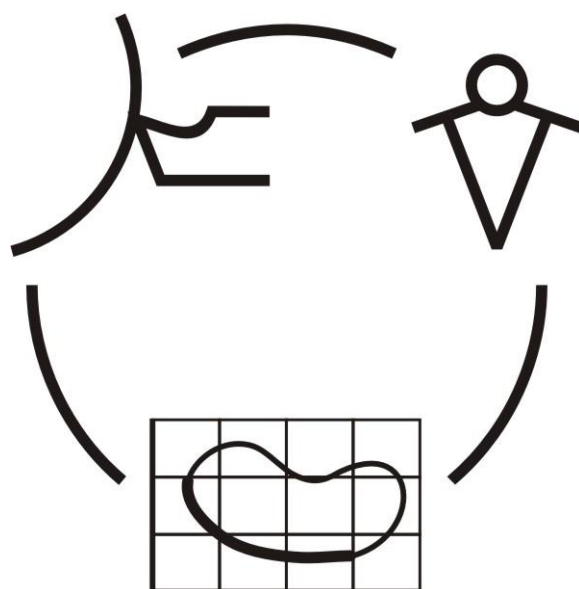


Міністерство освіти і науки України
Донбаська державна машинобудівна академія

**НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ
ТА
ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ**

Збірник наукових праць
Випуск 30



КРАМАТОРСЬК 2012

УДК 621.9: 658.3: 658.5: 519.8

**НАДЕЖНОСТЬ ИНСТРУМЕНТА
И ОПТИМИЗАЦИЯ
ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СИСТЕМ**

Сборник научных работ

Выпуск 30 – 2012

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 30- 2012

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. №30, 2012. – 388 с.

Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – Краматорськ, вип. №30, 2012. – 388 с.

Reliability of the tool and optimisation of technological systems. Collection of of science papers. - Kramatorsk, №30, 2012. – 388 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.; **Заблюцький 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); **Сатонін 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, 2012

© Донбаська державна машинобудівна академія, 2012

© Donbass State Engineering Academy, 2012



ЮБИЛЕЙНЫЙ СБОРНИК НАУЧНЫХ СТАТЕЙ

посвящается юбилею
Заслуженного деятеля
науки и техники
Украины, доктору
технических наук,
профессору

**Натали Сергеевны
Равской**

Редакционная коллегия сборника научных статей сердечно поздравляет с юбилеем Наталью Сергеевну Равскую, вдохновителя и руководителя наших работ, многолетнего главного редактора этого сборника. Наталья Сергеевна является почетным профессором ДГМА, неизменным участником работы нашего научно-технического семинара, внимательным и отзывчивым советником и помощником в решении очень многих наших задач. Её имя широко известно у нас в Краматорске, в Украине и далеко за её пределами, в ближнем и дальнем зарубежье, как Заслуженного деятеля науки и техники Украины, доктора технических наук, профессора, ведущего специалиста в области инструментального производства и современных технологий механообработки.

Жизненный путь Натали Сергеевны может служить образцом творческого горения, огромного трудолюбия, верного служения науке и делу подготовки кадров высшей квалификации.

В 1960 г. она закончила Киевский политехнический институт. Работала на заводе «Генератор», прошла путь от рядового инженера до заместителя начальника механического цеха, затем начальника технологической лаборатории Минэлектропрома СССР. Встреча с д.т.н., проф. Родиным П.Р. резко изменила её жизнь. Накопив большой производственный опыт, Наталья Сергеевна всю свою неиссякаемую энергию направила на научную работу. В 1975 году под руководством своего Учителя Родина П.Р. она защитила кандидатскую диссертацию на тему «Исследование области применения и режущих свойств инструмента из безвольфрамовых твердых сплавов». Свою

дальнейшую жизнь Н.С. Равская посвятила учебной, научной и воспитательной работе студентов и аспирантов Киевского политехнического института. В 1991 году она защитила диссертацию на соискание ученой степени доктора технических наук на тему: «Разработка прогрессивных режущих инструментов на основе моделирования их работы методом самоорганизации». Звание профессора ей присвоено в 1992 году. С 1996 года заведует кафедрой «Инструментальное производство» НТУУ «КПИ». В 1998 году Н.С. Равской присвоено почетное звание «Заслуженный деятель науки и техники Украины».

Свою дальнейшую творческую жизнь Наталья Сергеевна прошла рядом вплоть до его смерти со своим научным руководителем, являясь помощником и соратником во всех его делах, направив всю свою деятельность на развитие его идей, внося свою лепту в разработку научного направления кафедры «Разработка теории проектирования режущих инструментов, создание их новых прогрессивных типов», возглавляя научное направление «Оптимизация конструкций режущих инструментов». Оба направления взаимосвязаны и дополняют друг друга. Кроме научной работы, Н.С. Равская активно участвовала в подготовке новых типовых программ дисциплин инструментального профиля, которые были рассмотрены и утверждены учебно-методическим объединением специальностей автоматизированного производства и рекомендованы всем техническим вузам. На кафедре большое внимание уделялось практической подготовке студентов. Наталья Сергеевна способствовала установлению творческих связей с ведущими инструментальными заводами для организации практики студентов, созданию филиала кафедры, на котором студенты проводили по 4 часа в день, углубляя теоретические знания в практической подготовке. Кафедра проводила большую работу по разработке и изданию учебников и учебных пособий, установлению творческих связей со многими ведущими университетами Украины, России, Белоруссии, Грузии, Узбекистана, Германии, Румынии, Китая, Польши, Югославии и др.

Большое внимание Н.С. Равская уделила реконструкции лабораторной базы кафедры. В 1999 г. была создана лаборатория технических измерений механико-машиностроительного института НТУУ «КПИ», созданию компьютерных классов кафедры, внедрению дистанционного обучения. Созданы с её участием лаборатория заточки инструментов, зуборезная лаборатория, лаборатория резания металлов. Неизменно восхищает всех её организаторский талант, умение найти правильное решение в любой ситуации.

Очень трудно перечислить сферы её научной деятельности. Это и исследование инструментов из безвольфрамовых твердых сплавов, твердосплавных концевых фрез, спиральных сверл, торцевых фрез при обработке монорельсов, зуборезных инструментов, деревообрабатывающих инструментов: фасонных фрез, дисковых пил, цепей, тангенциально-армированных твердым сплавом, на которые получен целый ряд патентов Украины и России. Результаты работы нашли отражение в огромном количестве печатных трудов, монографий и учебных пособий Натальи Сергеевны. Под её руководством защищено 30 кандидатских и множество

докторских диссертаций. Являясь председателем специализированного совета по защите диссертаций, не жалея времени и сил, она консультирует всех, кто обращается за помощью. В нашей академии с её участием защитили докторские диссертаций Ковалёв В.Д., Клименко Г.П., Мироненко Е.В. Она оказывает методическую помощь очень многим аспирантам и соискателям.

Её труд оценен многими медалями, наградами. Ей присвоено почетное звание «Заслуженный профессор» в НТУУ «КПИ» и во многих других университетах, в том числе она является Почетным профессором ДГМА. Нам трудно отследить и оценить всю сферу её деятельности.

Мы с восторгом отмечаем её мужество, красоту, высокие человеческие качества, неиссякаемую энергию, бескорыстное служение делу высшей школы.

Желаем нашей дорогой Наталье Сергеевне счастья, здоровья, любви и признательности своих близких, коллег и учеников, творческого долголетия на благо нашего общего дела.

РОЗДІЛ 1 ПРОЦЕСИ ТА ІНСТРУМЕНТИ МЕХАНООБРОБКИ

УДК 621.9

Равская Н.С., Липский Е.Р., Охрименко А.А.

НТУУ «КПИ» - Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев

АО «Мотор Сич», г. Запорожье

itm@kpi.ua

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОБКАТОЧНЫХ ВАЛКОВ ДЛЯ КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Введение

Одной из особенностей современного уровня производства является разработка и внедрение автоматизированной системы проектирования и технологической подготовки производства (ТПП) того или иного изделия. Использование автоматизированной систем проектирования и ТПП сокращает сроки и затраты на ее проведение, а также обеспечивает повышение качества изделий.

Этап технологической подготовки производства является определяющим при подготовке производства авиационных двигателей на АО «Мотор Сич». На предприятии накоплен огромный опыт создания и внедрения автоматизированных систем ТПП, обеспечивает решение широкого круга задач при создании и освоении авиадвигателей нового поколения.

Вместе с тем, что существующая на предприятии информационная система проектирования ТПП не решает все задачи ТПП АО «Мотор Сич», а также требует постоянного совершенствования и углубления на базе развития науки и техники.

