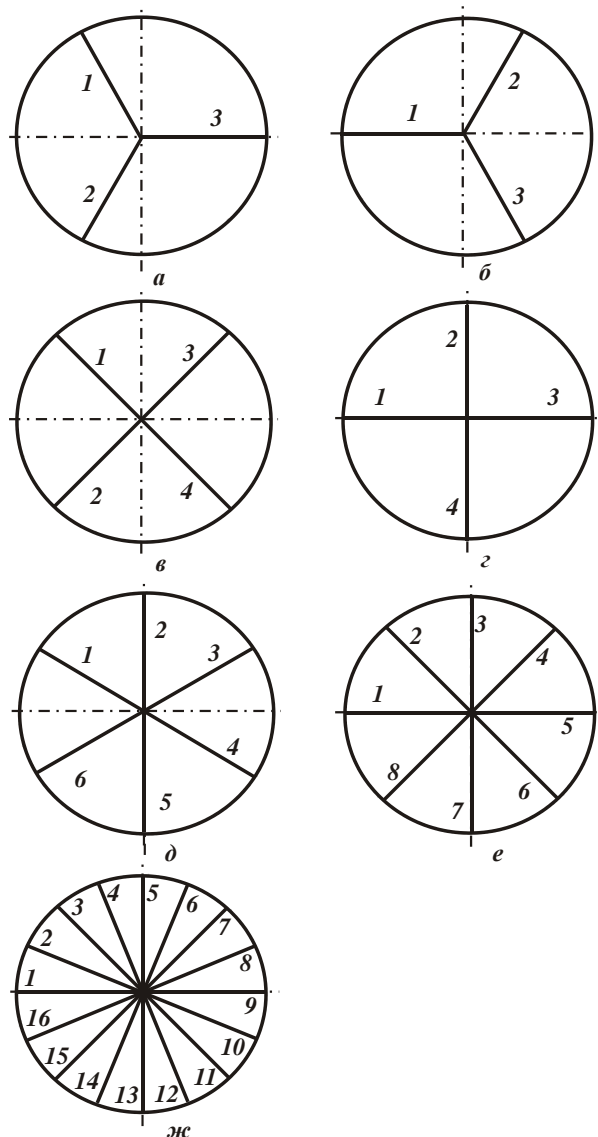


Рисунок 2 – Схемы расположения лезвий инструмента

При угле $\alpha = 60^0$ с учетом $r \gg (\Delta - y)$ зависимость (2) упростится и примет вид:

$$t_{1\phi} = R - r + 0,5 \cdot (\Delta - y). \quad (3)$$

Соответственно, текущая фактическая глубина резания $t_{3\phi}$ будет определяться зависимостью, приведенной в работе [7], принимая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$, т.е.:

$$t_{3\phi} = R - (\Delta - y) \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cdot \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2}. \quad (4)$$

При угле $\alpha = 0^0$ с учетом $r \gg (\Delta - y)$ зависимость (4) упростится:

$$t_{3\phi} = R - r - (\Delta - y). \quad (5)$$

Поскольку перемещение оси инструмента происходит вдоль координаты ox , то необходимо рассматривать проекции сил P_{y1} и P_{y2} на координату ox при угле $\alpha = 60^0$:

$$(P_{y1})_x = (P_{y2})_x = P_{y1} \cdot \cos \alpha = 0,5 \cdot P_{y1}. \quad (6)$$

Тогда величина упругого перемещения y определится:

$$y = \frac{2 \cdot (P_{y1})_x - P_{y3}}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{3 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (t_{1\phi} - t_{3\phi}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (\Delta - y), \quad (7)$$

где $(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = 1,5 \cdot (\Delta - y)$.

Разрешая полученное уравнение (7) относительно неизвестной величины y , получено

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (8)$$

Таким образом, получена зависимость для определения величины упругого перемещения y , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанного на рис. 2,а. Для случая, показанного на рис. 2,б, радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из трех лезвий, соответственно определяются зависимостями:

$$P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{pez}}, \quad P_{y2} = P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{3 \cdot K_{pez}}. \quad \text{Как и в первом случае, под действием этих трех}$$

сил ось инструмента (точка O_1 на рис. 1) переместится вдоль координаты ox на величину упругого перемещения y , что эквивалентно уменьшению величины Δ на величину y . Тогда текущая фактическая глубина резания $t_{1\phi}$, приходящаяся на лезвие (зуб) инструмента, будет определяться зависимостью, приведенной в работе [7], рассматривая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$ для $\alpha = 0^0$ с учетом $r \gg (\Delta - y)$:

$$t_{1\phi} = R - r + (\Delta - y). \quad (9)$$

Соответственно, текущая фактическая глубина резания $t_{2\phi}$ будет определяться зависимостью, приведенной в работе [7], принимая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$ для $\alpha = 60^0$:

$$t_{2\phi} = R - r - 0,5 \cdot (\Delta - y). \quad (10)$$

Проекция сил P_{y2} и P_{y3} на координату ox при угле $\alpha = 60^0$ равны:

$$(P_{y2})_x = (P_{y3})_x = P_{y2} \cdot \cos \alpha = 0,5 \cdot P_{y2}. \quad (11)$$

Тогда величина упругого перемещения y определится:

$$y = \frac{P_{y1} - 2 \cdot (P_{y2})_x}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{3 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot 1,5 \cdot (\Delta - y). \quad (12)$$

Разрешая полученное уравнение (12) относительно неизвестной величины y , имеем

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (13)$$

Таким образом, получена зависимость для определения величины упругого перемещения y , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 2,б.

Как видно, зависимости (8) и (13) идентичны. Сравнивая их с аналогичной зависимостью (1), полученной при обработке отверстия инструментом с двумя лезвиями (сверлом), видно, что при обработке отверстия инструментом с тремя лезвиями величина упругого перемещения y меньше, т.к. больше знаменатель зависимости (13). Это указывает на эффективность применения операции зенкерования отверстия после его рассверливания с точки зрения уменьшения погрешности обработки отверстия. Однако, эффект будет достигаться при условии, когда второе слагаемое знаменателя в зависимости (13) будет больше единицы. В противном случае величина упругого перемещения $y \rightarrow \Delta$.

При обработке отверстия осевым инструментом (зенкером), имеющим 4 лезвия, наибольшая погрешность обработки, очевидно, будет достигаться вдоль координаты ox при осесимметричном расположении лезвий инструмента (рис. 2,в,г). В первом случае радиальные составляющие силы резания, действующие на каждое из четырех лезвий инструмента, соответственно определяются зависимостями:

$$P_{y1} = P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}}, \quad P_{y3} = P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}}.$$

Под действием этих сил ось инструмента (точка O_1 на рис. 1) переместится вдоль координаты ox на величину упругого перемещения y , что эквивалентно уменьшению величины Δ на величину y . Тогда текущие фактические глубины резания $t_{1\phi}$ и $t_{3\phi}$, приходящиеся на лезвие (зуб) инструмента, будут определяться зависимостями:

$$t_{1\phi} = R - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2} + (\Delta - y) \cos \alpha \approx R - r + 0,707(\Delta - y); \quad (14)$$

$$t_{3\phi} = R - (\Delta - y) \cos \alpha - \sqrt{(\Delta - y)^2 \cos^2 \alpha + r^2 - (\Delta - y)^2} \approx R - r - 0,707(\Delta - y). \quad (15)$$

Проекции сил P_{y1} , P_{y2} , P_{y3} и P_{y4} на координату ox при угле $\alpha = 45^\circ$:

$$(P_{y1})_x = (P_{y2})_x = P_{y1} \cdot \cos \alpha = 0,707 \cdot P_{y1}; \quad (P_{y3})_x = (P_{y4})_x = P_{y3} \cdot \cos \alpha = 0,707 \cdot P_{y3}. \quad (16)$$

Тогда величина упругого перемещения y определится:

$$y = \frac{2(P_{y1})_x - 2(P_{y3})_x}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2c \cdot K_{pez}} \cdot 0,707(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2c \cdot K_{pez}} (\Delta - y). \quad (17)$$

Разрешая полученное уравнение (17) относительно неизвестной величины y , имеем:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (18)$$

В результате получена зависимость для определения величины упругого перемещения y , возникающего при расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 2,в. При расположении лезвий инструмента, показанном на рис. 2,г, величина упругого перемещения y будет формироваться под действием лишь радиальных составляющих силы резания P_{y1} и P_{y3} , т.е.

$$P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}}; \quad P_{y3} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{3\phi} \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}}.$$

Тогда величина упругого перемещения y выразится:

$$y = \frac{P_{y1} - P_{y3}}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (t_{1\phi} - t_{3\phi}). \quad (19)$$

Разность $(t_{1\phi} - t_{3\phi})$ будет определяться зависимостью $(t_{1\phi} - t_{3\phi}) = 2 \cdot (\Delta - y)$. Тогда $y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (\Delta - y)$, откуда

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (20)$$

Как видно, зависимости (18) и (20) идентичны. Сравнивая их с аналогичной зависимостью (13), полученной при обработке отверстия инструментом с тремя лезвиями, видно, что они также идентичны. Следовательно, увеличение количества лезвий осевого инструмента (зенкера) с трех до четырех не приводит к снижению величины упругого перемещения y и соответственно к снижению погрешности обработки отверстия, т.е. эффект повышения точности обработки отсутствует.

Используя полученные выше теоретические решения, оценим погрешность обработки отверстия осевым инструментом с 6 лезвиями для положения лезвий (рис. 2,д), которое, очевидно, будет определять наибольшую величину упругого перемещения y .

С учетом проекций радиальных составляющих силы резания P_{y1} , P_{y3} , P_{y4} , P_{y6} на ось ox и условий $P_{y1} = P_{y6}$ и $P_{y3} = P_{y4}$, величина упругого перемещения y определится:

$$y = \frac{2 \cdot (P_{y1} - P_{y4}) \cdot \cos 30^\circ}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (\Delta - y), \quad (21)$$

$$\text{где } P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{6 \cdot K_{pez}}; \quad P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{4\phi} \cdot \cos \varphi}{6 \cdot K_{pez}}; \quad t_{1\phi} - t_{4\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 30^\circ.$$

Откуда:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (22)$$

Как видно, зависимость (22) идентична зависимостям (13) и (20), т.е. обработка отверстия осевым многолезвийным инструментом с 6 лезвиями приводит к возникновению в технологической системе такой же величины упругого перемещения y как и обработка отверстия инструментом с 3 и 4 лезвиями.

При обработке отверстия осевым инструментом с восемью лезвиями (рис. 2,е) величина упругого перемещения y будет формироваться под действием радиальных составляющих силы резания P_{y1} , P_{y2} , P_{y3} , P_{y4} , P_{y5} , P_{y6} , P_{y7} и P_{y8} . Тогда с учетом условий $P_{y2} = P_{y8}$ и $P_{y4} = P_{y6}$ величина упругого перемещения y с учетом $\alpha = 45^\circ$ определится:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y5}) + 2 \cdot (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \cos \alpha}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (\Delta - y), \quad (23)$$

$$\text{где } P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{pez}}; \quad P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{pez}}; \quad P_{y4} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{4\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{pez}}; \quad P_{y5} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{5\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{pez}};$$

$$t_{1\phi} = R - r + (\Delta - y); \quad t_{5\phi} = R - r - (\Delta - y); \quad t_{2\phi} = R - r + (\Delta - y) \cdot \cos \alpha; \quad t_{4\phi} = R - r - (\Delta - y) \cdot \cos \alpha.$$

Разрешая уравнение (23) относительно величины y , приходим к зависимостям (13) и (22):

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (24)$$

Таким образом показано, что увеличение количества лезвий осевого многолезвийного инструмента с 3 до 8 не привело к снижению величины упругого перемещения y , т.е. с одинаковой эффективностью с точки зрения достижения точности отверстия его обработку можно вести инструментами с 3 и 8 лезвиями.

При обработке отверстия осевым инструментом с 16 лезвиями (рис. 2,ж) в формировании величины упругого перемещения y не будут принимать участие лишь 5-е и 13-е лезвия, поскольку проекции радиальных составляющих силы резания, возникающих от работы этих лезвий, на ось ox равны нулю. Тогда с учетом условий $P_{y2} = P_{y16}$, $P_{y3} = P_{y15}$,

$P_{y4} = P_{y14}$, $P_{y6} = P_{y12}$, $P_{y7} = P_{y11}$, $P_{y8} = P_{y10}$ и проекций радиальных составляющих силы резания на ось ox величина упругого перемещения y определится:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y9}) + 2(P_{y2} - P_{y10})\cos 22,5^0 + 2(P_{y3} - P_{y11})\cos 45^0 + 2(P_{y4} - P_{y12})\cos 67,5^0}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c \cdot K_{pez}} \cdot (\Delta - y), \quad (25)$$

$$\text{где } P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{16 \cdot K_{pez}}, \quad P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{pez}};$$

$$t_{1\phi} - t_{9\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 0^0; \quad t_{2\phi} - t_{10\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 22,5^0;$$

$$t_{3\phi} - t_{11\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 45^0; \quad t_{4\phi} - t_{12\phi} = 2 \cdot (\Delta - y) \cdot \cos 67,5^0.$$

Разрешая уравнение (25) относительно величины y , приходим к зависимости (24):

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (26)$$

Следовательно, при обработке отверстия осевым многолезвийным инструментом с 8 и 16 лезвиями величина упругого перемещения y одинакова, т.е. добиться повышения точности обработки отверстия за счет увеличения количества лезвий с 3 до 16 затруднительно.

Выводы

Получены аналитические решения для определения величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе, при обработке отверстий осевыми многолезвийными инструментами в условиях их несоосности. Установлено, что в этом случае количество лезвий инструмента в рассмотренном интервале – от 3 до 16 лезвий – не влияет на уровень возникающих максимальных упругих перемещений, они остаются одинаковыми. Следовательно, исходя из статического представления процесса обработки отверстия, сложно добиться уменьшения упругих перемещений и соответственно погрешностей обработки отверстий за счет увеличения количества лезвий многолезвийного инструмента. Эффективность процесса развертывания отверстий может быть достигнута за счет применения разверток с разнонаклонными зубьями, которые позволяют уменьшить интенсивность колебаний и повысить точность обработки в результате исключения работы “по следу”. Погрешности обработки в этом случае будут определяться упругими перемещениями, возникающими в технологической системе.

Перечень источников литературы: 1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А.А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с. 2. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. ”Механика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 4. Евтушенко В.А. Обработка отверстий в труднообрабатываемых материалах развертками с разнонаклонными зубьями: дис. кандидата техн. наук: 05.03.01 / В.А. Евтушенко. – К.: КПИ, 1986. – 260 с. 5. Иванов И.Е. Высокоэффективная технология изготовления резьбовых отверстий в горловинах баллонов на автоматических линиях: монография / И.Е. Иванов, Ф.В. Новиков, Е.И. Иванов. – Мариуполь: Изд. ПГТУ. – 2011. – 209 с. 6. Брижан Т.М. Теоретический анализ условий повышения точности обработки отверстий осевыми многолезвийными инструментами / Т. М. Брижан // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. Серія: Технічні науки. – Маріуполь: ПДТУ, 2014. – Вип. 29. – С. 160-168. 7. Брижан Т. М. Математическая модель определения закономерностей формирования погрешностей механической обработки отверстий / Т. М. Брижан // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. Серія: Технічні науки. – Маріуполь: ПДТУ, 2014. – Вип. 28. – С. 167-173.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ МАКСИМАЛЬНЫХ УПРУГИХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ ОСЕВЫМИ МНОГОЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Минчев Р.М.

Получены аналитические решения для определения величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе, при обработке отверстий осевыми многолезвийными инструментами в условиях их несоосности. Установлено, что в этом случае количество лезвий инструмента в рассмотренном интервале – от 3 до 16 лезвий – не влияет на уровень возникающих максимальных упругих перемещений, они остаются одинаковыми. Следовательно, исходя из статического представления процесса обработки отверстия, сложно добиться уменьшения упругих перемещений и соответственно погрешностей обработки отверстий за счет увеличения количества лезвий многолезвийного инструмента. Эффективность процесса развертывания отверстий может быть достигнута за счет применения разверток с разнонаклонными зубьями, которые позволяют уменьшить интенсивность колебаний и повысить точность обработки в результате исключения работы “по следу”. Погрешности обработки в этом случае будут определяться упругими перемещениями, возникающими в технологической системе.

ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ МАКСИМАЛЬНИХ ПРУЖНИХ ПЕРЕМІЩЕНЬ ПРИ ОБРОБЦІ ОТВОРІВ ОСЬОВИМИ БАГАТОЛЕЗОВИМИ ІНСТРУМЕНТАМИ

Мінчев Р.М.

Отримано аналітичні рішення для визначення величини пружного переміщення, що виникає в технологічній системі, при обробці отворів осьовими багатолезовими інструментами в умовах їх неспіввісності. Установлено, що в цьому випадку кількість лез інструмента в розглянутому інтервалі - від 3 до 16 лез - не впливає на рівень виникаючих максимальних пружних переміщень, вони залишаються однаковими. Отже, виходячи зі статичного подання процесу обробки отвору, складно домогтися зменшення пружних переміщень і відповідно похибок обробки отворів за рахунок збільшення кількості лез багатолезового інструмента. Ефективність процесу розвертання отворів може бути досягнута за рахунок застосування розверток із різнонахиленими зубами, які дозволяють зменшити інтенсивність коливань і підвищити точність обробки в результаті вилучення роботи “по сліду”. Похибки обробки в цьому випадку будуть визначатися пружними переміщеннями, що виникають у технологічній системі.

THEORETICAL ANALYSIS OF THE MAXIMUM ELASTIC MOVEMENT WHEN MACHINING HOLES AXIAL MANY BLADE TOOL

Minchev R.M.

The analytic solutions for determining the amount of elastic displacement, which occurs in the process system, while processing multiple tip orifices axial tools in conditions of misalignment. It is found that in this case the number of tool blades in the above range - from 3 to 16 blades - not affect the level of maximum elastic displacements arise, they remain the same. Therefore, based on the static presentation processing holes is difficult to achieve reduction of elastic displacement and accordingly errors machining holes by increasing the number of blades multiblade tool. Reaming process efficiency can be achieved by applying sweep to raznonaklonnymi teeth, which reduce the intensity of vibrations and improve accuracy by eliminating operation "on track". Error processing in this case will be determined by elastic movement occurring in the process system.

Ключевые слова: обрабатываемое отверстие, осевые многолезвийные инструменты, развертка, количество лезвий, несоосность, упругие перемещения, технологическая система, точность обработки

Ключові слова: оброблюваний отвір, осьові багатолезові інструменти, розвертка, кількість лез, неспіввісність, пружні переміщення, технологічна система, точність обробки

Keywords: processed hole axis multiblade tools, reamer, number of blades, misalignment, elastic movements, technological system, precision machining

Дата подання статті до редакції: 26 вересня 2014р.

УДК 621.002

Мироненко Е.В., Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ntc_instrument@mail.ru

ИЗУЧЕНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Введение

Получение информационных моделей из эмпирических данных – мощный механизм, позволяющий систематизировать полученные знания, выполнять прогнозирование и сложные автоматизированные расчеты на современных вычислительных устройствах. Выявление закономерностей и зависимостей – сложный процесс, требующий использования особых техник и информационных систем представления данных.