В связи с этим работа по разработке информационной технологии проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей является составной частью общей интегрированной системы технологической подготовки производства авиадвигателей.

Она предназначена для проектирования рабочей поверхности прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей, а также для контроля при их изготовлении.

Целью создания этой системы является обеспечение качества проектирования и изготовления рабочей поверхности прокатных секторов для калибровки лопаток газотурбинных двигателей и создание программного обеспечения для расчета геометрических параметров их рабочей части и построения электронного эталона такой поверхности.

Создание этой системы в значительной степени определяет сроки, затраты и качество изготовления самого инструмента.

Для достижения поставленной цели были решены следующие задачи: проведен анализ формообразования рабочей поверхности прокатных секторов для калибровки лопаток газотурбинных двигателей; разработана теория определения геометрических параметров рабочей поверхности прокатных секторов для калибровки лопаток газотурбинных двигателей.

Основная характеристика и структура системы

Таким образом, разработка информационной технологии проектирования и контроля рабочих поверхностей прокатных валков с учетом автоматизации изготовления позволяет создать замкнутую систему структура, которой показана на рис.1.

Подсистема проектирования предусматривает создание 3D геометрических моделей рабочих поверхностей валков предназначенных для калибровки рабочих поверхностей

соответственно спинки и корыта лопатки методом обката. Которая затем является электронным эталоном (калибром) для автоматизации операций контроля и настройки их также исходными данными для изготовления их рабочих поверхностей на станке с ЧПУ.

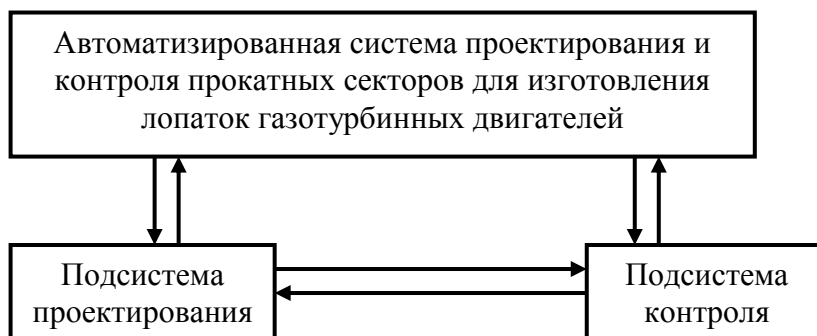


Рис. 1. - Структурная схема автоматизированной системы проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей.

Общая схема автоматизированной подсистемы проектирования рабочих поверхностей прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей показана на рис.2.

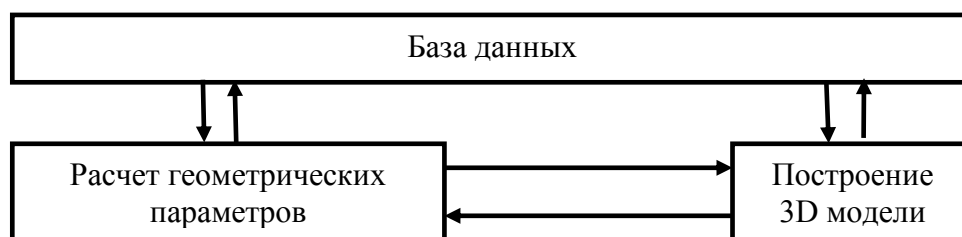


Рис.2. - Структурная схема автоматизированной подсистемы проектирования рабочих поверхностей прокатных секторов.

Рассматривая подсистему проектирования рабочих поверхностей прокатных секторов, как отдельную систему, ее можно представить следующим подсистемами: база данных для проектирования, расчет геометрических параметров, построение 3D геометрических моделей рабочих поверхностей прокатных секторов.

Каждая из подсистем - расчета и назначения геометрических параметров, построения 3D геометрической модели работают во взаимосвязи с другими подсистемами. Подсистема баз данных включает в себя перечень параметров, которые необходимы для работы каждой из следующих подсистем. В зависимости от решаемой задачи при запуске того или иного модуля из базы данных считываются значения необходимых параметров для решения задачи. Таким образом, при проектировании рабочих поверхностей прокатных валков в базу данных заносятся исходные параметры, на основании которых непосредственно может быть построена 3D модель поверхности. Полученные данные могут быть сохранены в базе данных с целью последующего их использования, то есть база данных является открытой и может быть расширена. Входные данные, которые заносятся в базу данных.

Определение геометрических параметров рабочих поверхностей прокатных секторов

При построении 3D модели рабочей поверхности прокатного сектора исходными данными являются геометрические и конструктивные параметры рабочих поверхностей лопаток ГТД для вальцовки, которых предназначены эти сектора, и тип машины, на которой будет проходить вальцовка (калибровка), что определяет радиус обкатки.

Рассмотрим схему формообразования, которая сводится к качению без скольжения начальной прямой, связанной с заданным профилем детали D , которые являются рабочими поверхностями лопаток ГТД (спинка и корыто) на рис.3 по начальной окружности связанной

с сопряженным профилем исходной инструментальной поверхности, которые являются рабочими поверхностями валков для калибровки, при такой схеме расположения системы координат XYZ ось Z лопатки идет вдоль пера лопатки, оси X, Y - расположены перпендикулярно относительно основных элементов хвостовой части лопатки и оси Z.

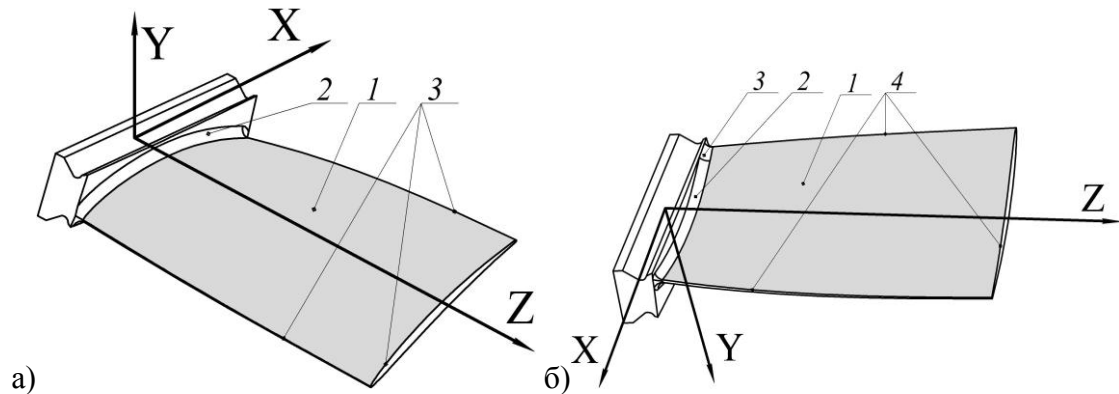


Рис.3. - Схема расположения рабочей поверхности лопатки ГТД – а) спинка , б) корыто относительно систем координат: 1 - поверхность спинки, 2-поверхность округления спинки, 3-пределы поверхности спинки.

Общая схема формообразования при обработке лопаток изображена на рис.4.

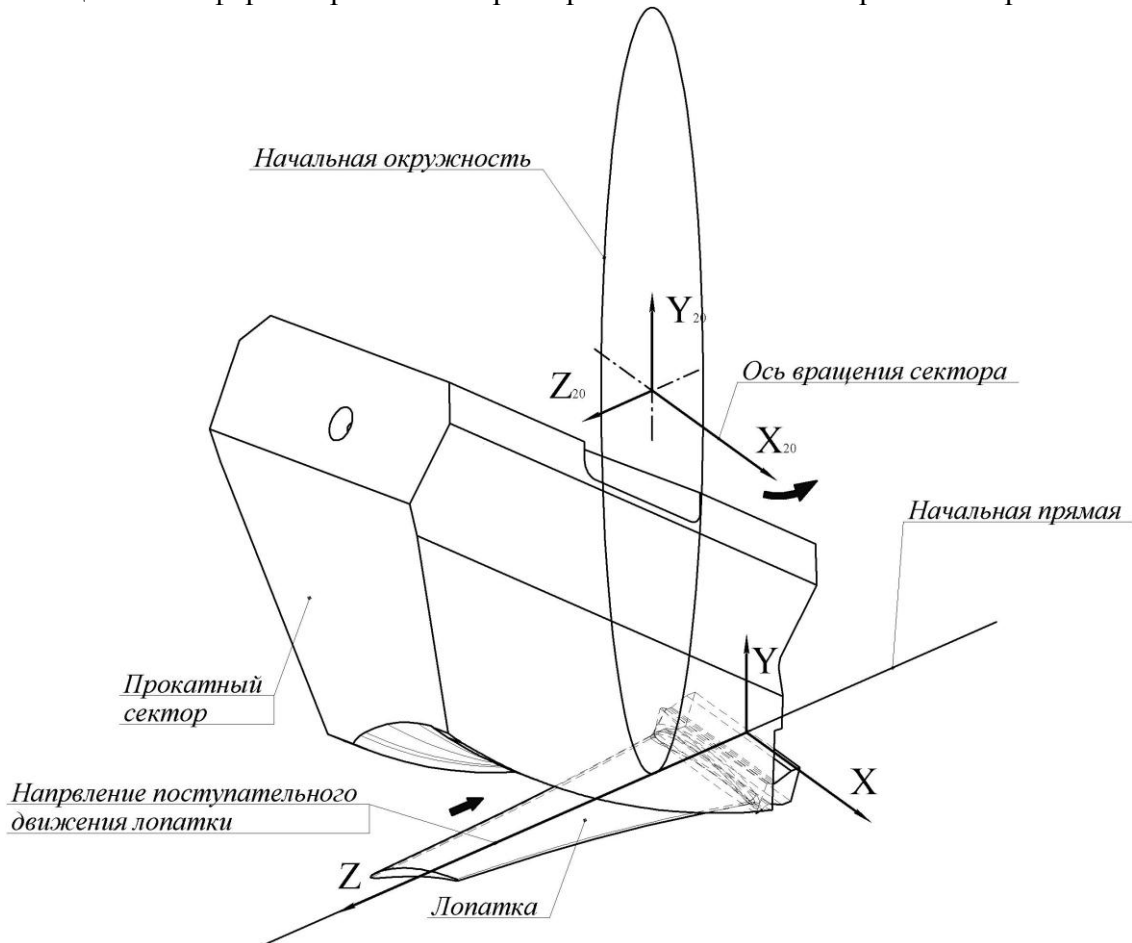


Рис.4. - Общая схема формообразования при обработке поверхности корыта лопатки.

Данная обработка ведется на машинах типа УВЛ, по классификации предприятия АО «Мотор Сич». Профиль детали - поверхность лопатки движется постепенно вдоль начальной прямой, а сопряженный профиль рабочей поверхности валка вращается вокруг центра начальной окружности, с сектором свяжем систему координат $X_{20}Y_{20}Z_{20}$, в дальнейшем

индекс S - будут относиться к поверхности валка, обрабатывающий спинку лопатки, индекс K - к поверхности валка, обрабатывающий корыто лопатки.

Общая схема расчета профиля валка сопряженного с поверхностью лопатки при таком формообразовании поверхностей валков показана на рис.5.

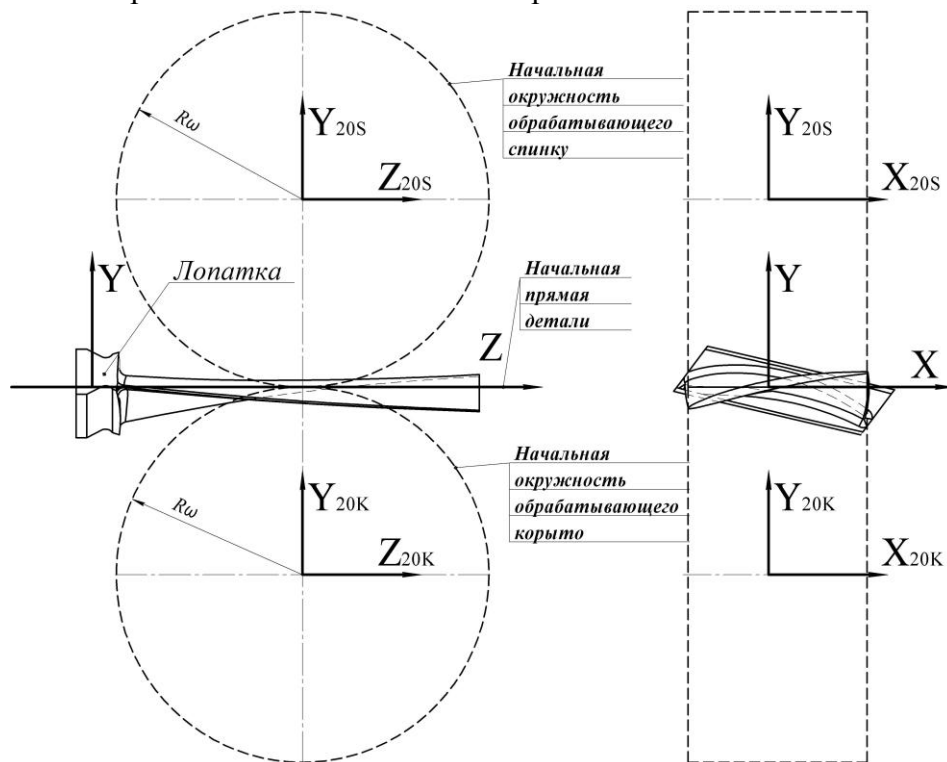


Рис.5. - Общая схема расчета координат профиля валков об обработке поверхности лопаток.

Рассмотрим определение точек поверхности валка сопряженного с поверхностью лопатки.

Взаимное расположение систем координат XYZ и $X_{20}Y_{20}Z_{20}$ и введем неподвижную систему координат $X_{20}Y_{20}Z_{20}$ изображенное в начальный момент на рис.6а, в любой момент - на рис.6б.

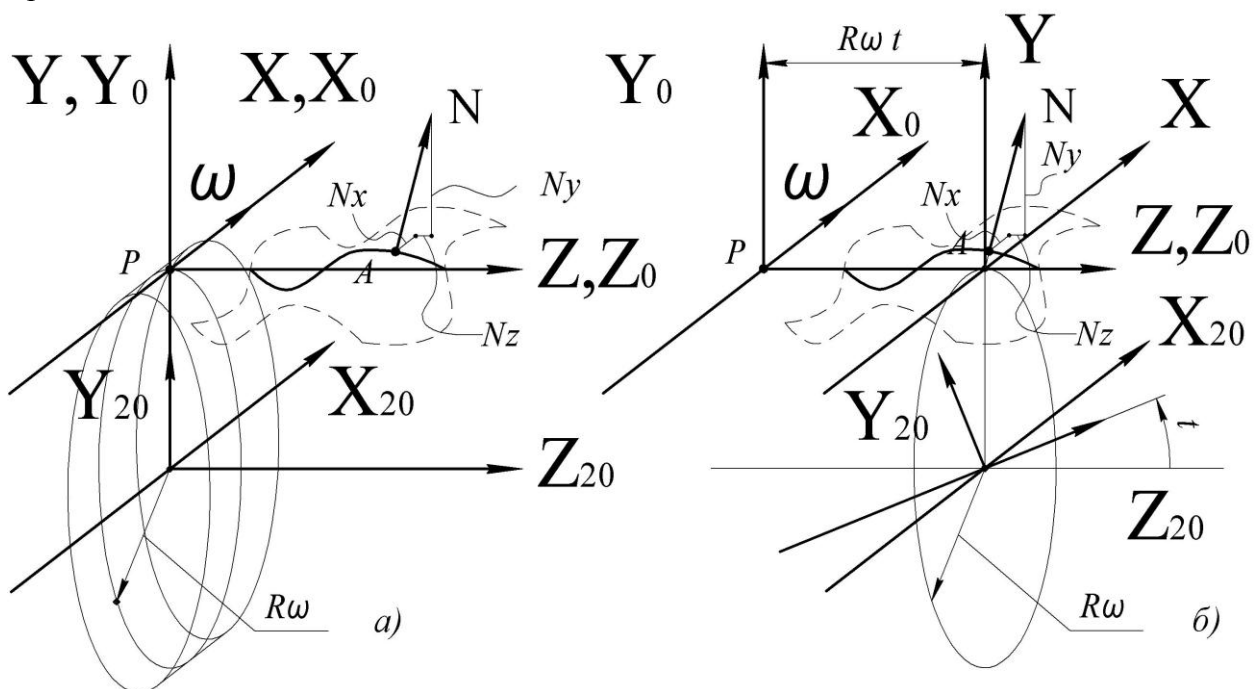


Рис.6. - Схема формообразования при качении начальной прямой детали по начальному кругу инструмента, а) – начальный момент движения, б) - произвольный момент движения.