Одним из перспективных и активно развивающихся направлений хранения и анализа данных являются нейронные сети. Правильный выбор топологии, ограничений и взаимосвязи внутренней структуры нейронной сети позволяет применять данную технологию в любых задачах выявления зависимостей между данными.

Для оптимизации параметров технологического процесса необходимо решать задачи многокритериальной оптимизации, которые характеризуются такими особенностями: высокая размерность и сложная структура множества альтернатив, большое количество и нелинейность функций-ограничений, большая размерность целевой функции и взаимозависимость ее составляющих, большой объем вычислений.

При решении задачи многокритериальной оптимизации параметров технологического процесса механической обработки нейронные сети играют важную роль, как составляющая часть гибридного алгоритма оптимизации. Гибридный алгоритм включает в себя генетический алгоритм, который выполняет генерацию возможных оптимальных значений, и нейронную сеть, которая отражает набор эмпирических нормативов, характеризующих данную операцию механической обработки.

Использование гибридного алгоритма оптимизации обусловлено его сильными сторонами в рамках задачи многокритериальной оптимизации параметров технологического процесса механической обработки: поиск решения из некоторого набора значений, использование целевых функций без производных, применение вероятностных, а не детерминированных, правил выбора значений.

Программно-методический комплекс, разработанный с использованием гибридного алгоритма в качестве механизма оптимизации, определяет оптимальные режимы резания (глубина, подача, скорость). Кроме того осуществляется выбор инструмента под конкретный переход для выбранной операции.

Цель работы: исследование многокритериальной оптимизации параметров технологического процесса механической обработки на основе использования гибридного алгоритма стохастической оптимизации включающего генетический алгоритм и нейронную сеть.

Основная часть

В качестве нейронной сети для решения задачи фильтрации входных параметров был выбран перцептрон. Основная математическая задача, с которой он справляется, – это линейное разделение любых нелинейных множеств, так называемое обеспечение линейной сепарабельности.

Круг проблем, которые под силу однослойному перцептрону, очень ограничен. Решающая поверхность однослойного перцептрона представлена на рисунке 2. Рассмотрим однослойную сеть из одного нейрона, представленную на рисунке 1.

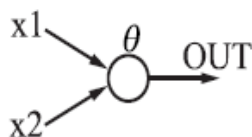


Рисунок 1 – Сеть из одного нейрона

Выход сети определяется формулой (1):

$$y = F(w_1x_1 + w_2x_2 - \theta) \quad (1)$$

Если F имеет вид жесткой ступеньки с двумя возможными значениями, 0 и 1, то выход сети будет иметь вид полуплоскости. Гиперплоскость (в случае многих входов), разделяющая различные значения выхода, называется решающей поверхностью. Для жесткой ступеньки решающая поверхность задается уравнением (2):

$$w_1x_1 + w_2x_2 = \theta \quad (2)$$

Для двухвходового нейрона она имеет вид прямой, произвольно повернутой и смещенной из начала координат. Угол поворота определяется коэффициентами, а смещение из начала координат — порогом θ .

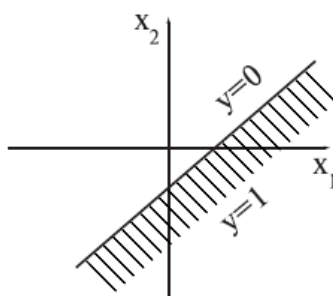


Рисунок 2 – Решающая поверхность однослойного перцептрона

Если выбрана гладкая функция активации, то выход сети будет плавно меняться от нуля до единицы в направлении, перпендикулярном прямой. Зависимость выходного сигнала от входов удобно представлять полутоновой картой: черному цвету соответствует значение выхода, равное 0, белому – равное 1. По осям отложены значения входов. Реальная зависимость для функции активации в виде гиперболического тангенса представлена на рисунке 3.

Для использования нейронной сети с максимальной эффективностью необходимо выполнить ряд настроек параметров нейронной сети. Определившись с методом обучения необходимо выбрать количество циклов обучения для оптимизации временных затрат на формирование сети и получения необходимого отклика сети.

Выбор количества циклов обучения нейронной сети осуществляется динамически и регулируется необходимой точностью работы нейронной сети на основании задания погрешности. В качестве погрешности отклика нейронной сети от канонического задается процентное отклонение от данного значения. Погрешность отклика необходима для возможности окончить процесс обучения и сокращения ресурсов, требуемых на этот процесс.

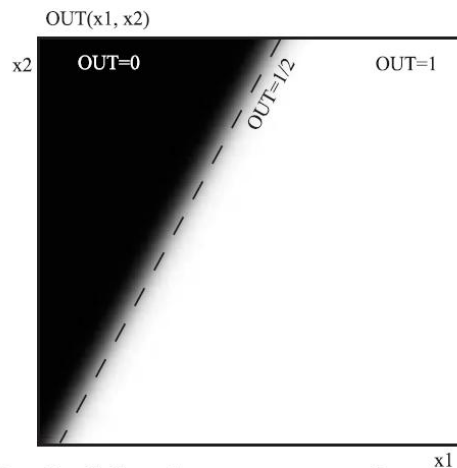


Рисунок 3 – Выход однослойного перцептрона в виде полутоновой карты

В качестве функции активации нейронной сети была выбрана логистическая функция. Данный выбор обуславливается тем, что в качестве отклика нейронной сети нам необходимо получить степень отклонения поданного входного вектора параметров от канонического значения принадлежности обучающей выборки. Вычисление функции активации нейронов производится по формуле (3)

$$OUT = \frac{1}{1 + \exp(-\alpha Y)}, \quad (3)$$

где α – параметр наклона сигмоидальной функции активации.

Изменяя параметр α , можно построить функции с различной крутизной. Изменение крутизны сигмоидальной функции позволяет добиваться необходимой чувствительности нейронной сети. В качестве численного значения α было принято 8,4. Значение было выбрано экспериментально. График логистической функции при данном значении α показан на рисунке 4.

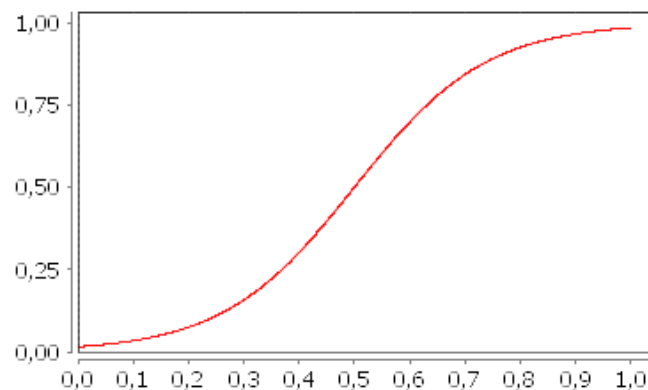


Рисунок 4 – График логистической функции

В качестве нормированного отклика нейронной сети принимается значение 0.5. Данное значение было принято в связи с особенностью отклика логистической функции и отсутствием как такового значения «выход» в обучающих парах «вход-выход». В связи с этим выбор выходного значения для фильтрации ложится на особенности отклика функции активации. Максимальной крутизны логистическая функция достигает в точке (0,5;0,5) что позволяет с наибольшей легкостью выполнять отсеивание (фильтрацию) некорректных значений, поданных на вход нейронной сети.

В качестве входного вектора сигналов подаются нормализованные параметры t , s , v . Нормализация параметров производится в связи с особенностями обучения нейронной сети:

используемая логистическая функция требует унифицированного значения крутизны для всех нейронов в сети. Если на вход сети подавать значения различного порядка – обучение сети не будет производиться.

Для нормализации входных данных мы выбираем диапазон максимальной чувствительности нейронной сети. Крутизна логистической функции соответствует требуемой в диапазоне (0,2;0,8). Для данного диапазона выполняется нормирование входных данных посредством преобразования (4):

$$x = x \cdot (0.8 / x_{\max}) \quad (4)$$

Выполнение уравнения (4) позволяет ограничить верхний диапазон входных параметров значением 0,8.

Выводы

В ходе работы выявлено, что эффективность механизма формирования информационных моделей напрямую зависит от ключевых параметров выбранных средств хранения информации. В случае выбора нейронных сетей основополагающими факторами является топология нейронной сети и ее функция активации. Однослойный перцептрон и параметры его активации позволяют эффективно выполнять создание информационной модели из эмпирических данных режимов резания. Сформированные и обученные нейронные сети используются для дальнейшего процесса оптимизации – фильтрации входных данных (режимов резания: скорость, подача и глубина) на допустимость их использования для вычисления оптимизируемых функций. Нейронные сети позволяют удобно структурировать и хранить информацию по имеющимся фактическим данным режимов резания.

Перечень источников литературы: 1. Holland J. H. Adaptation in natural and artificial systems. An introductory analysis with application to biology, control, and artificial intelligence. — London: Bradford book edition, 1994 —211 p. 2. Саймон Хайкин. Нейронные сети: полный курс, 2-е издание. – Пер. с англ. – М.: Издательский дом «Вильямс», 2006. - 1104с. 3. Энергосбережение в металлообработке: монография / В.С. Гузенко, Е.В. Мироненко. – Краматорск: ДГМА, 2007. – 264 с. 4. А.Д. Локтев, И.Ф. Гущин, В.А. Батуев и др. Общемашиностроительные нормативы режимов резания: Справочник: В 2-х т.: Т. 1 / А.Д. Локтев, В.А. Батуев и др. – М.: Машиностроение, 1991. – 640 с. 5. Хаев Г.Л., Еськов А.Л., Черномаз В.Н., Краснокутская Л.В. Многокритериальная и многопараметрическая оптимизация – Краматорск ДГМА, 1994 – 97 с.

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ИЗУЧЕНИЕ ФУНКЦИОНИРОВАНИЯ НЕЙРОННЫХ СЕТЕЙ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Мироненко Е.В., Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.

В данной работе проведен анализ топологии нейронной сети в виде однослойного перцептрона. Детально проанализирована используемая логистическая функция активации нейронной сети. Обоснованы диапазоны выходных значений нейронной сети и приведены формулы приведения выходных значений к требуемым. Выбраны параметры нейронных сетей, соответствующие оптимальному формированию информационной модели из эмпирических данных режимов резания.

ДОСЛІДЖЕННЯ ФУНКЦІОНУВАННЯ НЕЙРОННИХ МЕРЕЖ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ

Мироненко Є.В., Богданова Л.М., Гузенко Д.Є.

В даній роботі проведено аналіз топології нейронної мережі у вигляді одношарового перцептрона. Детально проаналізовано використовувана логістична функція активація нейронної мережі. Обґрунтовано діапазони вихідних значень нейронної мережі і наведені формули приведення вихідних значень до необхідних. Обрані параметри нейронних мереж, відповідні оптимальному формуванню інформаційної моделі з емпіричних даних режимів різання.

RESEARCH THE FUNCTIONING OF NEURAL NETWORKS FOR DETERMENING THE OPTIMUM CUTTING CONDITIONS

Mironenko E. V., Bogdanova L.M., Guzenko D.E.

In this article we analyzed the topology of the neural network in the form of a single-layer perceptron. Logistic activation function was analyzed in details. We grounded the range of output values of the neural network and brought the formulas to the required output values. We chose parameters of neural networks corresponding to the optimal developing of information model out of the empirical data of the cutting conditions.

Ключевые слова: технологический процесс, механическая обработка, стохастическая оптимизация, нейронные сети, информационные модели, однослойные перцептрон, функция активации

Ключові слова: технологічний процес, механічна обробка, стохастична оптимізація, нейронні мережі, інформаційні моделі, одношаровий перцептрон, функція активації

Key words: technological process, mechanical processing, stochastic optimization, neural networks, information models, single-layer perceptron, activation function

Дата подання статті до редакції: 15 листопада 2014 р.

УДК 621.91

Мироненко Е.В., Неупокоев А.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ КОЛЬЦЕВЫХ СВЕРЛ С МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН

Введение

Конструкция сверла зачастую определяет производительность сверления и его работоспособность. В условиях жесткой конкуренции в современном машиностроении огромное внимание уделяют качеству выпускаемой продукции, при этом изделие выгодно изготовить за наименьшее технологическое время. А недостаточный уровень качества режущего инструмента приводит к увеличению брака обрабатываемых деталей и повышению затрат на устранение отказов, а так же простоя оборудования. Таким образом, современному машиностроению необходим инструмент, который бы обеспечивал более высокую производительность с высокой надежностью этого инструмента, а так же имел большой срок службы.

Огромный вклад в развитие современных сверл, оснащенных сменными многогранными пластинами внес Баканов А.А. Он разработал целый комплекс мер повышающих работоспособность сверл и доказал их эффективность как теоретически, так и практически. Но все его выкладки [1] ориентированы на классические конструкции сверл с двумя зубьями.

Цель работы – повышение срока службы кольцевых сверл, облегчение вывода стружки из зоны резания, а так же повышение производительности сверления кольцевыми сверлами.

Постановка задачи

Для выбора оптимальной конструкции, с ее последующим усовершенствованием, необходимо провести исследование конструктивных особенностей всех известных выпускаемых конструкций кольцевых сверл.

Для выбранной экспертами в качестве оптимальной конструкции предложить перечень мер для устранения недостатков.

Основное содержание работы

В ходе поиска выпускаемых сверл для кольцевого сверления были отобраны все известные конструкции сверл. Все эти конструкции можно условно разделить на кольцевые сверла для глубокого сверления и обычные кольцевые сверла. В работе обозначены все их достоинства и недостатки, которыми руководствовались эксперты в ходе экспертного анализа конструкций сверл. Экспертным методом анализа установлено, что наиболее удачной конструкцией кольцевого сверла являются сверла с СМП, притом не кассетной конструкции (рис. 1).

Такие сверла состоят из корпуса, сменных многогранных пластин. Все СМП имеют тороидальное отверстие для крепления в корпусе винтом, имеющим коническую поверхность.

Среди достоинств таких сверл можно отметить: простота конструкции, высокая жесткость корпуса и крепления пластин, высокая ремонтпригодность, возможность улучшения технических характеристик сверл. Недостатками являются: большая ширина срезаемого слоя, низкая виброустойчивость, затрудненный вывод стружки из-за конструкции канавок.

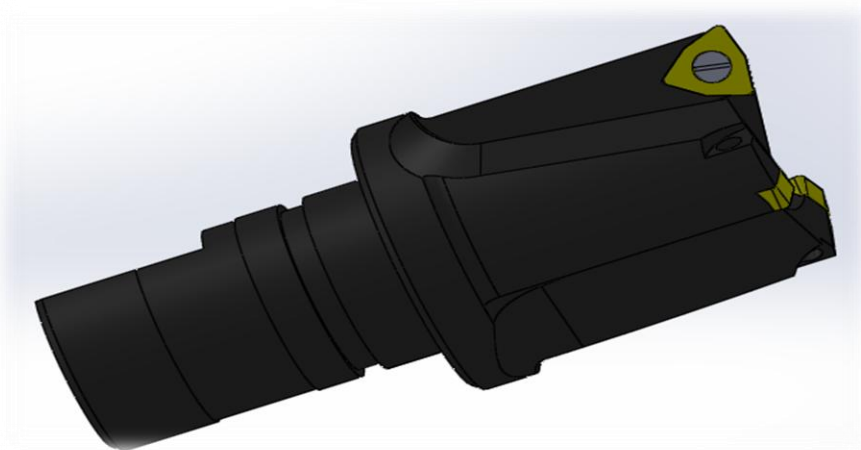


Рисунок 1 – Кольцевое сверло с СМП.

В основу изобретения поставлена задача усовершенствования известного инструмента для обработки кольцевых поверхностей в сплошном материале при обработке глубоких кольцевых поверхностей с высокой работоспособностью при расширенных его технологических возможностях.

Поставленная задача решается тем, что в инструменте для обработки кольцевых поверхностей, содержащий корпус с центральным отверстием, в гнездах которого установлены трехгранные пластины ломаной формы с острыми и тупыми углами при вершинах, причем вершины пластин с острыми углами внешнего и внутреннего диаметра инструмента находятся в разных гнездах корпуса, а вершины пластин с тупыми углами размещены в гнездах корпуса на среднем диаметре, причем все вершины пластин с острыми и тупыми вершинами размещены в одной торцевой плоскости инструмента, а количество установленных в гнездах корпуса пластин кратная трем.

Предложенная конструкция инструмента для обработки кольцевых поверхностей обеспечивает расширение технологических возможностей инструмента для обработки кольцевых поверхностей в сплошном материале при обработке глубоких отверстий с высокой работоспособностью [5]. Схема разбивки припуска сверла представлена на рис. 2.

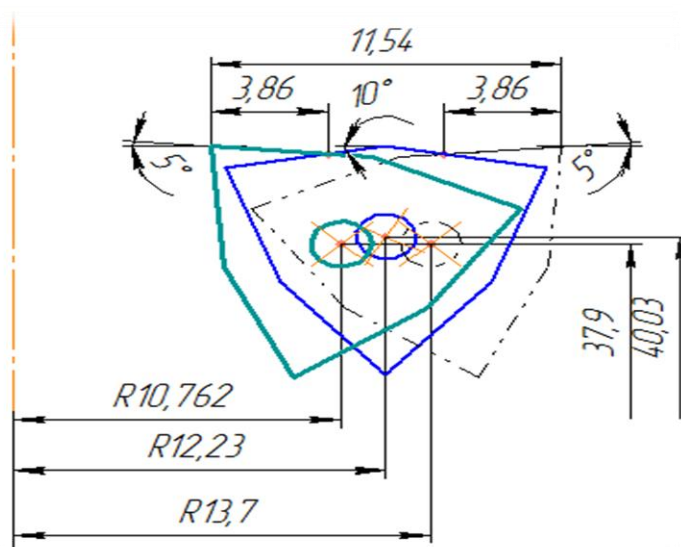


Рисунок 2 – Схема разбивки припуска сверла

Далее рассчитаны силы резания, возникающие на каждой из пластин при подаче $S=0,15$ мм/об (для проектируемого сверла) и $S=0,05$ мм/об (для оригинальной версии сверла), что бы провести сравнение по методике описаной в [4]. Далее рассчитаны поправки к силам резания связанным с геометрией пластин и расположением их в корпусе сверла относительно статической системы координат [2,3]. Расчетная схема приведена на рис. 3.