В рассматриваемом случае, формулы преобразования координат записываются следующим образом для поверхности, сектора, предназначенного для обработки;

спинки лопатки;	корыта лопатки
$X_0 = X; Y_0 = Y;$	$X_0 = X; Y_0 = Y;$
$Z_0 = Z + R_{\omega}t;$	$Z_0 = Z + R_{\omega}t;$
$X_{20K} = X;$	$X_{20S} = X;$
$Y_{20K} = (Y + R_{\omega})\cos t + (Z + R_{\omega}t)\sin t;$	$Y_{20S} = (Y - R_{\omega})\cos t - (Z + R_{\omega}t)\sin t;$
$Z_{20K} = (Z + R_{\omega}t)\cos t - (Y + R_{\omega})\sin t.$	$Z_{20S} = (Z + R_{\omega}t)\cos t + (Y - R_{\omega})\sin t.$

(1)

Геометрические характеристики поверхности лопатки в системе координат $S(XYZ)$ задаются координатами точек поверхности XYZ и положением вектора нормали к поверхности, задаваемые проекциями этого вектора на оси координат $N(N_x, N_y, N_z)$ (рис.6).

$$\bar{N}_0 = \bar{N} = N_x \bar{i} + N_y \bar{j} + N_z \bar{k}, \quad (2)$$

Момент контакта сопряженных профилей в точке А определяется с уравнения контакта. Находить сопряженный профиль валка с поверхностью лопатки будем с помощью кинематического метода, в точках контакта выполняется следующее уравнение: $\bar{N}\bar{V} = 0$

Где скорость V_{0A} движения точки А относительно системы $S(X_{20}Y_{20}Z_{20})$ будет скоростью мгновенного вращения вокруг полюса P , т.е. вокруг начала координат системы $S(X_0Y_0Z_0)$ и определится следующими зависимостями:

$$\omega = \omega_x \bar{i}; R_{0A} = X_0 \bar{i} + Y_0 \bar{j} + Z_0 \bar{k}; \bar{V}_{0A} = \omega \times R_{0A} = \begin{vmatrix} \bar{i} & \bar{j} & \bar{k} \\ \omega_x & 0 & 0 \\ X_0 & Y_0 & Z_0 \end{vmatrix} = (\omega_x = 1); \quad (3)$$

$$\bar{V}_{0A} = -Z_0 \bar{j} + Y_0 \bar{k}$$

Подставив в уравнение контакта значение вектора нормали N с (2) и вектора относительной скорости V_{0A} из (3) получаем уравнение контакта:

$$-N_y Z_0 + N_z Y_0 = 0, \quad (4)$$

Переходим к системе $S(XYZ)$ и будем иметь:

$$-(Z + R_{\omega}t) \cdot N_y + Y \cdot N_z = 0, \quad (5)$$

С уравнения (5) определяем параметр t :

$$t = \frac{-Y \cdot N_z - Z \cdot N_y}{R_{\omega} \cdot N_y}, \quad (6)$$

При расчетах сопряженного профиля задаются координатами XYZ узловых точек профиля детали лопатки и положением вектора нормали в этих точках (N_x, N_y, N_z) . По уравнению контакта вычисляется параметр t , при котором узловые точки профиля детали соприкасаются с соответствующими точками профиля исходной инструментальной поверхности I , которая является рабочей поверхностью валка. Зная координаты точек XYZ и параметр t для каждой точки по формулам преобразования координат рассчитываются координаты $X_{20}Y_{20}Z_{20}$ точек контакта, совокупность которых в системе $S(X_{20}Y_{20}Z_{20})$ будет искомым профилем рабочей поверхностью валка (рис.7.).

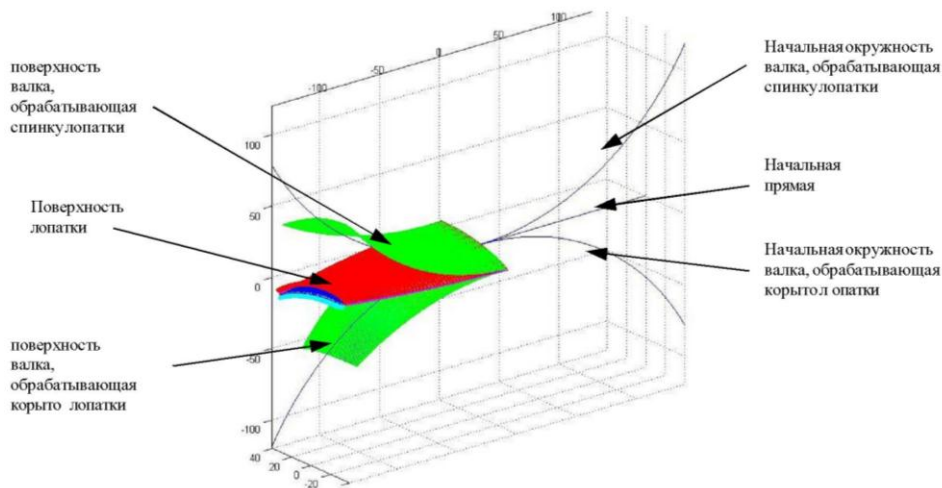


Рис.7. - Поверхность лопатки с сопряженными поверхностями валков.

Для построения поверхности секторов представляет практическое значение построение секторов в системе связанной с лопаткой в момент, когда сектор начинает контактировать с поверхностью лопатки, это необходимо для дальнейшего оформления конструктивных размеров сектора, и определения их положения при настройке и установке на оборудовании при обработке лопаток, для сектора обрабатывающего спинку лопатки, это точки $X_S Y_S Z_S$, для сектора, обрабатывающего корыто лопатки, это точки $X_K Y_K Z_K$.

Для этого необходимо определить наибольшее значение параметра t для всех точек поверхности лопатки t_{max} , как для корыта, так и спинки, тогда поверхность секторов будет рассчитана по следующим зависимостям для поверхности сектора, который обрабатывает спинку лопатки;

$$\begin{aligned}
 X_S &= X_{20S}; & X_K &= X_{20K}; \\
 Y_S &= Z_{20S} \sin t_{max} + Y_{20S} \cos t_{max} + R_{\omega}; & Y_K &= -Z_{20K} \sin t_{max} + Y_{20K} \cos t_{max} - R_{\omega}; \\
 Z_S &= Z_{20S} \cos t_{max} - Y_{20S} \sin t_{max} - R_{\omega} \cdot t_{max}; & Z_K &= Z_{20K} \cos t_{max} + Y_{20K} \sin t_{max} - R_{\omega} \cdot t_{max};
 \end{aligned}
 \tag{7}$$

Также не обходимо рассчитать расположение такого базовый элемент сектора как ось - вала для дальнейшего конструкторского оформления сектора вала, ее координаты для поверхности вала определяются двумя точками T_{axis1} и T_{axis2} для поверхности сектора, который обрабатывает

$$\begin{aligned}
 &\text{спинку лопатки;} & &\text{корыто лопатки.} \\
 X_{axis1S} &= X_{20S1}; X_{axis2S} = X_{20S2}; & X_{axis1K} &= X_{20K1}; X_{axis2K} = X_{20K2}; \\
 Y_{axis1S} &= R_{\omega}; Y_{axis2S} = R_{\omega}; & Y_{axis1K} &= -R_{\omega}; Y_{axis2K} = -R_{\omega}; \\
 Z_{axis1S} &= -R_{\omega} \cdot t_{max}; Z_{axis2S} = -R_{\omega} \cdot t_{max}; & Z_{axis1K} &= -R_{\omega} \cdot t_{max}; Z_{axis2K} = -R_{\omega} \cdot t_{max};
 \end{aligned}
 \tag{8}$$

где X_{20k1} , X_{20k2} – координаты по оси X_{20} , которые определяют длину осевой линии, длину линии задают произвольно

Радиус начальной окружности (обкатки) выбирается в зависимости от типа установки, на которой будет происходить обработка. Таким образом, определяются координаты точек поверхности валков (X_S, Y_S, Z_S) , (X_K, Y_K, Z_K) и положение оси вращения прокатных секторов соответственно для поверхностей, которые обрабатывают спинку и корыто лопатки.

На базе приведенного математического обеспечения разработана информационная система проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей. Данная система реализована в виде дополнительного программного обеспечения для системы *CAD/CAM/CAE Unigraphics*.

Основное окно программы состоит из двух компонентов (рис.8):

- выбор поверхностей лопатки;
- выбор оборудования.

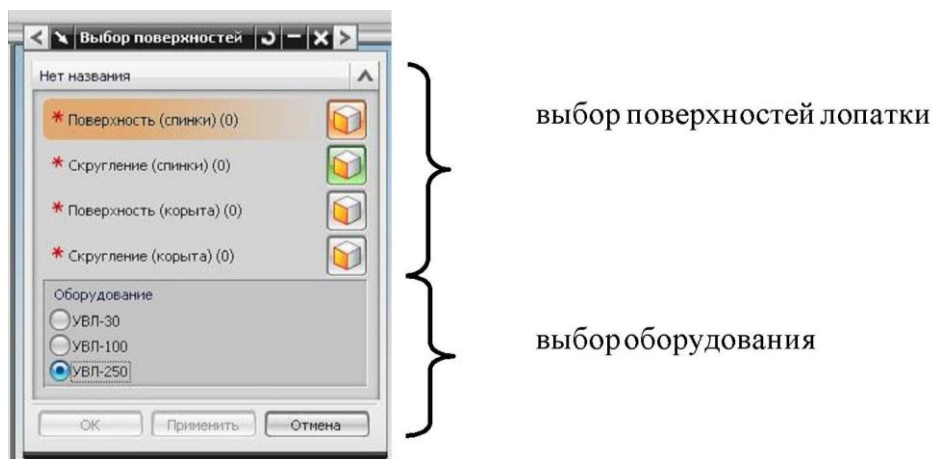


Рис.8. - Основное окно программы для расчета и построения обкаточных валков.

Работа ведется в диалоговом режиме, пользователю необходимо указать мышью нужные поверхности лопатки в рабочем окне 3D построений, указывая нужные переключатели на панели программы (рис.9) выбор поверхностей лопатки.

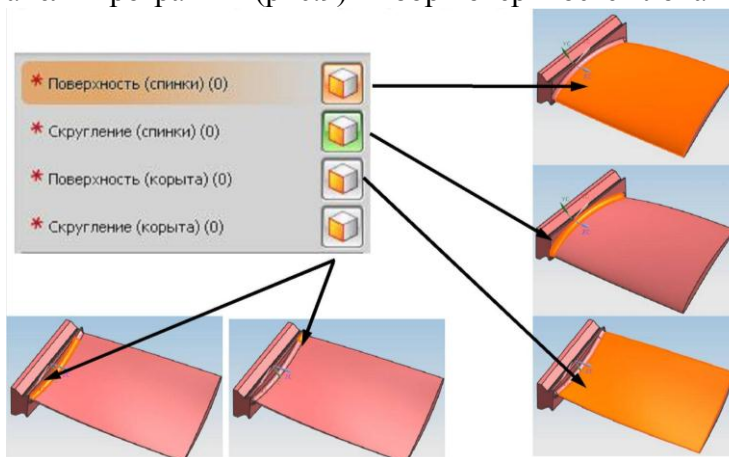


Рис.9. - Работа в системе расчета и построения обкаточных валков.

Далее необходимо указателем выбрать тип машины, на которой буде производится обработка - УВЛ-30, УВЛ-100, УВЛ-250 и нажать кнопку «ОК». После этого будут построены соответствующие 3D модели валков с соответствующими рабочими поверхностями предназначенные для обработки поверхностей лопаток. На рис 10. показано результата построения рабочих поверхностей валков без конструкторского оформления поверхностей присоединительных и габаритных размеров обкаточных валков.

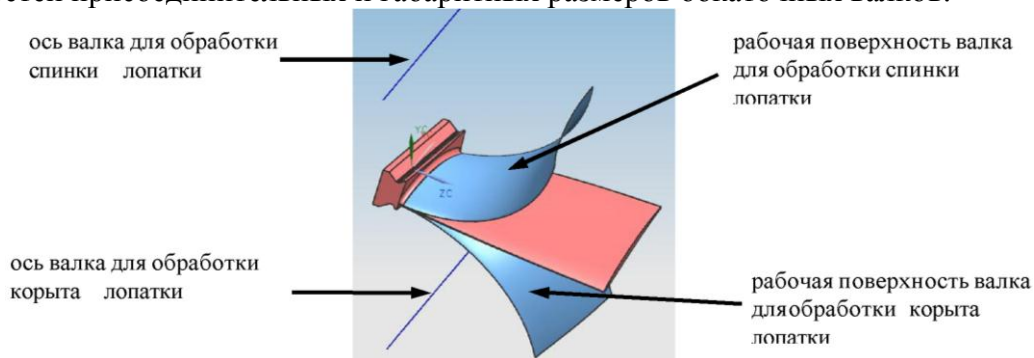


Рис. 10. - Результат построения рабочих поверхностей валков без конструкторского оформления поверхностей присоединительных и габаритных размеров обкаточных валков с помощью разработанного программного обеспечения в системе Unigraphics.

На рис. 11 показан результат готового построения готового валка для обработки спинки лопатки с помощью разработанного программного обеспечения, полностью в автоматическом режиме, валок для обработки корыта лопатки не показан.

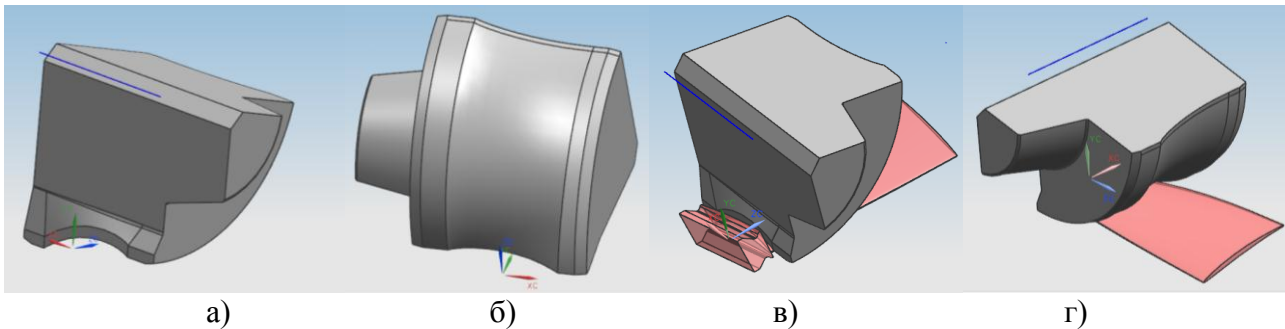


Рис. 11. - Результат готового построения готового валка для обработки спинки лопатки с помощью разработанного программного обеспечения в системе Unigraphics:
а), б) - проекции валка; в), г) - проекции валка относительно обрабатываемой лопатки.

Преимуществами данного программного обеспечения есть сокращения сроков изготовления данных валков за счет полной автоматизации проектирования данных валков и дальнейшего использования 3D эталона изделия валка на станках с ЧПУ при их изготовлении. Также валки строятся в момент начала контакта с поверхностью изделия что сокращает время наладки оборудования при обработке лопаток за счет получения данных по базированию валков на оборудовании относительно поверхности лопатки.

Выводы

В данной работе разработано математическое обеспечение, для создания автоматизированной системы проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей. На базе разработанного математического обеспечения разработана информационная система проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей. Разработанная информационная система реализована в виде программного обеспечения для системы CAD/CAM/CAE Unigraphics, что позволяет автоматизировать процесс проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей.

Перечень источников литературы: 1. Богуслаев В.А. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик ГТД. Часть 1 / В.А Богуслаев - Запорожье, из-во «Мотор Сич», 2003- 397с. 2. Богуслаев В.А. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик ГТД. Часть 2. / В.А Богуслаев - Запорожье, из-во «Мотор Сич», 2003- 420с. 3. Павленко Д.В. Прогрессивные технологии моделирования, оптимизации и интеллектуальной автоматизации этапов жизненного цикла авиационных двигателей./ Д.В Павленко. - Запорожье, из-во «Мотор Сич», 2009- 468с. 4. Родин П. Р. Основы формообразования поверхностей резанием. - К.: Выща школа, 1977. – 190 с. 5. Гончаров П.С. NX для конструктора машиностроителя. – М.: из-во «ДМК Пресс», 2010 – 504с. 6. Данилов Ю. Практическое использование NX. – М.: из-во «ДМК Пресс», 2011 – 322с. 7. Shane A. Carlson. Development of a variational part model using in-process dimensional measurement error. Department of Mechanical Engineering. Brigham Young University August 2006 – 131p. 8. OPEN API Student Guide. February 2004. MT13110 – Unigraphics NX2. EDS Inc.- 184p.

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

НЕКОТОРЫЕ ВОПРОСЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОБКАТОЧНЫХ ВАЛКОВ ДЛЯ КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ.

Равская Н.С., Липский Е.Р., Охрименко А.А.