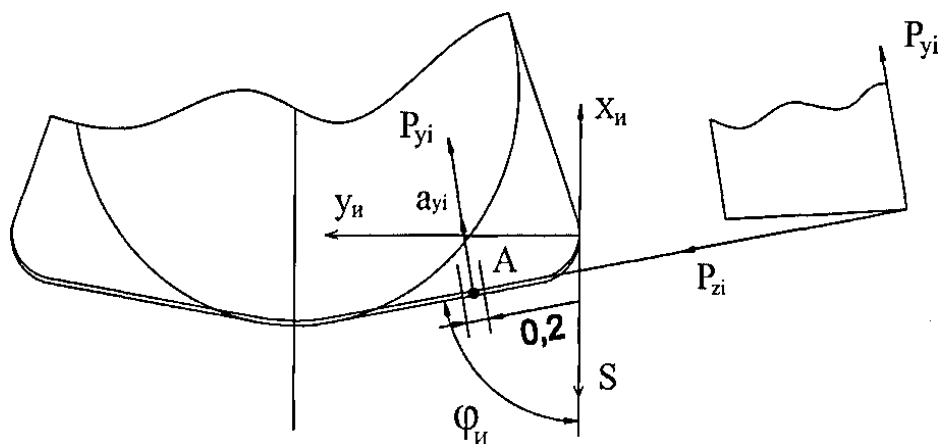


Рисунок 3 – Схема к расчету поправок на геометрию пластины

Таблица 1

Сравнительная характеристика рабочих режимов сверл

Показатель	Базовая модель сверла	Модернизированная модель сверла
Рабочая подача сверла, и частота вращения, глубина резания	$S=0.05$ мм/об $n=969$ мин ⁻¹ $t=9.97$ мм	$S=0.15$ мм/об $n=855$ мин ⁻¹ $t_1 = 3.86$ мм $t_2 = 3.82$ мм $t_3 = 3.86$ мм
Тангенциальная составляющая силы резания P_z	$P_z = 1752H$	$P_{z1} = 1702H$ $P_{z2} = 1591H$ $P_{z3} = 1543H$
Радиальная составляющая силы резания P_y	$P_y = 1133H$	$P_{y1} = 1033H$ $P_{y2} = 999H$ $P_{y3} = 848H$
Осевая составляющая силы резания P_x	$P_x = 1699H$	$P_{x1} = 1471H$ $P_{x2} = 1252H$ $P_{x3} = 1134H$
Крутящий момент	$M_{кр} = 68,415$ Нм	$M_{кр} = 58,53$ Нм

Так как силы резания для каждой пластины разнятся, то при их суммировании образуется опрокидывающий момент, действие которого приводит к изменению геометрии просверленного отверстия, для компенсации этого недостатка зубья сверла разворачиваем относительно друг друга таким образом, что бы неуравновешенность принимала нулевое значение (рис. 4)

Для получения диаграмм распределения и величин напряжений, деформаций и перемещений использована программа SolidWorks Simulation2012 с построенными прототипами обеих конструкций сверл, и нагруженных в соответствии с расчетом.

Таблица 2

Результаты проверки сверла в SolidWorks Simulation

Показатель	Базовая модель сверла	Модернизированная модель сверла
Напряжения возникающие при резании, Hm^2	7052445630 Возникает на режущей кромке пластины	3984432559 Возникает на режущей кромки центральной пластины
Перемещения возникающие при резании, мм	4515 e-0,02 Возникает на режущей кромке пластины	5830 e-0,02 Возникает на режущей кромки периферийной пластины
Деформации возникающие при резании, мм	7873 e-0,03 Возникает на режущей кромке пластины	1110 e-0,02 Возникает на режущей кромки периферийной пластины

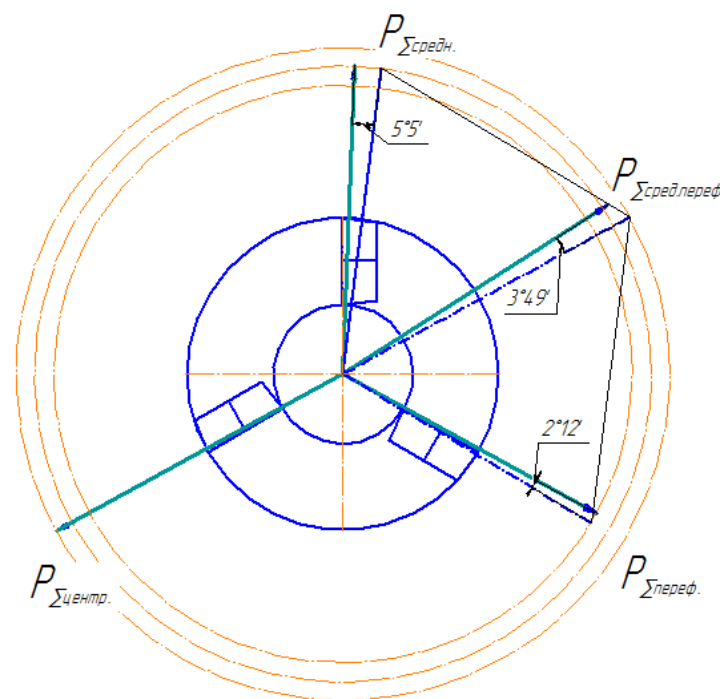


Рисунок 4 – Углы поворота зубьев сверла для полного устранения неуравновешенности

Как видно из эпюры напряжений, изображенной на рис. 5, максимальные напряжения, находящиеся на режущей кромке пластины снизились в 1.77 раза. Максимальные перемещения так же находятся на режущей пластине, и они несколько больше, чем у базового сверла, этот показатель увеличился в 1.24 раза, но не выходит за поле допуска.

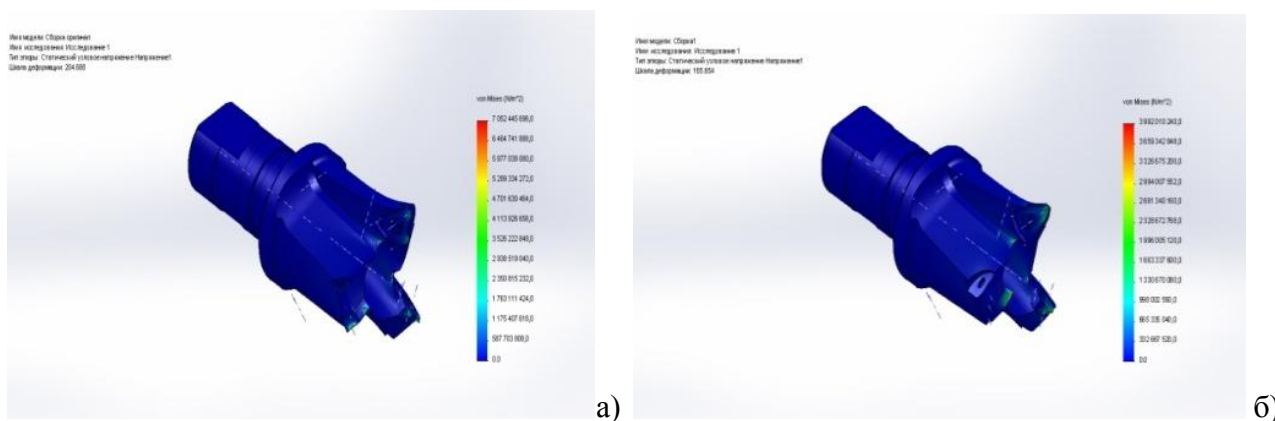


Рисунок 5 – Напряжения возникающие при резании:

а) в базовой модели, б) спроектированной

Деформации, возникающие в сверле, увеличились, но тоже не выходят за поле допуска и не влияют на точность отверстия получаемого сверлом.

При всем этом производительность сверления спроектированным сверлом выросла: по скорости резания в 1.33 раза, по подаче в 3 раза, при прочих равных условиях. Силы, возникающие при резании меньше, по сравнению с базовым вариантом, что позволяет снизить мощность, затрачиваемую на резание. Крутящий момент снизился в 1,17 раза.

Выводы

1. Таким образом спроектировано сверло, лишенное недостатков базовой конструкции (облегчен вывод стружки, уменьшена ширина срезаемого слоя).
2. Увеличена стойкость сверла (за счет того, что можно переворачивать пластину другими гранями, в отличии от оригинальной конструкции).
3. Повышена производительность механической обработки.

Перечень источников литературы: 1. Баканов А.А., Петрушин С.И. Работоспособность сверл с СМП при сверлении железнодорожных рельсов// Дисертация на соискание ученой степени кандидата технических наук. – Томск, 2007. 2. Баканов А.А. Определение силы резания при сверлении сверлами с СМП// Фундаментальные исследования. 2006. – №6 – с.49 3. Петрушин С.И. Основы формообразования резанием лезвийными инструментами: Учебное пособие. – Томск: Изд-во НТЛ, 2004. – 204с. 4. Справочник технолога-машиностроителя. В 2т. Т.2. / под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – М.:Машиностроение, 1985.-496с. 5. Патент u201305787

Рецензент: Клименко Г.П., д.т.н., проф., ДГМА

ИССЛЕДОВАНИЕ И УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ КОНСТРУКЦИЙ КОЛЬЦЕВЫХ СВЕРЛ С
МЕХАНИЧЕСКИМ КРЕПЛЕНИЕМ РЕЖУЩИХ ПЛАСТИН

Мироненко Е.В., Неупокоев А.В.

Проанализированы конструкции известных кольцевых сверл, из которых экспертным методом выбрана наилучшая. Произведено улучшение конструкции сверла с учетом недостатков оригинальной конструкции. Повышена стойкость пластин сверла, производительность обработки резанием, а так же уменьшены силы резания.

ДОСЛІДЖЕННЯ Й УДОСКОНАЛЕННЯ КОНСТРУКЦІЙ КІЛЬЦЕВИХ СВЕРДЕЛ З
МЕХАНІЧНИМ КРІПЛЕННЯМ РІЗУЧИХ ПЛАСТИН

Мироненко Е.В., Неупокоев О.В.

Проаналізовано конструкції відомих кільцевих свердел, з яких експертним методом обрана найкраща. Вироблено поліпшення конструкції свердла з урахуванням недоліків оригінальної конструкції. Підвищена стійкість пластин свердла, продуктивність обробки різанням, а так само зменшені сили різання.

RESEARCH AND IMPROVEMENT OF THE CORE CUTTER DESIGNS WITH MECHANICAL
FASTENING INSERTS

Mironenko E. V., Neupokoev A. V.

The constructions known ring drills, of which method to choose the best expert. Produced by improving the design of the drill with the shortcomings of the original design. Increased tool life of the drill, machining performance, as well as reduced cutting forces.

Ключевые слова: повышение срока службы, моделирование, силы резания, распределение припуска

Ключові слова: підвищення терміну служби, моделювання, сили різання, розподіл припуску

Keywords: advanced life, modeling, cutting forces, the distribution of allowance

Дата подання статті до редакції: 18 листопада 2014 р.

УДК 621.923

¹Новиков Ф.В., ²Брижан Т.М.¹ХНЭУ им. Семена Кузнеця; г. Харьков, Украина;²ГВУЗ «ПГТУ», г. Мариуполь, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ И ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ

Повышение точности и производительности механической обработки отверстий в деталях машин является важным условием создания конкурентоспособной машиностроительной продукции [1-3], требующим проведения теоретических и экспериментальных исследований. В связи с этим в работе решается актуальная задача изыскания технологических возможностей создания высокоточных отверстий на основе теоретического анализа закономерностей формирования погрешностей обработки отверстий и условий их уменьшения, а также на основе определения наименьшего основного времени механической обработки.

Обработка отверстий со съемом неравномерных припусков лезвийными инструментами располагает значительными технологическими возможностями с точки зрения обеспечения точности обрабатываемых поверхностей. В связи с этим, первоначально рассмотрены закономерности возникновения погрешностей обработки отверстия для наиболее простого метода – рассверливания, затем полученные решения распространены для растачивания, что позволило обосновать условия повышения точности и производительности обработки отверстий. В основу решений положен теоретический подход [4], учитывающий формирование погрешностей обработки при наличии сдвига оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия Δ (рис. 1). В результате нарушения равенства радиальных составляющих сил резания, действующих на оба лезвия сверла, это приводит к возникновению упругого перемещения оси сверла:

$$y = \frac{(P_{y1} - P_{y2})}{c}, \quad (1)$$

где P_{y1} , P_{y2} – радиальные составляющие сил резания, действующие на оба лезвия сверла, Н; c – жесткость технологической системы, Н/м.

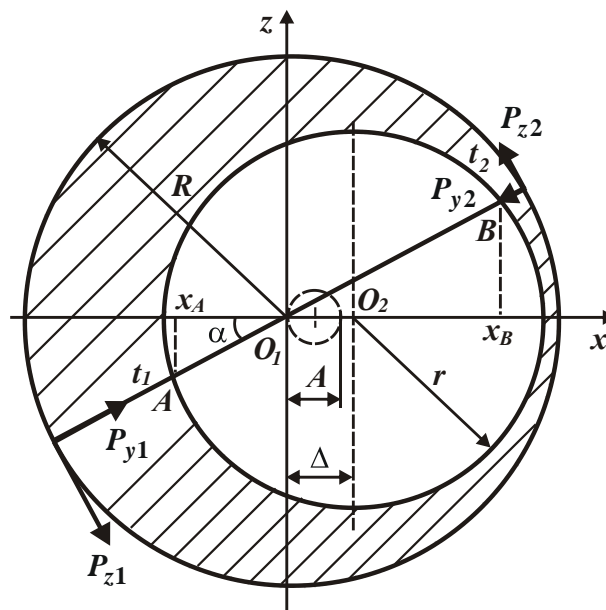


Рисунок 1 – Расчетная схема определения погрешности обработки отверстия при рассверливании

При рассверливании отверстия сверлом с двумя лезвиями подача, приходящаяся на одно лезвие сверла, равна $0,5 \cdot S$. Тогда, представляя зависимости $P_{y1} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{1\phi} \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}}$,

$P_{y2} = \frac{\sigma \cdot S \cdot t_{2\phi} \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}}$ с учетом (1), получено:

$$y = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot (t_{1\phi} - t_{2\phi})}{2 \cdot c \cdot K_{рез}}, \quad (2)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; $K_{рез} = P_{z1} / P_{y1} = P_{z2} / P_{y2}$ – коэффициент резания; P_{z1} , P_{z2} – тангенциальные составляющие силы резания, действующие на оба лезвия сверла, Н; S – подача, м/об; $t_{1\phi}$, $t_{2\phi}$ – текущие фактические глубины резания, приходящиеся на оба лезвия сверла, м; φ – половина главного угла сверла в плане.

Исходя из зависимости (2), уменьшить величину y и повысить точность обработки отверстия можно уменьшением параметров $(t_{1\phi} - t_{2\phi})$, $\sigma / K_{рез}$, S и увеличением жесткости технологической системы c и угла $\varphi \rightarrow 90^\circ$. Величина y определяет упругое перемещение оси сверла относительно исходного центра O_1 в направлении, зависящем от угла α , т.е. по сути величины y и α являются координатами полярной системы с центром в точке O_1 . Из расчетной схемы (рис. 1) имеем: $t_1 = R - O_1A$; $t_2 = R - O_1B$, откуда $(t_1 - t_2) = (R - O_1A) - (R - O_1B) = O_1B - O_1A$, где R – радиус сверла, м. Длины отрезков O_1A и O_1B (рис. 1) устанавливаются из системы уравнений:

$$\begin{cases} z^2 + (x - \Delta)^2 = r^2; \\ z = tg \alpha \cdot x, \end{cases} \quad (3)$$

где r – начальный радиус обрабатываемого отверстия, м;

α – угол, определяющий положение лезвий сверла;

Δ – сдвиг оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия (несоосность инструмента и отверстия), м.

Разрешая систему уравнений (3) относительно x , получено:

$$x^2 - 2 \cdot x \cdot \Delta \cdot \cos^2 \alpha - (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha = 0. \quad (4)$$

Решение квадратного уравнения:

$$x = \Delta \cdot \cos^2 \alpha \pm \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}. \quad (5)$$

Исходя из полученного решения, координаты x точки А и В равны:

$$x_A = \Delta \cdot \cos^2 \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}; \quad x_B = \Delta \cdot \cos^2 \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos^2 \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2) \cdot \cos^2 \alpha}. \quad (6)$$

Соответственно длины отрезков O_1A , O_1B и глубины резания t_1 и t_2 равны:

$$O_1A = \frac{x_A}{\cos \alpha} = \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} - \Delta \cdot \cos \alpha; \quad O_1B = \frac{x_B}{\cos \alpha} = \Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}; \quad (7)$$

$$t_1 = R - O_1A = R - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + \Delta \cdot \cos \alpha; \quad t_2 = R - O_1B = R - \Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}; \quad (8)$$

$$(t_1 - t_2) = 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha. \quad (9)$$

Текущие фактические глубины резания $t_{1\phi}$, $t_{2\phi}$ и разность $(t_{1\phi} - t_{2\phi}) = (t_1 - t_2) - 2y$ определяются:

$$t_{1\phi} = t_1 - y = R - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + \Delta \cdot \cos \alpha - y; \quad t_{2\phi} = t_2 + y = R - \Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)} + y. \quad (10)$$

$$(t_{1\phi} - t_{2\phi}) = 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha - 2y. \quad (11)$$

Подставляя зависимость (11) в зависимость (2) получено:

$$y = \frac{\Delta \cdot \cos \alpha}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)} = \frac{(t_1 - t_2)}{\left(2 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (12)$$

Из зависимости (12) вытекает, что с увеличением угла α величина упругого перемещения y уменьшается по закону косинуса. Наибольшее значение величины упругого перемещения y достигается при положении лезвий сверла, соответствующем координате $z=0$, т.е. вдоль оси x при $\alpha=0^0$:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (13)$$

При условии $\Delta=0$, т.е. при съеме равномерного припуска, величина упругого перемещения $y=0$, что указывает на отсутствие погрешности обработки отверстия. С учетом уточнения на размер на проходе инструмента $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$ [5, 6] зависимость (13)

может быть представлена в общем виде: $y = \frac{\Delta}{\varepsilon}$.

Используя зависимость (12), проведем анализ характера изменения величины упругого перемещения оси сверла y в радиальном направлении в зависимости от угла α (в полярных координатах). Как видно, при $\alpha=0$ величина y принимает наибольшее значение и с увеличением угла α уменьшается до нуля (при $\alpha=90^0$). По сути, представленная на рис. 1 кривая O_1O описывает положение оси сверла в зависимости от положения лезвий сверла. Очевидно, наибольшая погрешность обработки отверстия имеет место при угле $\alpha=0$, т.е. вдоль оси x . По мере увеличения угла α происходит смещение оси сверла также и вдоль оси z . Следовательно, наблюдается разбивка отверстия по двум координатам, в результате чего обрабатываемое отверстие приобретает сложную геометрическую форму, близкую к форме эллипса с наибольшим размером вдоль оси x . Это соответствует практическим данным и указывает на то, что при рассверливании отверстия с неравномерно снимаемым припуском сложно добиться требуемой точности обработки в связи с возникновением в технологической системе упругих перемещений. Кривая O_1O на рис. 1 может быть представлена аналитически, выражая величину упругого перемещения сверла y , описываемую зависимостью (12), через координаты x и z : $x = y \cdot \cos \alpha = A \cdot \cos^2 \alpha$;

$$z = y \cdot \sin \alpha = A \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha, \text{ где } A = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}.$$

Представляя $\cos \alpha = \sqrt{\frac{x}{A}}$; $\sin \alpha = \sqrt{1 - \cos^2 \alpha} = \sqrt{1 - \frac{x}{A}}$, имеем:

$$z = A \cdot \sqrt{\frac{x}{A}} \cdot \sqrt{1 - \frac{x}{A}} \text{ или } z^2 + x^2 = A \cdot x, \text{ или } z^2 + \left(x - \frac{A}{2}\right)^2 = \frac{A^2}{4}. \quad (14)$$

В итоге получено уравнение окружности радиусом $A/2$ со смещением ее центра вдоль оси x на величину $A/2$ (рис. 1). Следовательно, положение оси сверла в разные моменты времени (в зависимости от положения лезвий сверла) описывается уравнением окружности радиусом $A/2$. Очевидно, чем меньше параметр A , тем точнее будет обрабатываемое отверстие. Из зависимости (12) вытекают основные направления уменьшения погрешностей обработки отверстия при рассверливании. Они состоят в уменьшении величины $\Delta \rightarrow 0$ и отношения σ/K_{pez} , увеличении жесткости технологической системы c и угла $\varphi \rightarrow 90^0$.

Важным условием уменьшения погрешностей обработки отверстия следует рассматривать процесс рассверливания за 2 прохода инструмента. При втором проходе инструмента в качестве Δ необходимо рассматривать величину y_1 для первого прохода.

Тогда зависимость (12) с учетом $\alpha=0$ опишется: $y_1 = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}$. Принимая на втором

проходе $y_2 = \frac{y_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}$, получено: $y_2 = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2}$. Поскольку знаменатель

зависимости больше единицы, то $y_2 < y_1$, т.е. после второго прохода инструмента величина упругого перемещения y_2 уменьшится.

Аналогично можно определить величину упругого перемещения y_3 после третьего прохода инструмента: $y_3 = \frac{y_2}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^2} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^3}$. Соответственно, после n -го

прохода инструмента:

$$y_n = \frac{y_{n-1}}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^{n-1}} = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n} = \frac{\Delta}{\varepsilon^n}. \quad (15)$$

Как видно, за счет многократного прохождения отверстия сверлом (одного диаметра) величина упругого перемещения y_n , определяющая положение оси изогнутого сверла в соответствии с зависимостью (15), существенно уменьшится (рис. 2,а). Однако погрешность размера отверстия Δy_n будет оставаться неизменной, определяемой погрешностью размера отверстия, образованного после первого прохода сверла (рис. 2,а). Поэтому для уменьшения величины Δy_n необходимо каждый последующий проход осуществлять сверлом большего диаметра. Поскольку диаметр сверла не входит в зависимость (15) для определения величины упругого перемещения, то это позволит выполнить условие $y_n = \Delta y_n \rightarrow 0$ и исключить разбивку отверстия, вызванную съемом неравномерного припуска (рис. 2,б). Собственно этим можно объяснить то, что на практике, как правило, рассверливание отверстия производят с использованием двух сверл разного диаметра. Одно сверло (меньшего диаметра) предназначено для предварительной обработки отверстия, а второе сверло (большого диаметра, равного требуемому диаметру обрабатываемого отверстия) предназначено для окончательной обработки, т.е. для обеспечения требуемых параметров точности обработки.

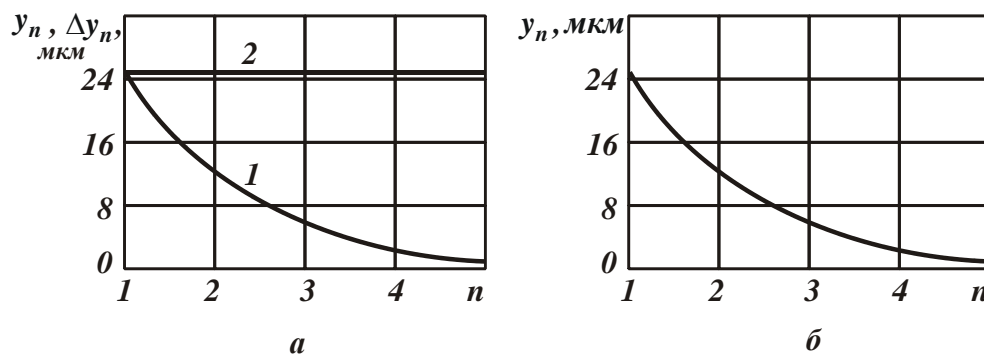


Рисунок 2 – Зависимости величин y_n (1) и Δy_n (2) от n для $\Delta = 50$ мкм и $\varepsilon = 2$:

а – обработка отверстия одним сверлом; б – обработка отверстия сверлами разного диаметра

Из зависимости (12) также следует, что при условиях $\alpha = 0$ и $\frac{c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \rightarrow 0$ величина упругого перемещения сверла y принимает максимальное значение $y \rightarrow \Delta$. Этот случай будет иметь место при низкой жесткости технологической системы c , увеличенной подаче S и работе затупленным инструментом, характеризующимся повышенными значениями $\sigma / K_{\text{рез}}$.

Используя полученное решение, можно оценить технологические возможности снижения погрешности обработки отверстия при растачивании, т.е. при обработке отверстия инструментом с одним лезвием. Величина упругого перемещения резца y определяется из уравнения (1) с учетом $P_{y2}=0$: $y = \frac{\sigma \cdot S \cdot (t_1 - y) \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{pez}}$. Откуда:

$$y = \frac{t_1}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (16)$$

Сравнивая зависимости (16) и (12), видно, что при растачивании отверстия величина y больше, чем при рассверливании отверстия, т.к. больше числитель и меньше знаменатель зависимости (16). Это обусловлено тем, что при рассверливании на лезвия сверла действуют две противоположно направленные радиальные составляющие силы резания, тогда как при растачивании отверстия на резец действует лишь одна радиальная составляющая силы резания. Очевидно, суммарная радиальная составляющая силы резания при рассверливании при одинаковых условиях обработки будет меньше, чем при растачивании, что и предопределяет меньшие значения величины упругого перемещения y (оси сверла).

Уточнение на размер на проходе инструмента ε [5, 6], равное знаменателю зависимости (16), больше при рассверливании отверстия. Следовательно, в этом случае обеспечивается уменьшение упругого перемещения сверла и повышение устойчивости процесса. Однако, в данном случае из-за того, что в резании участвуют два противоположно расположенные лезвия сверла, происходит увеличение диаметра обрабатываемого отверстия на величину упругого перемещения. Как показано в предыдущем параграфе, это приводит к разбивке отверстия и снижает точность обработки. Повторный проход сверла не позволит исправить погрешность обработки, т.к. при этом уменьшается сдвиг оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия, что приводит к еще большей разбивке отверстия. Поэтому повторный проход следует осуществить сверлом большего диаметра или же произвести обработку отверстия последовательно зенкером и разверткой, что позволит за счет увеличения количества работающих лезвий инструмента уменьшить погрешность обработки и соответственно повысить точность обрабатываемого отверстия.

При растачивании отверстия в резании участвует лишь одно лезвие и поэтому возникновение в технологической системе упругого перемещения не приводит к превышению диаметра обрабатываемого отверстия номинального значения. Собственно, в этом и состоит принципиальное отличие формирования погрешностей обработки при рассверливании и растачивании отверстий, т.е. при обработке отверстий мерным и немерным инструментом. Следовательно, при растачивании потенциально может быть исключена разбивка отверстия и обеспечена более высокая точность обработки по сравнению с рассверливанием отверстия. При растачивании отверстия глубина резания t_1 , входящая в зависимость (16), определяется с учетом зависимости (7): $t_1 = R - O_1 A = R + (\Delta \cdot \cos \alpha - \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)})$. После умножения и деления выражения в скобках зависимости на сопряженную величину $(\Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)})$, получено:

$$t_1 = R - \frac{(r^2 - \Delta^2)}{\left[\Delta \cdot \cos \alpha + \sqrt{(\Delta \cdot \cos \alpha)^2 + (r^2 - \Delta^2)}\right]}. \quad (17)$$

Как следует из зависимости (17), с увеличением угла α глубина резания t_1 уменьшается. Наибольшее значение t_1 достигается при $\alpha = 0$ и равно $t_1 = R - r + \Delta$. Соответственно наибольшее значение упругого перемещения y , исходя из зависимости (16), определяется:

$$y = \frac{(R - r + \Delta)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (18)$$

Как и при рассверливании отверстия, при растачивании отверстия уменьшить величину y (при съеме всего припуска за один проход инструмента) можно увеличением параметров c , φ и уменьшением σ/K_{pez} и S .

На рис. 3 показана траектория перемещения оси расточной системы во времени. В соответствии с расчетной схемой, показанной на рис. 1, при резании с глубиной резания t_1 расточная система деформируется в положительном направлении оси x , а при резании с глубиной резания t_2 – в отрицательном направлении оси x , принимая меньшие значения y . В итоге ось расточной системы описывает сложную геометрическую фигуру, которая в отличие от процесса рассверливания отверстия (рис. 1) расположена в двух полуплоскостях: $x > 0$ и $x < 0$. В случае $\Delta = 0$ ось расточной системы во времени будет перемещаться по окружности с радиусом, равным величине y (рис. 3,б).

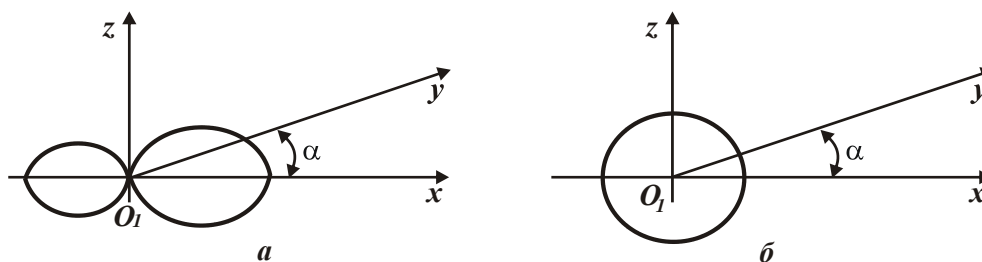


Рисунок 3 – Траектория движения оси расточной системы за ее одно вращение для $\Delta > 0$ (а) и $\Delta = 0$ (б)

Одним из важных условий уменьшения погрешностей обработки отверстия является осуществление процесса рассверливания за несколько проходов инструмента. В связи с этим следует оценить возможности уменьшения погрешностей обработки отверстия при растачивании за счет увеличения количества проходов инструмента (без увеличения поперечной подачи, т.е. при обработке в размер). Величина упругого перемещения y_1 , возникающего при первом проходе инструмента, описывается зависимостью (18). Для

удобства анализа представим ее в виде: $y_1 = \frac{t_{11}}{\varepsilon}$, где t_{11} – номинальная глубина резания при первом проходе инструмента, м; $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$ – уточнение на размер на проходе инструмента.

При втором проходе инструмента величина y_2 определится:

$y_2 = \frac{t_{12} + y_1}{\varepsilon} = \frac{t_{12}}{\varepsilon} + \frac{t_{11}}{\varepsilon^2}$, где t_{12} – номинальная глубина резания при втором проходе инструмента, м.

Принимая, например, что съем всего припуска $t_1 = R - r + \Delta$ производится за два прохода инструмента, т.е. $t_1 = t_{11} + t_{12}$, окончательно получено: $y_2 = \frac{t_1}{\varepsilon} - \frac{t_{11}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)$.

Из полученной зависимости вытекает, что уменьшить величину y_2 можно увеличением t_{11} . Наименьшее значение величины y_2 достигается при условии $t_{11} = t_1$. Тогда из соотношения $t_1 = t_{11} + t_{12}$ следует, что $t_{12} = 0$. Этим показано, что эффективно весь припуск величиной t_1 удалить при первом проходе, а второй проход осуществить как выхаживающий (без поперечной подачи) с целью уменьшения величины y_2 , которая в данном случае опишется: $y_2 = \frac{t_1}{\varepsilon^2}$. Как видно, при съеме припуска величиной t_1 за два прохода инструмента величина y_2 меньше, чем при съеме того же припуска за один проход. Поэтому с точки зрения уменьшения y_2 эффективно съем всего припуска производить за два прохода.

Необходимо отметить, что фактическая глубина резания при втором проходе равна величине упругого перемещения y_1 , возникающего при первом проходе инструмента.

Поскольку величина y_1 небольшая, то осуществить процесс резания лезвийным инструментом в этих условиях достаточно сложно в связи с повышенной энергоемкостью обработки (увеличением параметра ε). Гораздо проще осуществить процесс резания в этих условиях абразивным инструментом, например, применяя процессы шлифования или хонингования отверстий. Поэтому при растачивании отверстий целесообразно увеличивать фактическую глубину резания при втором проходе инструмента за счет перераспределения величин припусков, удаляемых при первом и втором проходах. Очевидно, при первом проходе снимаемый припуск должен быть больше, чем при втором проходе. Это не внесет принципиальных изменений в закономерности формирования величины y_2 , т.к. она при этом увеличится несущественно.

Если съем всего припуска величиной t_1 производится за три прохода инструмента, то при третьем проходе инструмента величина упругого перемещения y_3 с учетом $t_1 = t_{11} + t_{12} + t_{13}$ опишется зависимостью:

$$y_3 = \frac{t_{13} + y_2}{\varepsilon} = \frac{t_{13}}{\varepsilon} + \frac{t_{12}}{\varepsilon^2} + \frac{t_{11}}{\varepsilon^3} = \frac{t_1}{\varepsilon} - \frac{t_{11}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon^2}\right) - \frac{t_{12}}{\varepsilon} \cdot \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right), \quad (19)$$

где t_{13} – номинальная глубина резания при третьем проходе инструмента, м.

Как следует из зависимости (19), уменьшить величину упругого перемещения y_3 можно увеличением параметров t_{11} и t_{12} . Однако, поскольку $\left(1 - \frac{1}{\varepsilon^2}\right) > \left(1 - \frac{1}{\varepsilon}\right)$, то наименьшее значение величины y_3 будет достигаться при условиях $t_{11} = t_1$; $t_{12} = t_{13} = 0$, т.е., по сути, съем всего припуска величиной t_1 должен осуществляться за один проход инструмента, а второй и третий проходы должны быть выхаживающими, когда процесс резания происходит лишь под действием упруго-восстанавливающей силы, возникающей в технологической системе. В этом случае величина y_3 опишется: $y_3 = \frac{t_1}{\varepsilon^3}$. Очевидно, величина y_3 будет меньше величин y_2 и y_1 . Следовательно, с точки зрения уменьшения величины упругого перемещения и соответственно повышения точности обработки отверстия целесообразно съем всего припуска производить за три прохода инструмента. Поскольку фактические глубины резания при втором и третьем проходах инструмента равны величинам упругих перемещений, возникающих при втором и третьем проходах инструмента, и они принимают небольшие значения, то эффективно номинальные глубины резания при втором и третьем проходах устанавливать ненулевыми, уменьшив при этом номинальную глубину резания при первом проходе. Это не приведет к заметному увеличению y_3 , однако позволит уменьшить энергоемкость σ .

Если съем всего припуска величиной t_1 производится за n проходов инструмента, то величина упругого перемещения y_n с учетом $t_1 = R - r + \Delta$ и $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$ определится:

$$y_n = \frac{t_1}{\varepsilon^n} = \frac{(R - r + \Delta)}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)^n}. \quad (20)$$

Как следует из зависимости, с увеличением количества проходов n величина упругого перемещения y_n , образуемого в технологической системе, уменьшается по закону убывающей геометрической прогрессии (рис. 4), что способствует повышению точности обработки отверстия. По физической сути, зависимость описывает закономерности изменения величины упругого перемещения y_n в процессе выхаживания, т.е. процесс выхаживания оказывается наиболее эффективным с точки зрения обеспечения высокой точности обработки. Из зависимости также следует, что с увеличением количества проходов инструмента n при растачивании отверстия можно выполнить условие $y_n \rightarrow 0$. При этом диаметр обрабатываемого отверстия не будет увеличиваться, как это имело место при

рассверливании. Поскольку глубина резания не входит в зависимость, то съём всего припуска t_1 , как показано выше, целесообразно осуществить за несколько проходов инструмента. Данное условие эквивалентно увеличению диаметра сверла с каждым его последующим проходом в соответствии с зависимостью (15). Однако при рассверливании необходимо применять сверла разного диаметра, тогда как при растачивании данное условие выполняется с применением одного реза, что упрощает обработку отверстия.

Необходимо отметить, что, несмотря на более высокие значения упругих перемещений, возникающих при первом проходе реза при растачивании отверстия, как показано выше, данный метод обеспечивает более высокую точность обработки на последующих проходах по сравнению с рассверливанием отверстия. Следовательно, процесс растачивания позволяет получить более высокую точность обработки по сравнению с процессом рассверливания, который может быть эффективно использован лишь при предварительной обработке, т.е. при съеме основной части припуска. Повысить эффективность процесса рассверливания можно, например, за счет применения однолезвийного сверла, работающего по принципу расточного реза.

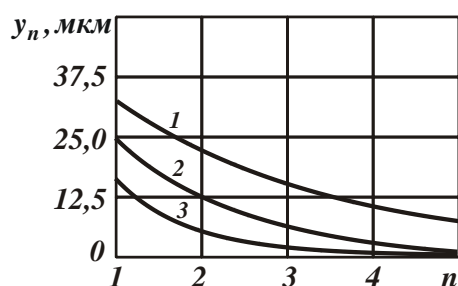


Рисунок 4 – Зависимость упругого перемещения y_n от количества проходов n :

$$1 - \varepsilon = 1,5; 2 - \varepsilon = 2; 3 - \varepsilon = 3$$

В зависимость (20) входит неопределенная величина – количество проходов инструмента n . Очевидно, определить n можно по критерию наименьшего основного времени обработки τ на операции с учетом ограничения по заданной величине y_n , определяющей точность обрабатываемого отверстия:

$$\tau = \frac{l \cdot n}{S_M} = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot n}{S \cdot V}, \quad (21)$$

где l – длина отверстия, м; $S_M = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D}$ – скорость продольной подачи, м/с; V – скорость резания, м/с; S – подача, м/об; D – диаметр отверстия, м.

В качестве переменной величины будет рассматривать подачу S , которую можно выразить через уточнение $\varepsilon = 1 + \frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}$. Откуда $S = \frac{c \cdot K_{pez}}{(\varepsilon - 1) \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}$. Тогда с учетом $t/y_n = \varepsilon_{сум}$ (где $\varepsilon_{сум} = \varepsilon^n$ – суммарное уточнение на размер) зависимость (21) принимает вид:

$$\tau = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma \cdot (\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} - 1) \cdot n}{c \cdot K_{pez} \cdot V}. \quad (22)$$

Подчиняя зависимость (22) необходимому условию экстремума: $\tau'_n = 0$, определено наименьшее основное время обработки, которое достигается при условии $n \rightarrow \infty$:

$$\tau_{min} = \frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma \cdot \ln \varepsilon_{сум}}{c \cdot K_{pez} \cdot V}. \quad (23)$$

Из зависимости (23) вытекает, что добиться уменьшения τ_{min} можно за счет уменьшения σ/K_{pez} , $\varepsilon_{сум}$ и увеличения c и V . Подача S будет определяться:

$S = \frac{c \cdot K_{pez}}{(\sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} - 1) \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}$. На рис. 5,а показан характер изменения S от n при условии $\frac{c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot \cos \varphi} = 1$

($c=3 \cdot 10^3$ Н/мм; $\sigma=3 \cdot 10^3$ Н/мм²; $K_{pez}=1$; $\cos \varphi=1$). Скорость продольной подачи $S_m = V \cdot \frac{S}{\pi \cdot D}$ при этом также будет увеличиваться. На рис. 5,а показан характер изменения S_m от n для $D=10$ мм и $V=1570$ мм/с.