Использование интегрированных систем ТПП сокращает сроки и затраты на ее проведение, а также обеспечивает повышение качества изделий. В связи с этим работа по разработке информационной технологии проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей является составной частью общей интегрированной системы технологической подготовки производства авиадвигателей, т.е. ее подсистемой, которая в свою очередь может быть представлена, как отдельная система. В данной работе разработано математическое обеспечение, для создания автоматизированной системы проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей. На базе разработанного математического обеспечения разработана информационная система проектирования и контроля прокатных секторов для изготовления лопаток газотурбинных двигателей.

ДЕЯКІ ПИТАННЯ АВТОМАТИЗАЦІЇ ПРОЕКТУВАННЯ ОБКАТНИХ ВАЛКІВ ДЛЯ КОМПРЕСОРНИХ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБІННИХ ДВИГУНІВ.

Равська Н.С., Липський Є.Р., Охріменко О.А.

Використання інтегрованих систем ТПП скорочує терміни і витрати на її проведення, а також забезпечує підвищення якості виробів. У зв'язку з цим робота по розробці інформаційної технології проектування і контролю прокатних секторів для виготовлення лопаток газотурбінних двигунів є складовою частиною загальної інтегрованої системи технологічної підготовки виробництва авіадвигунів, тобто її підсистемою, яка в свою чергу може бути представлена, як окрема система. У даній роботі розроблено математичне забезпечення, для створення автоматизованої системи проектування і контролю прокатних секторів для виготовлення лопаток газотурбінних двигунів. На базі розробленого математичного забезпечення розроблена інформаційна система проектування і контролю прокатних секторів для виготовлення лопаток газотурбінних двигунів.

SOME QUESTIONS OF DESIGN AUTOMATION BREAK-ROLLS FOR THE COMPRESSOR BLADES OF GAS TURBINE ENGINES.

Ravskya N, Lipsky E., Okhrimenko A.

The use of integrated systems of technological preparation of production reduces time and costs for its implementation, as well as enhances the quality of products. In connection with this work on the development of information technology planning and control for manufacturing sectors rolling blades of turbine engines is part of an overall integrated system of technological preparation of production of aircraft engines, ie, subsystem, which in turn can be represented as a separate system. In this paper we developed software for automated system design and control of rolling sector for the manufacture of blades for gas turbine engines. On the basis of the developed mathematical software developed information system design and control of rolling sector for the manufacture of blades for gas turbine engines.

Ключевые слова: автоматизация проектирования, обкатные валки, компрессор, лопатка, газотурбинный двигатель.

Ключові слова: автоматизація проектування, обкатані валки, компресор, лопатка, газотурбінний двигун.

Keywords: design automation, flow forming roller, compressor, shovel, gas turbine engine

**Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Мельничук Ю.А., Манохин А.С.
Муковоз С.Ю., Муковоз Е.А.**

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ

Введение

Задача повышения эффективности режущих инструментов из сверхтвердых материалов при обработке закаленных сталей (твердое точение) может решаться несколькими путями. Одним из таких решений является совершенствование конструкции режущего инструмента, что позволяет снимать больший объем материала в единицу времени (резцы с зачистной кромкой, большим радиусом при вершине, инструменты с *wiper*-геометрией) при обеспечении требуемой шероховатости обработанной поверхности. Вторым – управление механизмами взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом и элементами окружающей среды в зоне резания за счет разработки новых композитов с более высокими физико-механическими свойствами, оптимизации соотношения основной фазы и связки в составе композитов, использования защитных сред, нанесения различных покрытий на инструмент и т. д. Второй подход обеспечивает возможность увеличения скорости резания и стойкости режущих инструментов. Нужно отметить, что оба подхода могут использоваться одновременно.

Основная часть

Для реализации первого направления повышения эффективности режущих инструментов нами предложено использовать в процессе твердого точения инструменты с косоугольной геометрией: однокромочные резцы и резцы с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью, которые характеризуются большой подачей, обеспечивая высокое качество обработанной поверхности. Конструкция таких инструментов для обработки деталей из закаленных сталей предполагает оснащение специально изготовленных державок режущими пластинами из поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) на основе кубического нитрида бора (КНБ) с форморазмерами SNUN 120408, RNMN 070300T, RNMN 090300T по стандарту ISO 1832-85.

Ввиду особенностей процесса, определение сечения среза при косоугольном точении представляет особый интерес. Геометрические параметры таких инструментов позволяют формировать широкое и тонкое сечение среза и таким образом избежать возникновения разрушающих нагрузок на лезвии даже при больших подачах. Для сравнения на рис. 1 приведены формы сечения среза, рассчитанные для случая обработки обычным инструментом и резцом с цилиндрической передней поверхностью при одинаковых режимах резания.

Обработка рассматриваемыми инструментами, работающими по косоугольной схеме, производится с подачами 0,2–0,6 мм/об (резцы с выпуклой передней поверхностью) и до 1 мм/об при использовании однокромочных резцов, что в 2–5 раз выше в сравнении с обычным инструментом. При этом высота микронеровностей на обработанной поверхности составляет Ra 0,20–0,80; Rz 1,25–2,5 рис. 2, а.

Инструмент с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью имеет проекцию режущей части на основную плоскость инструмента существенно меньшей кривизны, чем обычные резцы. Это способствует существенному снижению шероховатости обработанной поверхности.

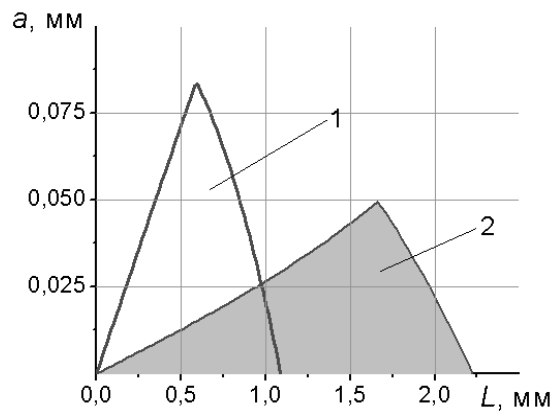


Рис. 1 – Изменение толщины среза вдоль режущей кромки резца ($S = 0,5$ мм/об; $t = 0,1$ мм; $\varnothing = 50$ мм; $\gamma = -10^\circ$; режущая пластина диаметром 7 мм): 1 – обработка обычным инструментом; 2 – обработка резцом с цилиндрической передней поверхностью

Еще одной причиной, обуславливающей высокое качество обработанной поверхности, в случае применения инструментов, работающих по косоугольной, приближенной к свободной, схеме резания, является характер протекания пластических явлений в зоне перед режущим инструментом. Известно, что между высотой микронеровностей на обработанной поверхности и степенью деформации срезаемого материала в зоне стружкообразования существует функциональная связь. Это явление обусловлено образованием перед сходящей стружкой волны деформации из-за того, что в процессе резания принимают участие две режущие кромки инструмента – главная и вспомогательная. В точке над передней поверхностью инструмента со свободной стороны стружки, в которой реализуются максимальные касательные напряжения, происходит разделение материала на срезаемую и выдавливаемую части с последующим перемещением последней в сторону вершины формируемой неровности. В случае, когда условия резания приближены к свободному резанию, влияние данного эффекта снижается, что позволяет обеспечивать значительно более высокое качество обработанной поверхности в сравнении с обычными инструментами (рис. 2, б). Нужно отметить, что микрогеометрия поверхности деталей при обработке косоугольными резцами характеризуется специфической формой неровностей: близкие по форме пики повторяются с шагом соответствующим подаче (рис. 3).

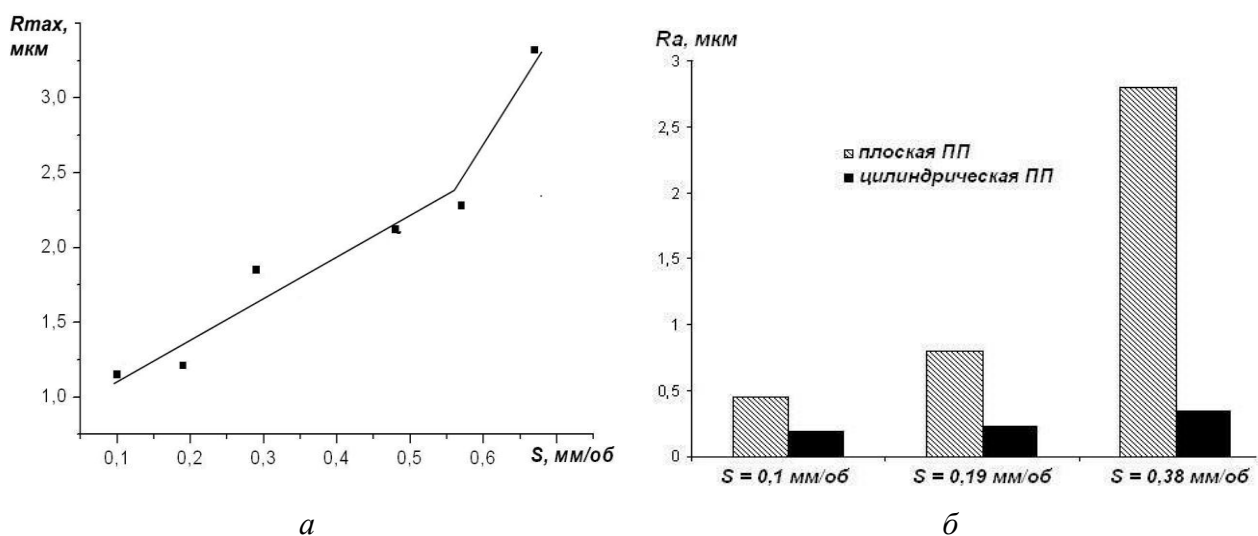


Рис. 2 – Влияние подачи на шероховатость обработанной поверхности при точении резцом с цилиндрической передней поверхностью (а), сравнение технологических возможностей обычного инструмента и резца с цилиндрической передней поверхностью (б), оснащенных режущей пластиной RNMN 070300T (сталь ШХ15, 60–62 HRC)