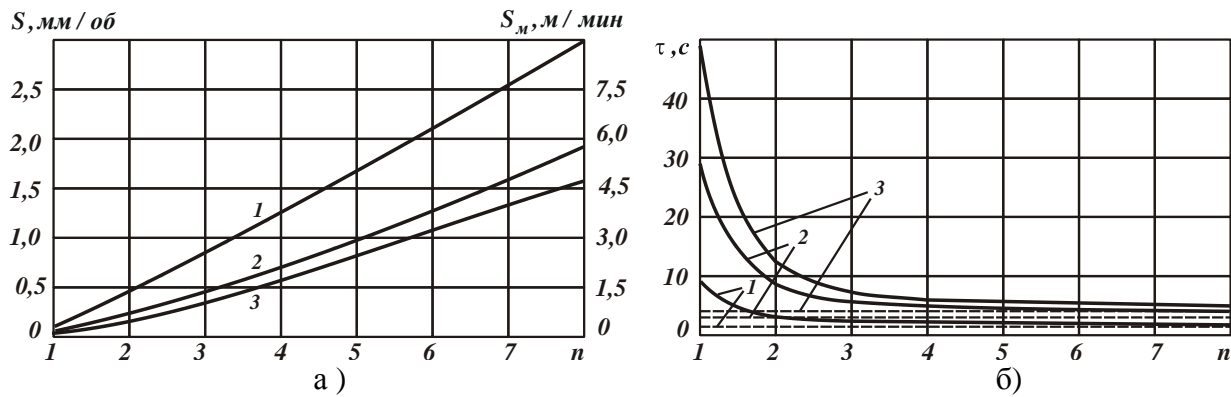


Рисунок 5 – Зависимости S (а) и τ (б) от n : 1 - $\varepsilon_{сум} = 10$; 2 - $\varepsilon_{сум} = 30$; 3 - $\varepsilon_{сум} = 50$

Расчеты, выполненные на основе зависимостей (22) и (23) при условии $\frac{\pi \cdot D \cdot l \cdot \cos \varphi \cdot \sigma}{c \cdot K_{pez} \cdot V} = 1$ с ($D=10$ мм; $l=50$ мм; $c=3 \cdot 10^3$ Н/мм; $\sigma=3 \cdot 10^3$ Н/мм²; $K_{pez}=1$; $\cos \varphi=1$; $V=1570$ мм/с), показали (рис. 5,б), что основное время обработки τ с увеличением n (в пределах 1 – 3 проходов) интенсивно уменьшается, затем асимптотически приближается к значению τ_{min} . Поэтому сьем неравномерного припуска целесообразно осуществлять за 2 – 3 прохода.

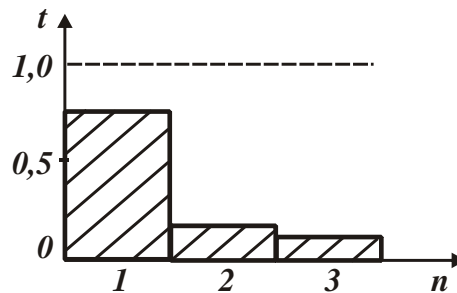


Рисунок 6 – Характер изменения глубины резания по проходам

Естественно, наилучший результат может быть получен при осуществлении схемы выхаживания, однако, в связи с весьма малыми фактическими глубинами резания на втором и третьем проходах (равными величинам упругих перемещений) целесообразно снимаемый припуск перераспределить по проходам. Например, на первом проходе удалить 75% общего снимаемого припуска, а на втором и третьем проходах - соответственно 15 и 10% общего снимаемого припуска (рис. 6). Такой подход позволит снизить энергоемкость обработки (параметр σ) на втором и третьем проходах, в связи с уменьшением отношения толщины среза a и радиуса округления лезвия инструмента ρ (т.е. a/ρ), и обеспечить высокоточную обработку отверстия. Это согласуется с практическими данными [7]. Таким образом, теоретически обоснованы практические рекомендации, используемые для эффективного ведения процесса растачивания отверстий. Показано, что распределение припусков по

проходам при растачивании отверстий подчиняется закону убывающей геометрической прогрессии, который описывает закономерности изменения величины упругого перемещения, возникающего в технологической системе в процессе выхаживания.

Выводы

Получены уточненные аналитические зависимости для определения величины упругого перемещения при механической обработке отверстия со съемом неравномерного припуска. Показано, что при рассверливании отверстия вследствие участия в резании двух противоположно расположенных лезвий сверла происходит увеличение диаметра обрабатываемого отверстия на величину упругого перемещения. Это приводит к разбивке отверстия и снижает точность обработки. При растачивании отверстия в резании участвует лишь одно лезвие и поэтому возникновение в технологической системе упругого перемещения не приводит к превышению диаметра обрабатываемого отверстия номинального значения. Расчетами установлено, что с увеличением количества проходов сверла величина упругого перемещения уменьшается по закону убывающей геометрической прогрессии, однако при этом увеличивается диаметр обрабатываемого отверстия. Поэтому с точки зрения повышения точности обработки целесообразно последующие проходы осуществлять сверлами большего диаметра. Теоретически доказано, что при растачивании отверстия величина упругого перемещения с увеличением количества проходов инструмента также уменьшается по закону убывающей геометрической прогрессии. При этом происходит уменьшение основного времени обработки, особенно интенсивно при съеме припуска за 2 – 3 прохода инструмента в условиях высокоскоростного резания. Поэтому с целью снижения энергоемкости и повышения точности и производительности обработки целесообразно съем припуска осуществлять за несколько проходов инструмента, уменьшая с каждым последующим проходом глубину резания по закону убывающей геометрической прогрессии.

Перечень источников литературы: 1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А.А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с. 2. Линчевский П.А. Обработка деталей на отделочно-расточных станках / П.А. Линчевский, Т.Г. Джугурян, А.А. Оргиян. – К.: Техника, 2001. – 300 с. 3. Новоселов Ю.К. Моделирование операций при оценке отклонений формы деталей при шлифовании / Ю.К. Новоселов, Д.А. Каинов // Сучасні технології в машинобудуванні: збірник наукових статей. – Том 2. – Харків: НТУ “ХПІ”, 2006. – С. 391-400. 4. Иванов И.Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах в условиях массового производства: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / И.Е. Иванов. – Мариуполь, 2008. – 21 с. 5. Новіков Ф.В. Теорія високоякісної обробки деталей машин: монографія / Ф.В. Новіков. – Х.: Вид. ХНЕУ, 2013. – 384 с. 6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 10. ”Концепции развития технологии машиностроения ” – Одесса: ОНПУ, 2005. – 565 с. 7. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.

Рецензент: **Клименко Г.П.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСЛОВИЙ УМЕНЬШЕНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ И ОСНОВНОГО ВРЕМЕНИ ПРИ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ

Новиков Ф.В., Брижан Т.М.

Получены уточненные аналитические зависимости для определения величины упругого перемещения при механической обработке отверстия со съемом неравномерного припуска. Показано, что при рассверливании отверстия вследствие участия в резании двух противоположно расположенных лезвий сверла происходит увеличение диаметра обрабатываемого отверстия на величину упругого перемещения. При растачивании отверстия в резании участвует лишь одно лезвие и поэтому возникновение упругого перемещения не приводит к превышению диаметра обрабатываемого отверстия номинального значения. Расчетами установлено, что с увеличением количества проходов сверла величина упругого перемещения уменьшается по закону убывающей геометрической прогрессии, однако при этом увеличивается диаметр обрабатываемого отверстия. Поэтому с точки зрения повышения точности обработки целесообразно последующие проходы осуществлять сверлами большего диаметра. Доказано, что при растачивании отверстия упругое перемещение с увеличением количества проходов инструмента также уменьшается по закону убывающей геометрической прогрессии. При этом происходит уменьшение основного времени обработки, особенно интенсивно при съеме припуска за 2 – 3 прохода инструмента в условиях высокоскоростного резания.

ВИЗНАЧЕННЯ УМОВ ЗМЕНШЕННЯ ПОГРІШНОСТЕЙ І ОСНОВНОГО ЧАСУ ПРИ МЕХАНІЧНІЙ ОБРОБЦІ ОТВОРІВ

Новіков Ф. В., Брижан Т. М.

Отримано уточнені аналітичні залежності для визначення величини пружного переміщення при механічній обробці отвору зі зніманням нерівномірного припуску. Показано, що при розсвердлюванні отвору внаслідок участі в різанні двох протилежно розташованих лез свердла відбувається збільшення діаметра оброблюваного отвору на величину пружного переміщення. При розточуванні отвору в різанні приймає участь лише одне лезо й тому виникнення пружного переміщення не призводить до перевищення діаметра оброблюваного отвору номінального значення. Розрахунками встановлено, що зі збільшенням кількості проходів свердла величина пружного переміщення зменшується за законом геометричної прогресії, що убуває, однак при цьому збільшується діаметр оброблюваного отвору. Тому з погляду підвищення точності обробки доцільно наступні проходи здійснювати свердлами більшого діаметра. Доведено, що при розточуванні отвору пружне переміщення зі збільшенням кількості проходів інструмента також зменшується за законом геометричної прогресії, що убуває. При цьому відбувається зменшення основного часу обробки, особливо інтенсивно при зніманні припуску за 2 - 3 проходи інструмента в умовах високошвидкісного різання.

CERTAIN CONDITIONS, REDUCTION OF ERRORS AND OF NORMAL TIME WHEN MACHINING HOLES

Novikov F. V., Brizhan T. M.

Sharpen analytical relationships to determine the elastic movement when machining holes with the removal of non-uniform allowance. It is shown that when drilling holes through participation in two oppositely disposed cutting blades of the drill is an increase in the diameter of the hole on the magnitude of the elastic displacement. When boring a hole in cutting is involved only one blade, and therefore the occurrence of elastic displacement does not exceed the diameter of the hole of the nominal value. Calculations revealed that with increasing number of passes the value of the elastic movement of the drill is reduced according to the law of diminishing exponentially, but it increases the diameter of the hole. Therefore, from the standpoint of improving the accuracy of treatment it is advisable to follow the passages to carry out a larger drill bit. It is proved that when boring holes elastic movement with the number of passes of the tool is also reduced according to the law of diminishing exponentially. At the same time there is a reduction of the main processing time, particularly intense stock removal of 2 - 3 passes the tool in a high-speed cutting.

Ключевые слова: отверстие, сверление, растачивание, инструмент, точность обработки, упругое перемещение, технологическая система, производительность обработки, глубина резания

Ключові слова: отвір, свердління, розточування, інструмент, точність обробки, пружне переміщення, технологічна система, продуктивність обробки, глибина різання

Keywords: hole drilling, boring, tool, precision machining, elastic movement, technological system processing performance, cutting depth

Дата подання статті до редакції: 15 жовтня 2014р.

УДК 621.73.06

Хорошайло В.В., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

draw@dgma.donetsk.ua

ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА НА ТОКАРНО-ВИНТОРЕЗНЫХ СТАНКАХ

Анализ технологических процессов механической обработки деталей прокатного, горнорудного, энергетического оборудования показывает, что эффективная обработка крупногабаритных отверстий в деталях типа втулок и цилиндров является важной и актуальной научно-технической задачей.

Заготовками для таких деталей являются поковки цельные или поковки с прошитым отверстием, а также отливки, которые изготавливаются с большими припусками для последующей механической обработки. Причем, зачастую, подобные детали обрабатываются не только на тяжелых станках фрезерно-расточной группы, а и на токарно-винторезных станках.

Процесс обработки отверстий на тяжелых токарно-винторезных станках расточными резцами характеризуется тем, что при резании возникают неблагоприятные условия, связанные с большими вылетами инструмента, что ведет к потере виброустойчивости технологической системы и, как следствие, к значительному снижению параметров точности и качества обработанных поверхностей.

Указанные факторы вызывают необходимость дальнейших исследований процессов резания и колебаний сборных расточных резцов, как элементов замкнутой системы «станок - приспособление - режущий инструмент - деталь» [1].

В процессе растачивания длина обработки или глубина отверстия определяет вылет режущего инструмента, а при работе с большим вылетом расточного резца возникает прогиб его державки относительно закрепления в резцедержателе, что приводит к возникновению значительных деформаций и динамических нагрузок на инструмент. Повышение жесткости упругой системы «станок-приспособление-инструмент-деталь» является одним из основных способов устранения недопустимых колебаний [2].

В основу создания инструментальной системы, повышающей виброустойчивость при обработке, было положено создание подвижной опоры державки резца, которая способна уменьшить упругие деформации инструмента, которые возникают в результате действия сил резания. В результате вместо консольного положения, расточной резец работает в двухопорном положении.

Целью работы является математическое и компьютерное моделирование параметров расточных резцов с учетом применения специальной инструментальной системы.

Теоретической основой исследования является то, что в процессе резания расточной резец испытывает пространственную деформацию в результате действия сил резания. Для статического расчёта при растачивании необходимо учитывать две основные составляющие силы резания: тангенциальную P_z и радиальную P_y , по которым и определяется изгибающая равнодействующая сила резания P .

Свойства упругой системы резец – суппорт в плоскости, перпендикулярной оси центров токарного станка, могут быть представлены в виде двух упругих и диссипативных элементов, ориентированных под некоторым углом к координатной системе (рис. 1) [4].

Такая модель упругой системы позволяет определить упругое перемещение вершины резца в радиальном и тангенциальном направлениях под действием силы резания.

Для определения упругого перемещения вершины резца под действием силы резания, находятся коэффициенты податливости системы резец - суппорт.

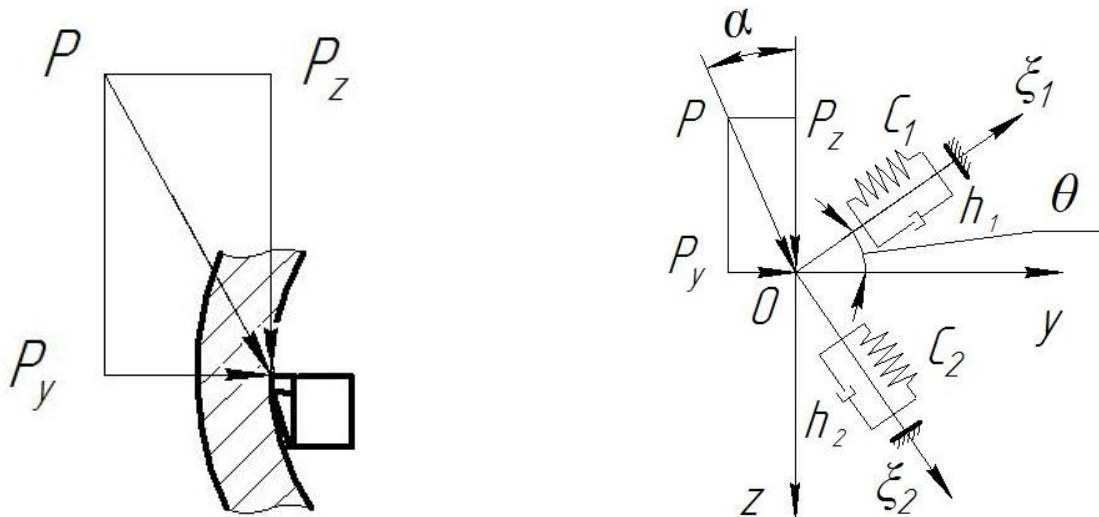


Рисунок 1 – Схема действия сил резания на упругую систему резец – суппорт в плоскости YZ

Определим для этой цели перемещение вершины резца под действием единичной силы P_1 . Проекции этой силы на главные оси жесткости и возникающие при этом перемещения определяются формулами 1-7 [4].

$$P_{\xi_1} = P_1 \cdot \cos \theta, \quad P_{\xi_2} = P_1 \cdot \sin \theta. \quad (1)$$

Перемещения в направлении осей жесткости ξ_1' и ξ_2' :

$$\xi_1' = \frac{P_{\xi_1}}{c_1} = \frac{\cos \theta}{c_1}, \quad (2)$$

$$\xi_2' = \frac{P_{\xi_2}}{c_2} = \frac{\sin \theta}{c_2}. \quad (3)$$

Координаты ξ_1' и ξ_2' связаны с координатами y и z следующими зависимостями

$$y = \xi_1' \cdot \cos \theta + \xi_2' \cdot \sin \theta, \quad (4)$$

$$z = \xi_2' \cdot \cos \theta - \xi_1' \cdot \sin \theta. \quad (5)$$

Подставляя значения ξ_1' и ξ_2' найдем:

$$y = \frac{\cos^2 \theta}{c_1} + \frac{\sin^2 \theta}{c_2}, \quad z = \frac{1}{2} \left(\frac{1}{c_2} - \frac{1}{c_1} \right) \cdot \sin 2\theta. \quad (6)$$

Система уравнений движения вершины резца с приведенной массой m выглядит следующим образом:

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{\xi}_1 + h_1 \cdot \dot{\xi}_1 + c_1 \cdot \xi_1 = P_y \cdot \sin \theta + P_z \cdot \cos \theta; \\ m \cdot \ddot{\xi}_2 + h_2 \cdot \dot{\xi}_2 + c_2 \cdot \xi_2 = P_y \cdot \cos \theta + P_z \cdot \sin \theta. \end{cases} \quad (7)$$

Запишем формулы перехода от осей ξ_1 и ξ_2 к осям Z и Y :

$$\xi_1 = z \cdot \cos \theta + y \cdot \sin \theta \quad \xi_2 = y \cdot \cos \theta + z \cdot \sin \theta. \quad (8)$$

После подстановки получаем следующую систему уравнений

$$\begin{cases} \ddot{z} \cos \theta + \ddot{y} \sin \theta = [P_z \cos \theta + P_y \sin \theta - h_1 (\dot{z} \cos \theta + \dot{y} \sin \theta) - c_1 (z \cos \theta + y \sin \theta)] / m; \\ \ddot{y} \cos \theta + \ddot{z} \sin \theta = [P_z \cos \theta - P_y \sin \theta - h_2 (\dot{y} \cos \theta + \dot{z} \sin \theta) - c_2 (y \cos \theta + z \sin \theta)] / m. \end{cases} \quad (9)$$

Полученное выражение является системой дифференциальных уравнений второго порядка, причем с учетом сил, действующих по задней грани, зависящих от скоростей относительных смещений, уравнения являются нелинейными.

Система уравнений (9), с различными параметрами упругой системы, решалась численными методами с помощью компьютерной программы проведения математических расчетов MATLAB. Анализ полученных результатов показывает, что изменение угла ориентации осей жесткости позволяет снизить амплитуду колебаний вершины резца (рис. 2).

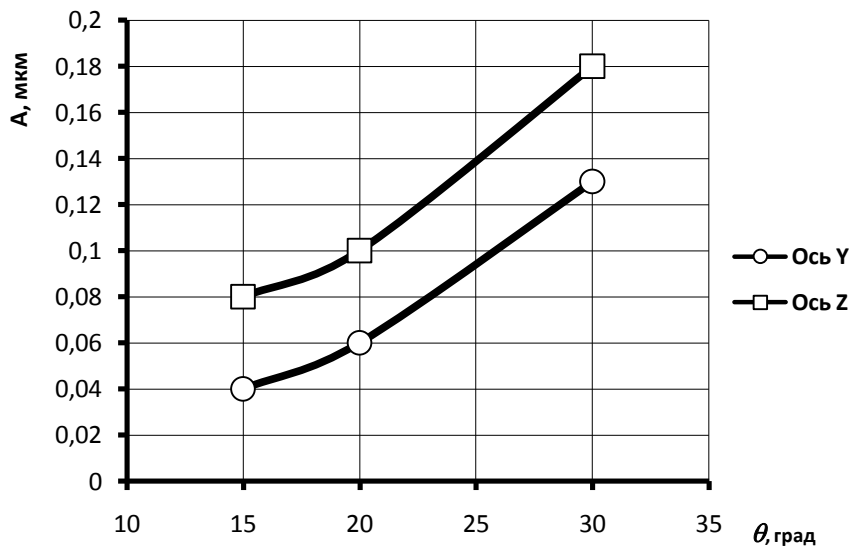


Рисунок 2 – Зависимость амплитуды колебаний вершины резца от угла ориентации осей жесткости θ .

С целью изменения угла ориентации осей жесткости, было предложено использовать специальную инструментальную систему, которая создает дополнительную ось жесткости в технологической системе (рис. 3), и тем самым, уменьшает угол ориентации осей жесткости θ , который становится равным углу θ_1 , причем $\theta_1 < \theta$.

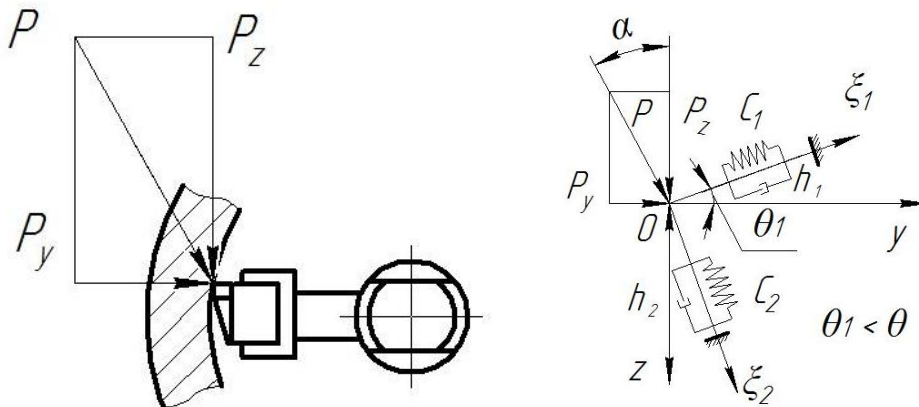


Рисунок 3 – Схема действия сил резания на упругую систему – суппорт в плоскости YZ с использованием специальной инструментальной системы.

На основании предложенной схемы повышения жесткости и виброустойчивости при растачивании была разработана конструкция специальной инструментальной системы для растачивания отверстий большого диаметра на токарных станках, представленная на рисунке 4.

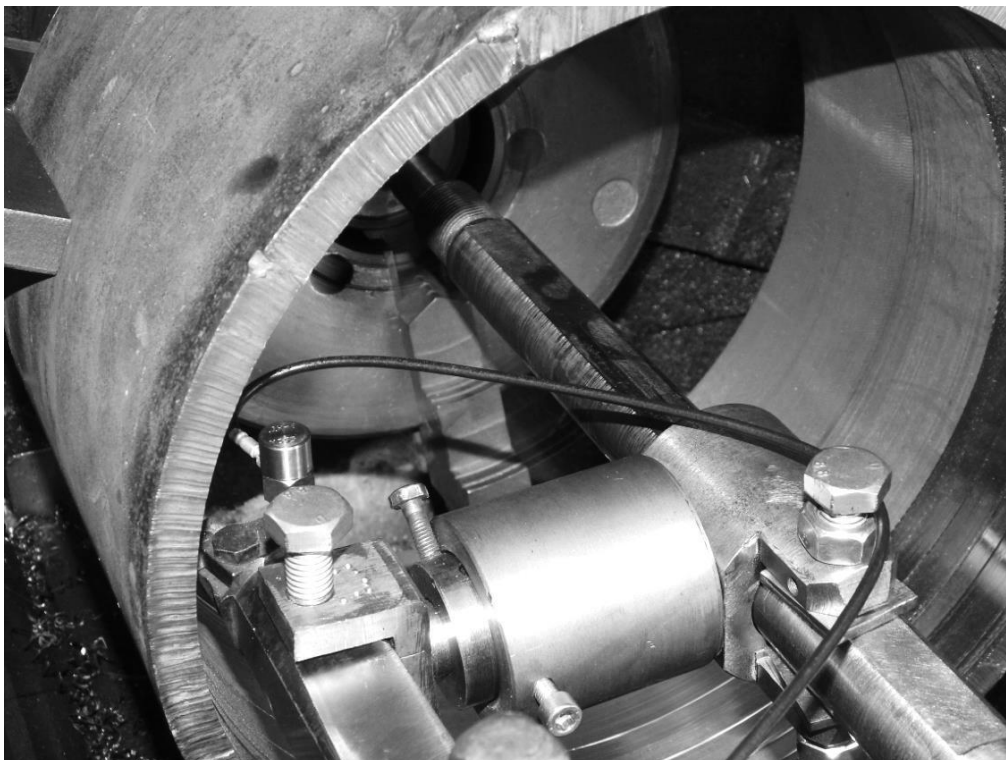


Рисунок 4 – Конструкция специальной инструментальной системы для растачивания отверстий большого диаметра на токарных станках

Выводы

На основании результатов моделирования и проведенных экспериментальных исследований можно сделать вывод о том, что повышение жесткости технологической системы токарных станков при растачивании отверстий большого диаметра можно обеспечить путем уменьшения угла ориентации осей жесткости системы.

Уменьшить угол ориентации осей жесткости технологической системы при растачивании отверстий большого диаметра может быть обеспечено путем использования специальной инструментальной системы, которая создает дополнительную ось жесткости.

Для растачивания на токарных станках отверстий большого диаметра разработана конструкция специальной инструментальной системы, применение которой обеспечивает снижение амплитуды колебаний в технологической системе при обработке.

Перечень источников литературы: 1. Компьютерное моделирование и расчет напряженно деформированного состояния расточных резцов. Гузенко В.С., Хорошайло В.В., Соловьев В.В. / Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. Вып. 32. / – Краматорск: ДГМА, 2013. – с. 413-417 2. Макаров А.Д. Износ и стойкость режущих инструментов - М.: Машиностроение, 1966. - 257 с 3. Подвижный люнет для расточки отверстий больших диаметров и длины на токарных станках./ Хорошайло В.В. Патент №211306935 на полезную модель, 10.12.2013, бюл. № 23 4. Лазарев Г.С. Устойчивость процесса резания металлов - М.: Машиностроение, 1973. - 184 с

Рецензент: **Ковалев В.Д.**, д.т.н., проф., ДГМА

ПОВЫШЕНИЕ ВИБРОУСТОЙЧИВОСТИ РАСТОЧНЫХ РЕЗЦОВ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ
БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА НА ТОКАРНО-ВИНТОРЕЗНЫХ СТАНКАХ
Хорошайло В.В., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.

В данной работе представлена математическая модель виброперемещений вершины расточного резца под действием переменных сил резания с учетом применения разработанной инструментальной оснастки. Также разработана трехмерная модель инструментальной системы, которая подвергнута прочностному анализу методом конечных элементов в программе APM Structure 3D. В результате получены графики виброперемещений вершины расточного резца, которые позволяют судить о снижении амплитуды колебаний в процессе резания.

ПІДВИЩЕННЯ ВІБРОСТІЙКОСТІ РОЗТОЧУВАЛЬНИХ РІЗЦІВ ПРИ ОБРОБЦІ ОТВОРІВ ВЕЛИКОГО
ДІАМЕТРУ НА ТОКАРНО-ГВИНТОРІЗНИХ СТАНКАХ
Хорошайло В. В., Гузенко В. С., Міранцов С.Л.

У цій роботі представлена математична модель вібропереміщень вершини розточувального різця під дією змінних сил різання з урахуванням застосування розробленого інструментального оснащення. Також розроблена тривимірна модель інструментальної системи, яка піддана прочностному аналізу методом кінцевих елементів в програмі APM Structure 3D. В результаті отримані графіки вібропереміщень вершини розточувального різця, які дозволяють судити про зниження амплітуди коливань в процесі різання.

IMPROVING OF VIBRATION RESISTANCE OF BORING CUTTERS BY PROCESSING OF THE BIG
DIAMETER HOLES ON TURNING LATHE
V. Khoroshailo, V. Guzenko, S. Mirantsov

This article presents a mathematical model of vibromoving of the top of the boring cutter under the effect of variable cutting forces based on the application of designed tooling. A three-dimensional model of the tool system is developed, that is subjected to the strength analysis by the finite element method in the program APM Structure 3D. The resulting graphs of vibromoving of the top of the boring cutter allow to judge about the decrease in the amplitude of vibrations in the cutting process.

Ключевые слова: расточной резец, инструментальная система, трехмерная модель, виброустойчивость, амплитуда

Ключові слова: розточувальний різець, інструментальна система, тривимірна модель, вібростійкість, амплітуда

Keywords: boring cutter, tool system, three-dimensional model, vibration resistance, amplitude

Дата подання статті до редакції: 24 жовтня 2014р.

УДК 621.9.02:621.793

Калініченко В. В.
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

ПЕРСПЕКТИВНІ СТРУКТУРИ БОРИДНИХ ШАРІВ ЗНОСОСТІЙКИХ ПОКРИТТІВ ДЛЯ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Постановка проблеми

Широке впровадження автоматизованих верстатних комплексів з ЧПУ супроводжується різким зростанням вартості верстато-хвилини роботи обладнання, інтенсифікацією режимів експлуатації різального інструменту, збільшенням питомої частки сумарних витрат на інструмент, що сягає у багатьох випадках 10–15 % у загальній структурі витрат на механообробку. Зазначені обставини вимагають забезпечення поєднання високої продуктивності механічної обробки та надійності різального інструменту як важливої передумови ефективної експлуатації автоматизованих верстатних систем. Основним напрямом підвищення працездатності інструменту при високопродуктивній механічній обробці є нанесення на його робочі поверхні зносостійких покриттів. Ефект підвищення стійкості твердосплавного різального інструменту зі зносостійким покриттям значною мірою залежить від характеристик матеріалів шарів покриття. Це зумовлює актуальність впровадження перспективних матеріалів шарів зносостійких покриттів, що забезпечують високі стійкісні характеристики інструменту. Таке впровадження має базуватись на всебічному аналізі впливу характеристик матеріалів шарів покриття на функціональну працездатність покриття та інтенсивність зношування інструменту. Зокрема, увагу дослідників все частіше привертає вплив структури матеріалів шарів зносостійкого покриття на його функціональну працездатність. Сучасні досягнення фізичного матеріалознавства дозволяють вирішити проблему обґрунтування вибору перспективних структур матеріалів шарів зносостійких покриттів, що забезпечували б високі показники функціональної працездатності покриття та стійкості різального інструменту.

Робота виконана відповідно до тематики кафедральної держбюджетної НДР кафедри «Комп'ютеризовані мехатронні системи, інструмент і технології» Донбаської державної машинобудівної академії «Підвищення надійності та продуктивності комп'ютеризованих мехатронних верстатноінструментальних систем важкого машинобудування».

Аналіз досліджень та публікацій з проблеми, що розглядається

Закономірності процесу різання інструментом зі зносостійким покриттям, вплив різних факторів на функціональну працездатність покриття та інтенсивність зношування інструменту розглядалися у роботах А. С. Верещаки, В. П. Табакова, М. Ш. Мігранова, Л. Ш. Шустера [1–3] та інших вчених. В роботі [1] зносостійке покриття розглядається як унікальне проміжне середовище між матеріалом основи інструменту та оброблюваним матеріалом, що здатне підвищувати опір інструменту процесу зношування при одночасному зниженні факторів зовнішнього впливу, що обумовлюють зношування. Висока функціональна працездатність покриття та стійкість інструменту забезпечуються за умов:

- здатності покриття до опору процесам зношування верхнього (контактного) шару;
- здатності покриття до опору процесам локального руйнування в результаті розтріскування (декогезії) та відшарування (деадгезії) шарів покриття внаслідок дії комплексу термомеханічних явищ при різанні.

Здатність покриття до опору зношуванню та локальному руйнуванню обумовлюється, перш за все, хімічним складом та механічними властивостями матеріалів шарів покриття.

Комплекс вимог до зносостійких покриттів для різальних інструментів передбачає [1]:

- загальні експлуатаційні вимоги (збереження властивостей при високій температурі, корозійна стійкість та ін.);
- вимоги до забезпечення міцного зчеплення покриття з матеріалом основи інструменту;

– вимоги високої здатності покриття до опору відомим (абразивному, адгезійному, дифузійному, хімічному) механізмам зношування при різанні.

Міцність зчеплення покриття з матеріалом основи інструменту визначається ступенем близькості кристалохімічних і теплофізичних характеристик контактуючих матеріалів, а мінімальна інтенсивність взаємодії матеріалу контактного шару покриття з оброблюваним матеріалом забезпечується при максимальній відмінності кристалохімічних характеристик і мінімальній схильності до дифузійного розчинення вказаних матеріалів [1]. Таким чином, більшість факторів, що визначають міцність зчеплення покриття з основою та інтенсивність адгезійних, дифузійних процесів і хімічних реакцій на контактних поверхнях інструменту при різанні, обумовлені хімічним складом матеріалів шарів покриття. Важливою вимогою до механічних властивостей матеріалів шарів покриттів є вимога високої твердості як основного чинника зносостійкості матеріалу. В зв'язку з цим привертає увагу можливість використання у якості матеріалів шарів зносостійких покриттів високотвердих боридів перехідних металів IV–VI груп Періодичної системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва (дібориду титану TiB_2 , дібориду танталу TaB_2 , дібориду гафнію HfB_2 та ін.) [4]. Окрім найвищої серед сполук перехідних металів твердості, бориди відрізняються високою температурою плавлення, корозійною стійкістю, пасивністю до оброблюваних матеріалів, що свідчить про широкі перспективи їхнього використання у якості матеріалів шарів зносостійких покриттів для твердосплавних різальних інструментів [5].

Огляд невирішених частин проблеми

Незважаючи на відомі переваги боридів перехідних металів, використання покриттів з боридними шарами для твердосплавних різальних інструментів обмежується крихкістю боридів та невисокою міцністю їхнього адгезійного зв'язку з матеріалами основи інструменту та інших шарів покриття. Це обумовлює недостатню здатність боридних шарів покриттів до опору декогезії та деадгезії внаслідок дії термомеханічних явищ при різанні, що негативно впливає на функціональну працездатність покриття та стійкість інструменту.

Перспективним напрямом підвищення когезійної та адгезійної міцності боридних шарів зносостійких покриттів є вдосконалення структури матеріалів шарів на базі використання сучасних нанотехнологій. Аналіз даних, наведений в роботі [6], свідчить про перспективність використання наноструктурованих плівок боридів перехідних металів у якості шарів зносостійких покриттів для твердосплавних різальних інструментів. Разом з тим, впровадження покриттів з наноструктурованими боридними шарами має базуватись на аналізі особливостей структури шарів та впливу їхніх розмірно-структурних характеристик на функціональну працездатність покриття та стійкість інструменту.

Метою роботи є систематизація відомостей про особливості структури матеріалів наноструктурованих шарів зносостійких покриттів з боридів перехідних металів IV–VI груп Періодичної системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва та аналіз впливу розмірно-структурних характеристик наноструктурованих боридних шарів на функціональну працездатність покриття та стійкість твердосплавного різального інструменту.

Основна частина

Виконаний автором аналіз наукових положень та експериментальних даних робіт [4, 7] дозволив систематизувати основні відомості про особливості структури та розмірно-структурні характеристики наноструктурованих боридних шарів зносостійких покриттів. Компонентами структури наноструктурованих шарів покриттів є зерна кристалічної фази з середнім розміром $d < 50$ нм та міжзеренні прошарки аморфної фази. Визначальним фактором впливу на механічні властивості та характерні відмінності процесів деформації та тріщиноутворення в наноструктурованому шарі покриття виступають розмірно-структурні характеристики матеріалу шару, до яких, зокрема, належать тип структури, середній розмір d зерна та об'ємна частка ω міжзеренних прошарків аморфної фази. Це, в свою чергу, зумовлює вплив розмірно-структурних характеристик матеріалу наноструктурованого шару на опір шару процесам зношування, декогезії, деадгезії, функціональну працездатність покриття та показники стійкості різального інструменту.

На основі огляду [7] типів структури матеріалів наноструктурованих шарів підвищеної твердості, загальні схеми яких представлені на рисунку 1, можна виділити:

– колумнарну структуру, в якій зерна, лише частково оточені аморфною фазою, об'єднуються у стовбчасті наноколони, перпендикулярні до межі розділу «підкладинка-наноструктурована плівка» (рис. 1а);

– щільну глобулярну структуру з нанозернами, повністю оточеними прошарками аморфної фази (рис. 1б);

– щільну глобулярну структуру з нанозерен різних матеріалів або нанозерен одного матеріалу з різними кристалографічними орієнтаціями або структурами ґратки (рис. 1в).

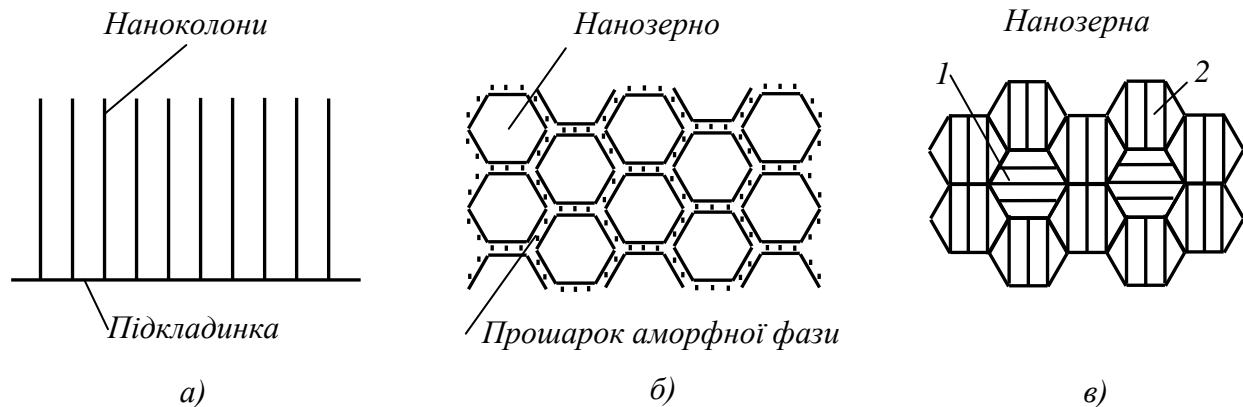


Рисунок 1 – Типи структури матеріалів наноструктурованих шарів зносостійких покриттів: а) колумнарна структура; б) щільна глобулярна структура з нанозернами, повністю оточеними прошарками аморфної фази; в) щільна глобулярна структура з суміші нанозерен 1 та 2 з різними кристалографічними орієнтаціями (за даними [7])

Тип структури наноструктурованого шару справляє визначальний вплив на об'ємну частку ω міжзеренних прошарків аморфної фази. Зокрема, серед представлених на рис. 1 типів структури, найбільшою величиною ω характеризується щільна глобулярна структура з нанозернами, повністю оточеними прошарками аморфної фази (рис. 1б).