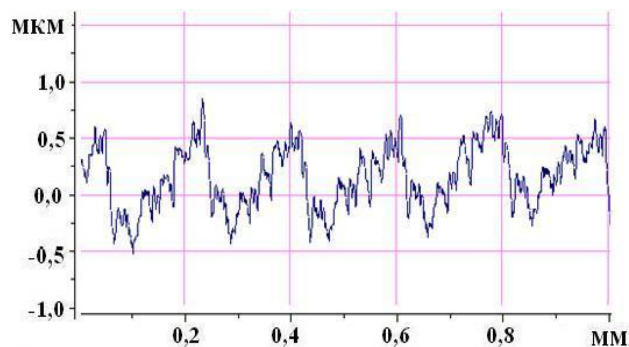


Рис. 3 – Профилограмма поверхности, обработанной инструментом с цилиндрической передней поверхностью ($S = 0,29$ мм/об; режущая пластина RNMN 070300F; сталь ШХ15, 60–62 HRC)

Стойкость инструмента с цилиндрической передней поверхностью при обработке стали ШХ15 (60–62 HRC) со скоростями резания 1,0–2,0 м/с составляет 30–80 мин в зависимости от величины подачи, что позволяет проводить обработку длинномерных деталей. Обработка проводится с глубиной резания 0,05–0,30 мм.

Благодаря увеличению диапазона используемых подач, технология точения безвершинными резцами и резцами с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью обеспечивает повышение производительности чистового точения в 2–8 раз в зависимости от требуемого качества обработанной поверхности.

Как было отмечено выше, второй подход связан с управлением физико-химическими факторами контактного взаимодействия в зоне резания, связанными с высокими термобарическими условиями высокопроизводительного точения закаленных сталей инструментом из ПКНБ: контактные давления достигают значений до 1–2 ГПа при температурах превышающих 1200 °С.

Выполненные в ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины исследования показали, что на интенсивность изнашивания инструмента, оснащенного ПСТМ на основе КНБ, влияет химическое взаимодействие инструментального материала с обрабатываемым, а также элементами окружающей среды, и связанное с ним контактно-реактивное плавление продуктов взаимодействия в зоне резания. На первом этапе взаимодействие протекает с образованием боридов металлов, входящих в состав обрабатываемого материала, и выделением азота. В дальнейшем борид совместно с образовавшим его металлом формируют эвтектику, плавление которой обуславливает износ инструмента. Учитывая это, предложено управлять износом инструмента за счет воздействия на первую стадию химического взаимодействия инструментального и обрабатываемого материалов предварительным введением в зону резания азота, что сдвигает в более высокотемпературную область реакцию с образованием боридов (правило Ле-Шателье). Результаты термодинамического анализа подтверждают увеличение температуры образования указанных боридов железа и никеля на 150–300 °С при наличии в системе повышенного парциального давления азота до 100 Па (рис. 4).

Кроме выполнения функции ингибитора реакции образования боридов, азот в зоне резания снижает интенсивность окисления инструментального материала.

Указанное изменяет механизм изнашивания инструмента, уменьшая его интенсивность, в особенности в условиях высокоскоростной обработки.

Для повышения работоспособности режущего инструмента из ПСТМ на основе cBN предложено ввести в состав композита или защитного покрытия на инструменте составляющих, которые под действием термобарических условий процесса обработки обеспечивают формирование в зоне резания среды с повышенным парциальным давлением азота. Взаимодействие этих составляющих с элементами обрабатываемого материала с выделением азота должно происходить при температурах более низких, чем температуры, характерные для взаимодействия с элементами обрабатываемого материала основы инструментального

композита – КНБ. Анализ физико-механических и химических свойств ряда нитридов позволяет предложить в качестве таких составляющих нитриды кремния (Si) и ниобия (Nb). Нитрид кремния предлагается, как составляющая в ПСТМ, а нитрид ниобия – как элемент защитного покрытия. При этом последнее является многослойным: – верхний слой покрытия, из оксида алюминия, обеспечивает уменьшение окисления композита, слой Nb – уменьшает химическое взаимодействие ПСТМ и элементов из состава обрабатываемого материала, а слой титана обеспечивает качественное сцепление покрытия с поверхностью ПСТМ.

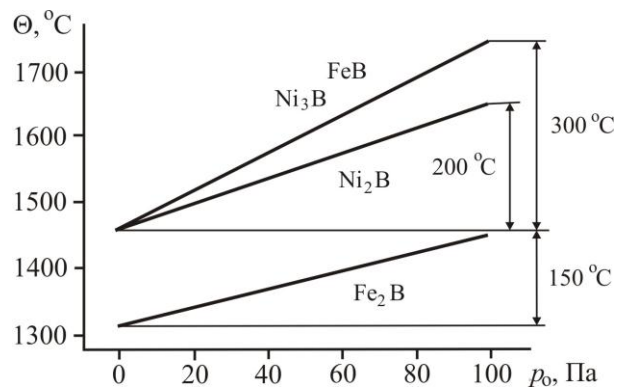


Рис. 4 – Влияние давления азота на увеличение температуры образования боридов железа и никеля

Изнашивание инструмента имеет интегральный характер, который охватывает механические, адгезионные, химические и др. явления на контактных поверхностях инструмента. При этом, для изнашивания инструмента из ПСТМ на основе КНБ, повышение температуры образования в зоне резания боридов металлов, которое реализуется за счет введения в систему нитридов Si₃N₄ и NbN, и формирование на основе боридов легкоплавких эвтектик и их контактное плавление имеет принципиальное значение, обеспечивая повышение износостойкости инструмента.

Для подтверждения эффективности рассмотренного пути повышения работоспособности режущих инструментов была изготовлена партия режущих пластин из композита КНБ-Si₃N₄. Эксперименты на стойкость показали, что при обработке Ni-сплавов наибольшую износостойкость имеют инструменты, оснащенные ПСТМ с содержанием добавки в количестве 2–5 %.

Как показали исследования, применение в инструменте композита КНБ-Si₃N₄ и защитного покрытия на основе NbN способствует повышению работоспособности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов (рис. 5), за счет уменьшения интенсивности их изнашивания, что связано со снижением химического взаимодействия в зоне резания.

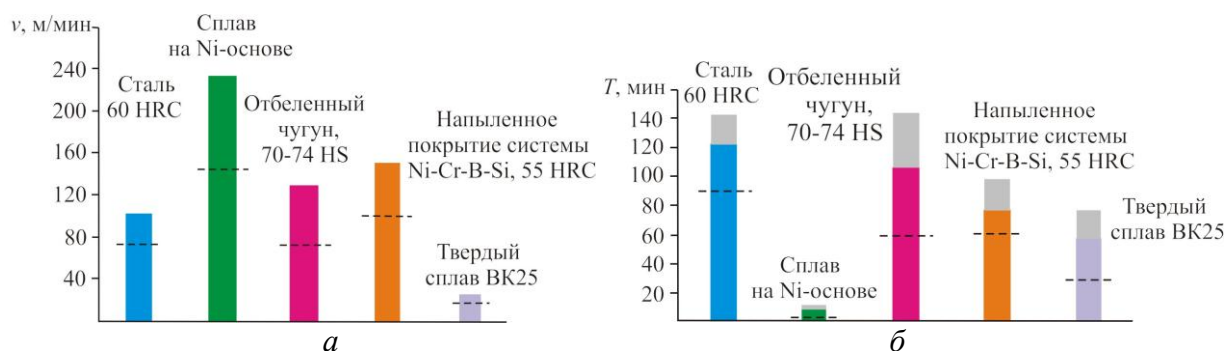


Рис. 5 – Повышение скорости резания (а) и стойкости инструмента (б) за счет применения композита КНБ-Si₃N₄ (выше черты) и композита КНБ-Si₃N₄ с покрытием на основе NbN (□) (ниже черты – эталонный композит КНБ-соединения Al)

Выводы

Представленные результаты исследований показывают, что эффективными путями повышения эффективности режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, при обработке труднообрабатываемых материалов являются совершенствование конструкций инструментов и управление механизмами контактного взаимодействия в зоне резания. Предложенные решения позволяют повысить производительность обработки и стойкость режущих инструментов при обеспечении требуемого качества обработанной поверхности деталей.