Середній розмір d зерна кристалічної фази наноструктурованого шару справляє визначальний вплив на твердість H матеріалу шару. При цьому в роботі [7] відзначений екстремальний характер залежності $H = f(d)$ з максимумом H_{\max} при розмірі зерна $d = d_c$, обумовлений зміною домінуючого фактору деформаційних процесів при переході d через критичне значення d_c . При $d > d_c$ в матеріалі шару домінують внутрішньозеренні дислокаційні процеси, при $d < d_c$ – процеси локального ковзання вздовж меж розділу кристалічної та аморфної фаз, обумовлені відсутністю внутрішніх джерел дислокацій за умови малих d та великих ω . Для більш використовуваного діапазону розмірів зерна $d > d_c$ з домінуванням дислокаційних процесів у деформованому матеріалі шару залежність $H = f(d)$ визначається співвідношенням Холла–Петча [7]:

$$H \sim \frac{1}{\sqrt{d}}. \quad (1)$$

За даними роботи [7], критичний розмір d_c зерен, при якому забезпечується H_{\max} наноструктурованого шару, становить $d_c \approx 10$ нм.

При деформації наноструктурованого шару покриття під дією термомеханічних явищ процесу різання міжзеренні прошарки пружної аморфної фази виконують демпфуючу роль, стримуючи розповсюдження деформації в об'ємі матеріалу шару. Тому величина об'ємної частки ω міжзеренних прошарків безпосередньо впливає на основну характеристику

пружності матеріалу шару – модуль Юнга E . При цьому величина ω залежить як від розміру d , так і від типу структури матеріалу шару. За умови постійності типу структури за глибиною шару зниження d завжди супроводжуватиметься монотонним зростанням ω .

Товщина міжзеренних прошарків аморфної фази в наноструктурованих шарах покриттів становить кілька нанометрів. Наприклад, в роботі [7] йдеться про покриття, структура яких складається з вільних від дислокацій нанокристалітів розміром $d = 3\text{--}10$ нм та прошарків аморфної фази товщиною 1–3 нм. Об'ємна частка міжзеренних прошарків у деяких наноструктурованих шарах може сягати до 50 % об'єму матеріалу шару.

Зростання об'ємної частки ω міжзеренних прошарків, що супроводжує зниження розміру нанозерна d , обумовлює монотонно спадаючий характер залежності $E = f(\omega)$ у всьому діапазоні зміни розмірно-структурних характеристик матеріалу шару:

$$E \sim \frac{1}{\omega^n}; n > 0. \quad (2)$$

Закономірності (1) та (2) слугують основою можливості спрямованої зміни індексу пластичності $\frac{H}{E}$ матеріалів наноструктурованих боридних шарів покриття за рахунок зміни значень d та ω для заданого типу структури матеріалу шару. Висока твердість боридних шарів при розмірі зерна $d \rightarrow d_c$ гарантує високу здатність шару до опору відомим фізичним механізмам зношування. В той же час, зниження модулю Юнга E за рахунок обґрунтованого вибору величини ω забезпечує зростання індексу пластичності матеріалу шару покриття та високу здатність шару до опору тріщиноутворенню згідно з отриманою автором у роботі [8] залежністю:

$$K_{1C} = \frac{0,27 \cdot \sqrt{k \cdot a}}{\frac{H}{E}}, \quad (3)$$

де K_{1C} – коефіцієнт тріщиностійкості матеріалу шару;

k – коефіцієнт, значення якого визначається типом структури матеріалу шару;

a – довжина міжатомних зв'язків у матеріалі шару.

Забезпечення високої твердості та індексу пластичності наноструктурованих боридних шарів покриття забезпечує ефективний опір процесам зношування, декогезії, деадгезії шарів, і, відповідно, – високі показники функціональної працездатності покриття.

Широкі можливості модифікації розмірно-структурних характеристик матеріалів наноструктурованих боридних шарів покриттів за рахунок варіювання режимів нанесення шару успішно забезпечуються при використанні методу ВЧ-магнетронного розпилювання шару. На рис. 2 представлені характеристики індексу пластичності та величини пружного відновлення монокристалу та наноструктурованого шару дібориду гафнію HfB_2 за результатами досліджень [4]. Наведені результати свідчать про значні переваги механічних властивостей наноструктурованого боридного шару перед аналогічними характеристиками монокристалу. Зокрема, індекс пластичності $\frac{H}{E}$ наноструктурованого шару HfB_2 в 2,2 рази перевищує значення індексу пластичності монокристалу. Величина пружного відновлення W_e наноструктурованого шару при деформації в 1,85 рази перевищує значення W_e для монокристалу. Високі механічні властивості наноструктурованого шару дозволяють забезпечити високі показники функціональної працездатності зносостійкого покриття та стійкості різального інструменту.

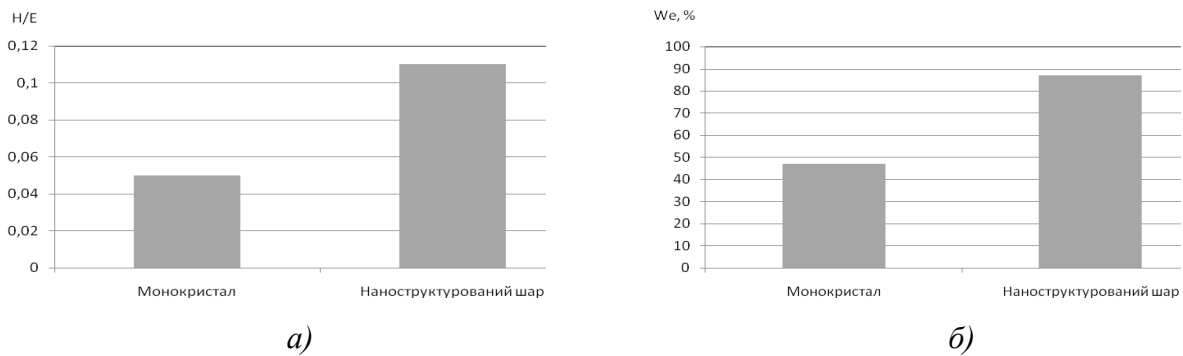


Рисунок 2 – Механічні властивості монокристалу та нанокристалічного шару HfB_2

(за даними [4]): а) індекс пластичності $\frac{H}{E}$; б) величина пружного відновлення W_e матеріалу

Висновки

В статті на основі аналізу особливостей структури матеріалів наноструктурованих шарів зносостійких покриттів з боридів перехідних металів IV–VI груп Періодичної системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва визначені чинники впливу розмірно-структурних характеристик матеріалів шарів (типу структури, розміру нанокристалічного зерна, об'ємної частки міжзеренних прошарків аморфної фази) на функціональну працездатність покриття. Модифікація розмірно-структурних характеристик матеріалів наноструктурованих боридних шарів при їхньому ВЧ-магнетронному розпилюванні дозволяє забезпечити потрібний рівень опору процесам зношування, декогезії та деадгезії шарів і, відтак, – високу функціональну працездатність покриття та стійкість різального інструменту.

Перелік джерел літератури: 1. Верещака, А. С. Работоспособность режущего инструмента с износостойкими покрытиями / А. С. Верещака. – М. : Машиностроение, 1993. – 336 с. – ISBN 5-217-01482-2. 2. Табаков, В. П. Формирование износостойких ионно-плазменных покрытий режущего инструмента / В. П. Табаков. – М. : Машиностроение, 2008. – 311 с. 3. Мигранов, М. Ш. Износостойкие покрытия с нанокристаллической структурой для высокоскоростной обработки резанием / М. Ш. Мигранов, Л. Ш. Шустер // СТИН. – 2006. – № 3. – С. 10–13. 4. Дуб, С. Н. Механические свойства нанокристаллических твердых пленок $HfB_{2,7}$ / С. Н. Дуб, А. А. Гончаров, С. С. Пономарев, В. Б. Филиппов, Г. Н. Толмачева, А. В. Агулов // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 3. – С. 9–19. 5. Агулов, А. В. Защитные пленочные покрытия диборида гафния и оптимизационная модель процесса резания / А. В. Агулов, А. И. Бажин, Л. В. Васильева, А. А. Гончаров, В. В. Калиниченко, В. А. Ступак // Быстрозакаленные материалы и покрытия. Труды 12-й Всероссийской с международным участием научно-технической конференции в 2-х томах. Том 1. 26–27 ноября 2013 г. МАТИ : Сб. трудов. – М. : МАТИ, 2013. – С. 304–309. 6. Калиниченко, В. В. Перспективы повышения стойкости инструмента за счет выбора рационального сочетания характеристик твердости и упругости материалов слоев износостойкого покрытия / В. В. Калиниченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 29, 2011. – С. 62–69. 7. Погребняк, А. Д. Структура и свойства твердых и сверхтвердых нанокompозитных покрытий / А. Д. Погребняк, А. П. Шпак, Н. А. Азаренков, В. М. Береснев // Успехи физических наук. – 2009. – Том 179, № 1. – С. 35–64. 8. Калиниченко, В. В. Модель зависимости интенсивности разрушения износостойкого покрытия при резании от соотношения характеристик твердости и упругости материалов его слоев / В. В. Калиниченко, Е. Л. Шумилкин // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. № 31, 2012. – С. 265–270.

Рецензент: **Мироненко Є. В.**, д.т.н., проф., ДДМА

ПЕРСПЕКТИВНІ СТРУКТУРИ БОРИДНИХ ШАРІВ ЗНОСОСТІЙКИХ ПОКРИТТІВ
ДЛЯ ТВЕРДОСПЛАВНИХ РІЗАЛЬНИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Калініченко В. В.

В даній роботі обґрунтовано перспективність використання зносостійких покриттів з наноструктурованими шарами боридів перехідних металів IV–VI груп Періодичної системи хімічних елементів Д. І. Менделєєва для забезпечення високих показників стійкості твердосплавних різальних інструментів при високопродуктивній механічній обробці. На основі аналізу особливостей структури матеріалів наноструктурованих шарів визначені чинники впливу розмірно-структурних характеристик матеріалів шарів на функціональну працездатність покриття та стійкість різального інструменту.

ПЕРСПЕКТИВНЫЕ СТРУКТУРЫ БОРИДНЫХ СЛОЕВ ИЗНОСОСТОЙКИХ ПОКРЫТИЙ
ДЛЯ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ

Калиниченко В. В.

В данной работе обоснована перспективность использования износостойких покрытий с наноструктурированными слоями боридов переходных металлов IV–VI групп Периодической системы химических элементов Д. И. Менделеева для обеспечения высоких показателей стойкости твердосплавных режущих инструментов при высокопроизводительной механической обработке. На основании анализа особенностей структуры материалов наноструктурированных слоев определены факторы влияния размерно-структурных характеристик материалов слоев на функциональную работоспособность покрытия и стойкость режущего инструмента.

PERSPECTIVES STRUCTURES OF BORIDE LAYERS OF WEARPROOF COATINGS
FOR HARD-ALLOY CUTTING TOOLS

Kalinichenko V. V.

In this work the prospects of application of wearproof coatings with the nanostructured layers from the borides of transitional metals of IV–VI groups of the Mendeleev's Periodic table to ensure high levels of hard-alloy tool cutting power at the high-performance machining are substantiated. On the basis of analysis of structural features of nanostructured layers materials the factors of influence of the dimensional-structural characteristics of layers materials on the functional performance of coating and tool cutting power are certain.

Ключові слова: Твердосплавний інструмент, зносостійке покриття, бориди металів, структура, наноструктурований шар, розмірно-структурні характеристики, функціональна працездатність, стійкість

Ключевые слова: Твердосплавный инструмент, износостойкое покрытие, бориды металлов, структура, наноструктурированный слой, размерно-структурные характеристики, функциональная работоспособность, стойкость

Key words: Hard-alloy tool, wearproof coating, borides of metals, structure, nanostructured layer, dimensional-structural characteristics, functional performance, cutting power

Дата подання статті до редакції: 28 жовтня 2014 р.

УДК 621.91

Гах В.М.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ КОМПОНОВКИ И КОНСТРУКЦИИ ВИБРАЦИОННОЙ МАШИНЫ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

Введение

Конструкция вибрационной машины определяет многие важные параметры виброабразивной обработки, от неё зависит стабильность процесса, производительность и качество обработки, экономическая эффективность внедрения процесса. Поэтому вначале на основе морфологического анализа конструкций вибрационных машин и их экспертной оценки принимали принципиальные решения по конструкции, затем экспериментально оптимизировали конструктивные параметры машины и технологические параметры процесса. Среди требований, предъявляемых к конструкции вибрационной машины, выделили общие, предъявляемые ко всем машинам, и специальные, обусловленные спецификой обрабатываемого объекта и условиями производства. В нашем случае специфика объекта состоит в высокой хрупкости обрабатываемого материала, разнообразии форм и габаритных размеров инструмента, высоких требованиях к качеству обработки, что повышает необходимую точность поддержания технологических параметров процесса. В типаже производимых в странах СНГ вибрационных машин отсутствуют конструкции, удовлетворяющие этим требованиям. [1]

Результаты экспертных и лабораторных исследований

Анализ номенклатуры твердосплавного режущего инструмента, подлежащего виброабразивной обработке, показал его обширное разнообразие по типам, формам и габаритным размерам. Поэтому эксперты были вынуждены отказаться от единой области определения параметров объекта обработки – выделили три подобласти, соответствующие трём типичным формам твердосплавного инструмента: «пластина» (сменные многогранные неперетачиваемые, сменные перетачиваемые, мелкие ножи торцовых фрез), «резец» (напайные резцы, напайные ножи крупных торцовых фрез) и «фреза» (торцовые фрезы в сборе, напайные вставки к крупным резцам). В результате оценивания технологических возможностей различных конструкций вибрационных машин установили невозможность одной конструкции в достаточно высокой степени удовлетворить все требования, предъявляемые к обработке всей номенклатуры твердосплавных инструментов. Целесообразно применить или разработать три специальные конструкции машин для обработки соответственно трёх типичных форм инструментов, в целом составляющие гамму. Оценка вариантов конструкций по частным показателям с помощью шкал и вычисление комплексного показателя [2] позволили выбрать компоновки машин с наилучшим набором свойств. Для обработки сменных многогранных пластин предлагается вибрационная машина с прямоугольной в плане рабочей камерой объёмом 40 литров и с мотор-вибратором, прикреплённым к её днищу. Для обработки напайных резцов рекомендуется машина с прямоугольной камерой объёмом 100 литров и с вибратором, встроенным в днище камеры и приводимым в движение через эластичную муфту от отдельного электродвигателя. В обеих конструкциях применяется прерывистый цикл работы с ручной загрузкой и разгрузкой при помощи вибраций через окно в торцовой стенке камеры. Для обработки торцовых фрез принята виброшпиндельная установка с цилиндрической камерой U-образного сечения объёмом 30 литров.

После выбора компоновки вибрационной машины оптимизировали параметры рабочей камеры. Последние определяют интенсивность перемешивания рабочей среды с

обрабатываемыми изделиями, а отсюда – производительность и качество обработки. Неоптимальные параметры камеры приводят как к снижению интенсивности циркуляции, так и к возникновению застойных зон, в которых производительность и качество обработки намного ниже, чем в основном объёме.

Исследовали рабочую камеру объёмом 20 литров U-образного сечения, прямоугольную в плане, технологичной формы, удобной в эксплуатации. Она имеет три независимых фактора – длину l , ширину b , высоту h , но так как объём камеры играющий роль масштабного фактора, поддерживали постоянным, то количество независимо варьируемых факторов равно двум. В качестве таких факторов взяты ширина b (фактор X_1) и высота h (фактор X_2) камеры, реализовали план 2^2 с центральной точкой (рис. 1) Производительность оценивали величиной радиуса округления, полученной за установленное время, качество обработки – коэффициентом вариации радиуса округления и шероховатостью кромки (рис. 2) В процессе исследования отмечали наличие, устойчивость, размеры и локализацию зоны скольжения, зоны циркуляции и зоны вторичного завихрения (табл. 1).

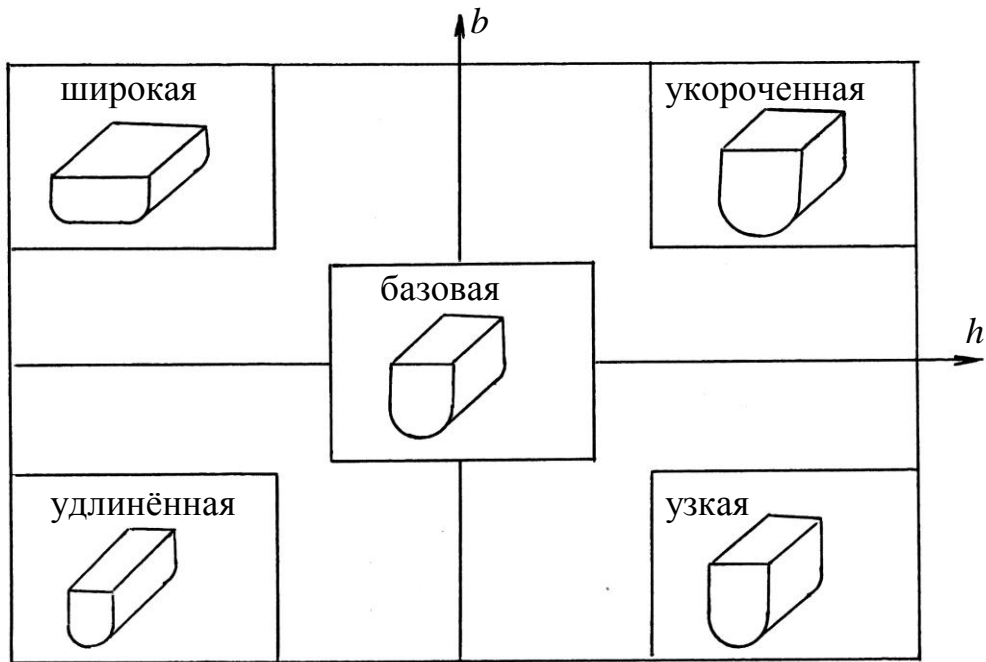
Результаты исследований указывают на оптимальность параметров базового варианта камеры (нулевой точки) по критериям максимального радиуса округления (см. рис. 1), минимальных коэффициента вариации радиуса округления и высоты неровностей кромки (см. рис. 2), максимальной интенсивности перемещения и оптимальной динамической плотности загрузки (см. табл. 1). Отклонение в любом из четырёх направлений от нулевой точки вызывает ухудшение указанных показателей. Совпадение оптимумов по ряду критериев является следствием зависимости всех исследованных изменений от интенсивности перемешивания всего объёма загрузки камеры.

Вместе с тем камера с оптимальными параметрами имеет две застойные зоны (см. табл. 1), что уменьшает производительность и, главное, увеличивает неравномерность обработки. Была предпринята попытка дальнейшего улучшения показателей виброабразивной обработки путём оптимизации формы рабочей камеры с целью ликвидации застойных зон [2, 3].

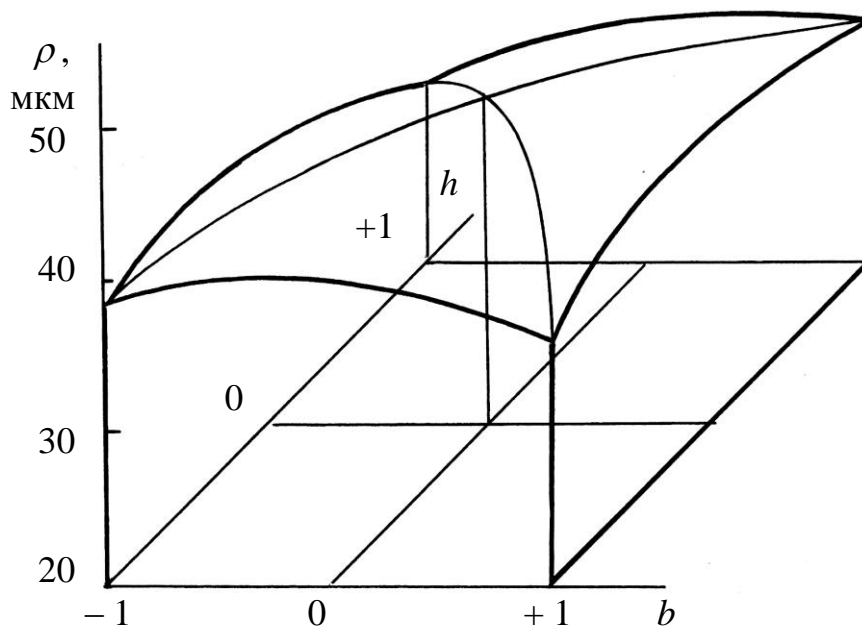
Поставленная цель достигается тем, что в конструкции рабочей камеры 1 U-образного сечения боковая стенка 2 закруглена, а в центре вращения массы загрузки 3 установлена вставка 4 круглого сечения (рис. 3). Вставка представляет собой стальную трубу 5 с запрессованным внутри стальным стаканом 6, вдоль которого свободно перемещается упор 7. Наружная поверхность трубы облицована износостойкой резиной 8. Противоположные концы трубы и упора оснащены рифлениями, которые за счёт усилия сжатой пружины 9, врезаются в резиновую облицовку стенок камеры, что обеспечивает надёжную фиксацию вставки. Изменение формы сечения рабочей камеры округлением одной из боковых стенок интенсифицирует процесс обработки вследствие исключения дополнительного завихрения в верхней части камеры: достигнув округлённой стенки, масса загрузки перемещается вдоль неё к свободной поверхности и, продолжая движение, скатывается к противоположной стенке камеры. Введение цилиндрической вставки в центральную застойную зону также обеспечивает интенсификацию перемещения массы загрузки по траектории, близкой к окружности.

Результаты сравнительных испытаний трёх конструкций рабочих камер, приведённые в таблице 2, подтверждают эффективность сделанных изменений.

На основе анализа структуры отказов и уровня надёжности был сделан целый ряд конструктивных усовершенствований вибрационных машин (см. [2]): сепаратор для отделения сменных многогранных твёрдосплавных пластин от гранул абразивного наполнителя [4], специальная эластичная муфта для передачи движения от электродвигателя к вибратору [5], модернизированы дисбалансные узлы с целью точной регулировки амплитуды колебаний рабочей камеры в диапазоне от 0,5 до 1,0 мм, использована износостойкая резина для облицовки рабочей камеры.

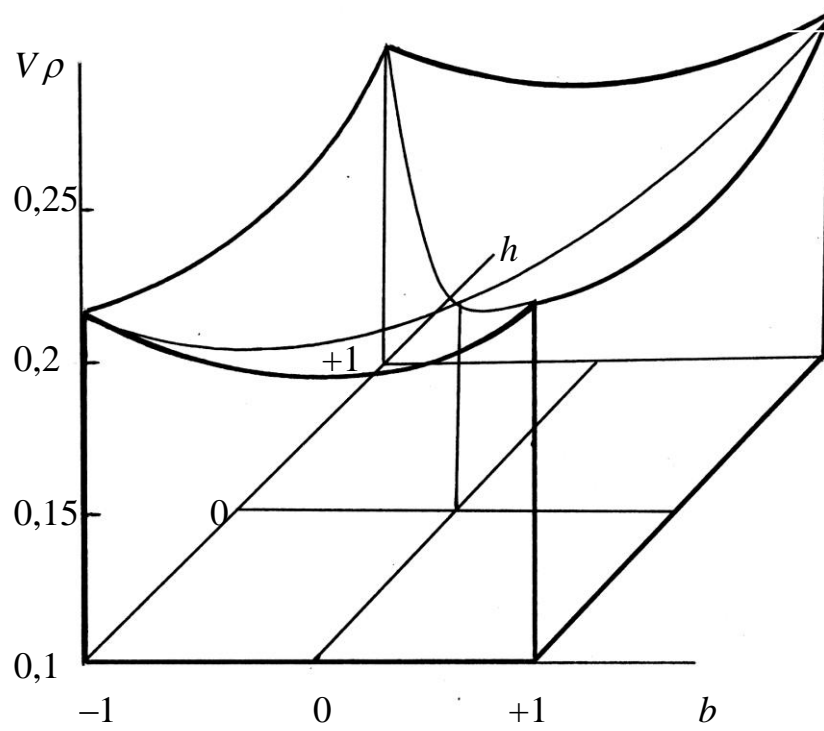


а)

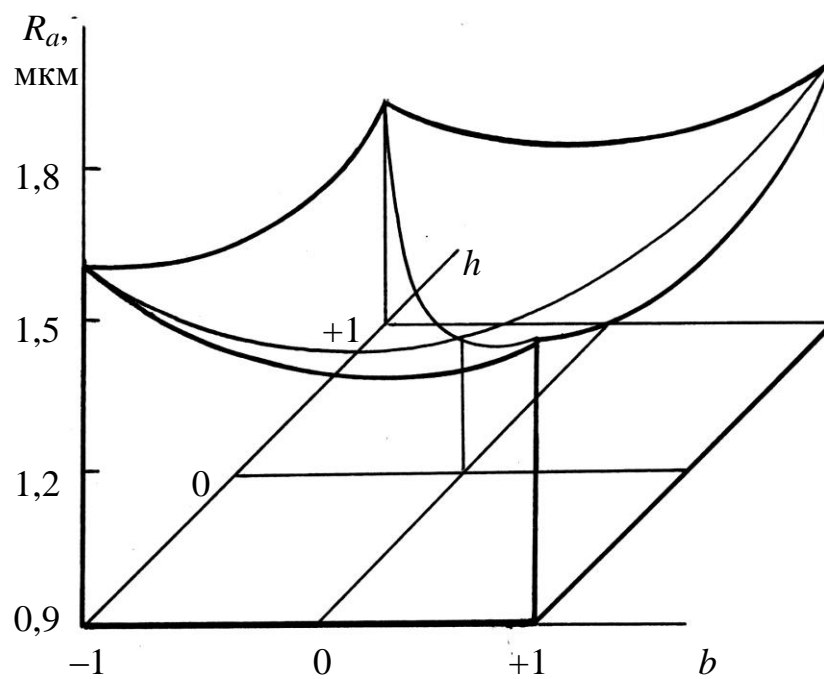


б)

Рисунок 1 – Влияние размеров рабочей камеры на производительность виброабразивной обработки (ВМ-05; наполнитель – керамика П12; амплитуда 0,5 мм; частота 35 Гц; время обработки 60 мин.:
 а – размеры исследованных камер;
 б – влияние размеров на радиус округления кромок



a)



б)

Рисунок 2 – Влияние размеров рабочей камеры на качество обработки (ВМ-05; наполнитель – керамика П12; амплитуда 0,5 мм; частота 35 Гц; время обработки 60 мин)
 а – влияние на коэффициент вариации радиуса округления кромок;
 б – влияние на шероховатость поверхности

Таблица 1

Влияние размеров рабочей камеры на кинематику виброобразивной обработки
(условия см. рис. 1)

№ опыта	Кодированные значения факторов		Соотношение длины, ширины и высоты камеры	ρ , мкм	V_ρ	$Ra\rho$, мкм	Интенсивность перемещения загрузки	Динамическая плотность загрузки	Локализация застойных зон
	X_1	X_2							
1	0	0	1,0:0,5:0,6 (прямоугольная)	41,8	0,17	1,1	Интенсивное	Средняя	Малая застойная зона в боковой верхней части камеры
									Застойная зона по оси вращения загрузки
2	-	-	1,0:0,2:0,3 (удлиненная)	38,9	0,22	1,5	Средней интенсивности	Повышенное разрыхление	Малая застойная зона в боковой верхней части камеры
3	-	+	1,0:0,4:0,8 (узкая)	33,2	0,22	1,5	Замедленное	Уплотнение загрузки в нижней части камеры	Большая застойная зона в верхней части камеры
									Застойная зона по оси вращения загрузки
4	+	-	1,0:0,8:0,4 (широкая)	32,5	0,21	1,4	Средней интенсивности	Повышенное разрыхление загрузки	Малая застойная зона в боковой верхней части камеры
5	+	+	1,0:1,0:1,0 (квадратная)	36,7	0,22	1,5	Замедленное	Уплотнение загрузки в нижней части камеры	Большая застойная зона в верхней боковой части камеры
									Застойные зоны у торцов
									Застойная зона по оси вращения загрузки

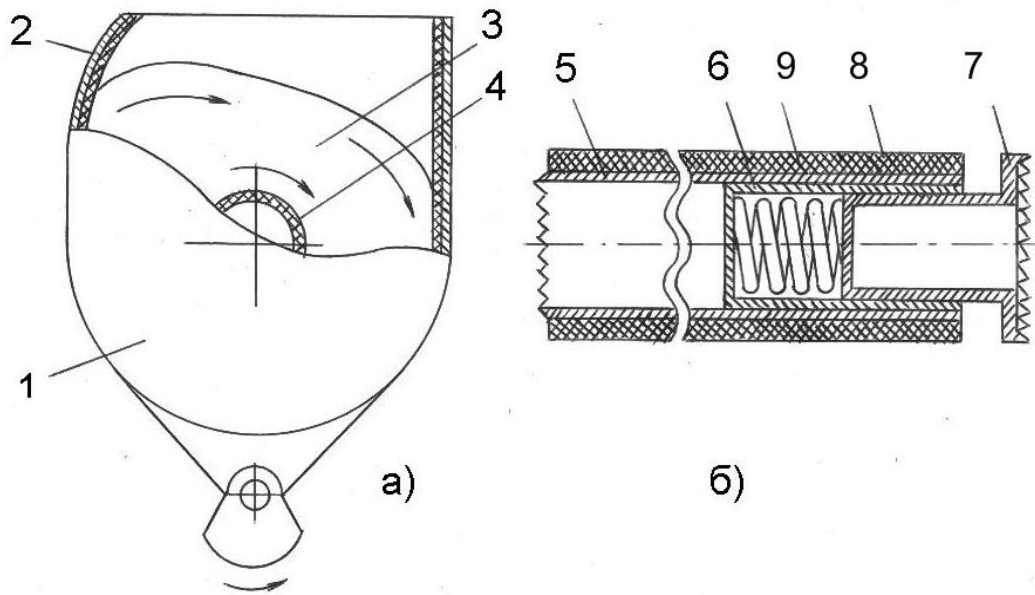


Рисунок 3 – Схема модернизированной рабочей камеры (а) с цилиндрической вставкой (б)

Таблица 2

Влияние формы рабочей камеры на эффективность виброабразивной обработки

№ опыта	Форма сечения рабочей камеры	ρ , мкм	$V\rho$	R_{ap} , мкм	Интенсивность перемещения загрузки	Динамическая плотность загрузки	Локализация застойных зон
1	U-образная с прямыми боковыми стенками	41,8	0,17	1,10	Интенсивное	Средняя	Застойная в верхней части Застойная по оси вращения загрузки
6	U-образная с округленной боковой стенкой	44,6	0,16	0,95	Интенсивное	Средняя	Застойная по оси вращения загрузки
7	U-образная с округлённой боковой стенкой и цилиндрической вставкой	46,0	0,15	0,89	Интенсивное	Средняя	Застойные зоны отсутствуют

В результате усовершенствований значительно повышены безотказность, долговечность и ремонтпригодность вибрационных машин, применяемых для виброабразивной обработки твердосплавного инструмента.

Выводы

Для реализаций технологий виброабразивной обработки сменных многогранных твердосплавных пластин разработана специальная вибрационная машина. Оптимизация формы и размеров ее рабочей камеры обеспечила наиболее рациональную кинематику обработки. Ряд конструктивных усовершенствований повысил надежность, производительность и качество обработки, снизил уровень шума и пылевыделения.

Перечень источников литературы: 1. Бабичев, А. П. Вибрационные станки для обработки деталей / А. П. Бабичев, В. Б. Трунин, Ю. М. Самодумский, В. П. Устинов. – М. : Машиностроение, 1984. – 168 с. : ил. 2. Гах, В. М. Виброабразивная обработка твердосплавного инструмента: монография / В. М. Гах. – Краматорск : ДГМА, 2009. – 220 с. ISBN 978-966-379-331-3 3. Пат. 21421 Україна, МКП В24В 31/06. Робоча камера вібраційної машини / В. М. Гах, А. І. Соколов, С. І. Соколов ; заявник і власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. № u 2006 10273 ; заявл. 26.09.06 ; опубл. 15.03.07 ; Бюл. № 3. – 2 с. 4. Гах, В. М. Вибрационная машина для упрочнения механически закрепляемых пластин твердых сплавов / В. М. Гах, Ю. А. Ерфорт, Т. В. Казакова // Организация и механизация механосборочного производства, № 12–76–19. – М. : НИИИНФОРМТЯЖМАШ, 1976. – С. 11–13. 5. Пат.51907 Україна, МКП F 16 Д 3/19. Еластична муфта / В.М.Гах, І.О.Гах, В.А.Пальцев; заявник і власник патенту Донбаська державна машинобудівна академія. № u201000151; заявл. 11.01.10; опубл. 10.08.10; Бюл. №15. – 2 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДГМА

ОПТИМИЗАЦИЯ КОМПОНОВКИ И КОНСТРУКЦИИ ВИБРАЦИОННОЙ МАШИНЫ ДЛЯ
ОБРАБОТКИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ПЛАСТИН

Гак В.М.

В статье приведены результаты экспертных и сравнительных лабораторных исследований компоновки и конструкции рабочей камеры специальной вибрационной машины для виброабразивной обработки сменных многогранных твердосплавных пластин. Предложено ряд конструктивных усовершенствований, которые обеспечили наиболее рациональную кинематику перемещения массы загрузки, повысили стабильность процесса, производительность и качество обработки, снизили уровень шума и пылевыделения.

ОПТИМІЗАЦІЯ КОМПОНУВАННЯ І КОНСТРУКЦІЇ ВІБРАЦІЙНОЇ МАШИНИ ДЛЯ
ОБРОБКИ ТВЕРДОСПЛАВНИХ ПЛАСТИН

Гак В.М.

У статті наведено результати експертних та порівняльних лабораторних досліджень компоновки і конструкції робочої камери спеціальної вібраційної машини для віброабразивної обробки змінних багатограних твердосплавних пластин. Запропоновано ряд конструктивних удосконалень, які забезпечили найбільш раціональну кінематику переміщення маси завантаження, підвищили стабільність процесу, продуктивність і якість обробки, знизили рівень шуму і пиловиділення.

OPTIMIZATION OF LAYOUT AND DESIGN OF VIBRATING MACHINE FOR PROCESSING
CARBIDE INSERTS

Gakh V.M.

The results of the expert and comparative laboratory researches of layout and design of special vibration machine working chamber for indexable carbide inserts vibroabrasive machining are presented in the paper. A number of design improvements that make the best kinematics of mass transfer of load, increase process stability, performance, and quality of processing, reduce noise and dust emissions are suggested.

Ключевые слова: виброабразивная обработка, рабочая камера, кинематика перемещения, стабильность процесса

Ключові слова: віброабразивна обробка, робоча камера, кінематика переміщення, стабільність процесу

Key words: vibroabrasive machining, working chamber, the kinematics of movement, process stability

Дата подання статті до редакції: 22 листопада 2014 р.

ЗМІСТ

Жартовский А.В., Ковган А.Г., Держевецкий В.В. Исследование параметров установки электрофизической обработки материалов	3
Иванов И.Н., Горголюк И.В. Повышение эффективности вибрационной обработки глубоких отверстий	9
Иванов И.Н., Нестеренко В.М. Магнитно-абразивное полирование резбонарезного инструмента	15
Кленов О.С. Математическое моделирование параметров теплового процесса при абразивной и лезвийной обработках	19
Клименко Г.П., Пацiora А.П., Яворовская Я.И. Исследование конструкций сборного инструмента для глубокого сверления	26
Клочко А. А., Годзула И. Г. Влияние точностных параметров зубчатых колес вертикально-фрезерных обрабатывающих центров на их динамическую устойчивость	31
Клочко А.А., Мироненко Е.В., Гузенко В.С., Гаков С.А., Кравцов А.Н. Влияние технологического воздействия на обеспечение эксплуатационных свойств тяжело нагруженных закаленных крупномодульных зубчатых колес на основе применения комплексных параметров их состояния	35
Клочко А.А., Чмырь В.А. Повышение надежности зубчатых передач тяжелых токарных станков путем моделирование процесса формообразования состояния поверхностного слоя крупномодульных закаленных зубчатых колес	48
Ковалев В.Д., Лишенко А.Н. Анализ методов повышения эффективности процесса токарной обработки крупногабаритных деталей на станках с ЧПУ	55
Ковалев В.Д., Лобов А.В. Модульный подход создания гаммы тяжелых токарных станков	61
Ковалев В.Д., Любович И.В. Разработка гидростатических опорных узлов для суппортов токарных станков	67
Ковалев В.Д., Мельник М.С., Березовская И.К. Реализация законов управления режимами обработки на тяжелом токарном станке посредством PLC модулей	74
Костюк Г.И., Костюк Е.Г., Костюк А.Н. Перспективы получения наноструктур на РИ из СТМ киборит при действии ионов	83

<i>Минчев Р.М.</i> Теоретический анализ максимальных упругих перемещений при обработке отверстий осевыми многолезвийными инструментами	102
<i>Мироненко Е.В., Богданова Л.М., Гузенко Д.Е.</i> Изучение функционирования нейронных сетей для определения оптимальных режимов резания	109
<i>Мироненко Е.В., Неупокоев А.В.</i> Исследование и усовершенствование конструкций кольцевых сверл с механическим креплением режущих пластин	114
<i>Новиков Ф.В., Брижан Т.М.</i> Определение условий уменьшения погрешностей и основного времени при механической обработке отверстий	120
<i>Хорошайло В.В., Гузенко В.С., Миранцов С.Л.</i> Повышение виброустойчивости расточных резцов при обработке отверстий большого диаметра на токарно-винторезных станках	131
<i>Калініченко В.В.</i> Перспективні структури боридних шарів зносостійких покриттів для твердосплавних різальних інструментів	136
<i>Гах В.М.</i> Оптимізація компонування і конструкції вібраційної машини для обробки твердосплавних пластин	142