Геометрические особенности резцов с выпуклой (цилиндрической, конической) передней поверхностью и однокромочных резцов позволяют в 2–8 раз увеличить подачу без ухудшения шероховатости обработанной поверхности. В условиях финишного точения, когда производительность определяется площадью поверхности обработанной в единицу времени, рост эффективности процесса обработки пропорционален увеличению подачи.

Применение в инструменте композита КНБ-Si₃N₄ и защитного покрытия на основе NbN способствует повышению работоспособности режущих инструментов при обработке труднообрабатываемых сталей и сплавов за счет уменьшения интенсивности их изнашивания, что связано со снижением химического взаимодействия в зоне резания. Рост производительности обработки, обусловленный повышением скорости резания, составляет 25 (обработка закаленных сталей) – 60 % (точение никелевых сплавов).

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

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ЗАСТОСУВАННЯ ІНСТРУМЕНТІВ ІЗ ПСТМ НА ОСНОВІ КНБ

Клименко С.А., Копейкіна М.Ю., Мельничук Ю.А., Манохін А.С., Муковоз С.Ю.,
Муковоз Е.А.

У статті представлені результати досліджень, що показують, що ефективними шляхами підвищення ефективності ріжучих інструментів, оснащеними ПСТМ на основі КНБ, при обробці важкооброблюваних матеріалів є вдосконалення конструкцій інструментів і керування механізмами контактної взаємодії в зоні різання. Запропоновані рішення дозволяють підвищити продуктивність обробки і стійкість різальних інструментів при забезпеченні необхідної якості обробленої поверхні деталей.

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ ПСТМ НА ОСНОВЕ КНБ

Клименко С.А., Копейкина М.Ю., Мельничук Ю.А., Манохин А.С., Муковоз С.Ю.,
Муковоз Е.А.

В статье представлены результаты исследований, показывающие, что эффективными путями повышения эффективности режущих инструментов, оснащенных ПСТМ на основе КНБ, при обработке труднообрабатываемых материалов являются совершенствование конструкций инструментов и управление механизмами контактного взаимодействия в зоне резания. Предложенные решения позволяют повысить производительность обработки и стойкость режущих инструментов при обеспечении требуемого качества обработанной поверхности деталей.

IMPROVING THE EFFICIENCY OF INSTRUMENTS ON THE BASIS OF PSTM CNB

Klimenko SA, Kopeikin MY, Melniychuk JA, Manokhin AS, SY flour, flour, EA

The paper presented the results of studies showing that effective ways to improve the efficiency of cutting tools equipped with PSTM based on the CNB, in the processing of hard materials are improving the design of tools and control mechanisms of contact interaction in the cutting zone. The proposed solutions can improve processing performance and durability of cutting tools, while ensuring the required quality of surface finish of parts.

Ключевые слова: инструмент, материал, механизм, контакт, резание, качество, деталь

Ключові слова: інструмент, матеріал, механізм, контакт, різання, якість, деталь

Key words: tools, material, mechanism, pin, cutting, quality, detail

УДК 621.9

Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Коноплицкий Е.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ БЕЗОТКАЗНОСТИ ФРЕЗ СБОРНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Введение

Повышение эффективности механической обработки является одной из важнейших задач, т.к постоянно развивающиеся отрасли машиностроения требуют все большего количества и номенклатуры применяемого металлорежущего инструмента. Тенденцией развития современного инструментального производства является внедрение сборного инструмента с механическим креплением многогранных неперетачиваемых режущих пластин.

Большая доля трудоемкости обработки деталей приходится на операции фрезерования. Поэтому совершенствование конструкций сборных твердосплавных фрез является актуальной задачей на данном этапе развития отечественного машиностроения.

Особенностью работы сборного многолезвийного инструмента является одновременное участие в работе нескольких режущих зубьев. Анализ работы сборных концевых фрез в производственных условиях показал, что при отказе одного зуба фрезы инструмент не снимается со станка. Статистический анализ работы 22 фрез с $z=4$ в производственных условиях ПАО НКМЗ при обработке стали 9ХС с глубиной резания $t=4..6$ мм, подачей $S_z=0,12...0,15$ мм/зуб и скоростью резания $V=62,8$ м/мин показал, что чаще всего (92% случаев обработки) фреза снимается со станка при выходе из строя всех 4х зубьев. Такая эксплуатация фрез приводит к повышенному расходу инструментальных материалов. Характерным отказом пластин фрезы является их поломка, а не достижение критерия затупления пластины.

Статистический анализ показал, что закон распределения стойкости фрез – экспоненциальный [1]. При рассмотрении сборной фрезы как системы режущих элементов, в которой отказ одного из них не приводит к полному отказу фрезы, с точки зрения надежности фреза представляет собой параллельную систему [2] с пассивным резервом. В этом случае, при отказе первой режущей пластины её нагрузку при резании воспринимает следующая за ней режущая пластина. При этом надежность фрезы в целом снижается, то есть уменьшается вероятность безотказной работы.

Получены математические зависимости для определения показателей безотказности фрезы [3].

Целью настоящей работы является повышение прочности и жесткости сборных фрез путем усовершенствования их конструкции.

Основная часть

Безотказность фрез при черновой обработке определяется, прежде всего, напряжением в узле крепления пластины и перемещением элементов под действием сил резания.

Предел выносливости пластины R_{-1} , при котором будет обеспечен период ее стойкости T

$$R_{-1} = \sigma_s \sqrt[m]{\frac{T}{T_e N_0} \psi(m+2) + \psi m_s}.$$

тесно связан с вероятностью безотказной работы режущих инструментов

$$P(\tau) = \exp \left[- \left(\sigma_s \sqrt[m]{\frac{T}{T_e N_0} \psi(m+2) + \psi m_s} - R_0 \right)^{b/a} \right].$$

где $P(\tau)$ – вероятность того, что предел выносливости не менее R_{-1} (вероятность безотказной работы); σ_S – среднеквадратическое отклонение напряжений, N_0 , m – параметры кривой усталости; $\psi(m+2)$ – функция, выражаемая через полную гамма-функцию; ψ – коэффициент приведения асимметричного цикла к симметричному; T_e – эффективный период стойкости, для заданного уровня надежности; a и b – параметры распределения.

Для сравнения несущей способности разработанной конструкции с базовой, расчеты напряжений проводились в пакете прикладных программ SolidWorks с использованием инструмента.

В качестве прототипов имитационного исследования выступали типовой инструмент с идентичными геометрическими параметрами и размерами и разрабатываемый. Геометрические параметры режущей части для двух конструкций одинаковы: передний угол $\gamma=10^\circ$ задний угол $\alpha=11^\circ$, передний угол упрочняющей фаски $\gamma_f=-5^\circ$, ширина фаски $f=0,5$ мм.

Результатом имитационного анализа стало определение перемещения режущих кромок и определение величин контактных напряжений, возникающих на опорных поверхностях при имитации операции фрезерования.

Модели сборных фрез представляют собой трехмерные конструкции инструмента, нагруженные соответственно данным условиям работы, приведенных в табл. 1.

Таблица 1

Условия нагружения фрезы сборной

Глубина фрезерования t , мм	Подача на зуб S_z , мм	Составляющая силы резания		
		P_z , Н	P_y , Н	P_x , Н
6	0,33	7200	2520	3600

Анализ процесса результирующего перемещения предусматривает исследование влияния сил резания действующих в различных сечениях поверхности режущей пластины, на изменение относительного положения частей данных режущих инструментов. На рис. 1 представлена общая картина перемещений для фрезы базовой и разработанной конструкции при нагружении режущей кромки по всей длине.

Из анализа картин эпюр результирующих перемещений видно, что наиболее нагруженными элементами конструкций является передняя и задняя поверхности режущей кромки пластины.

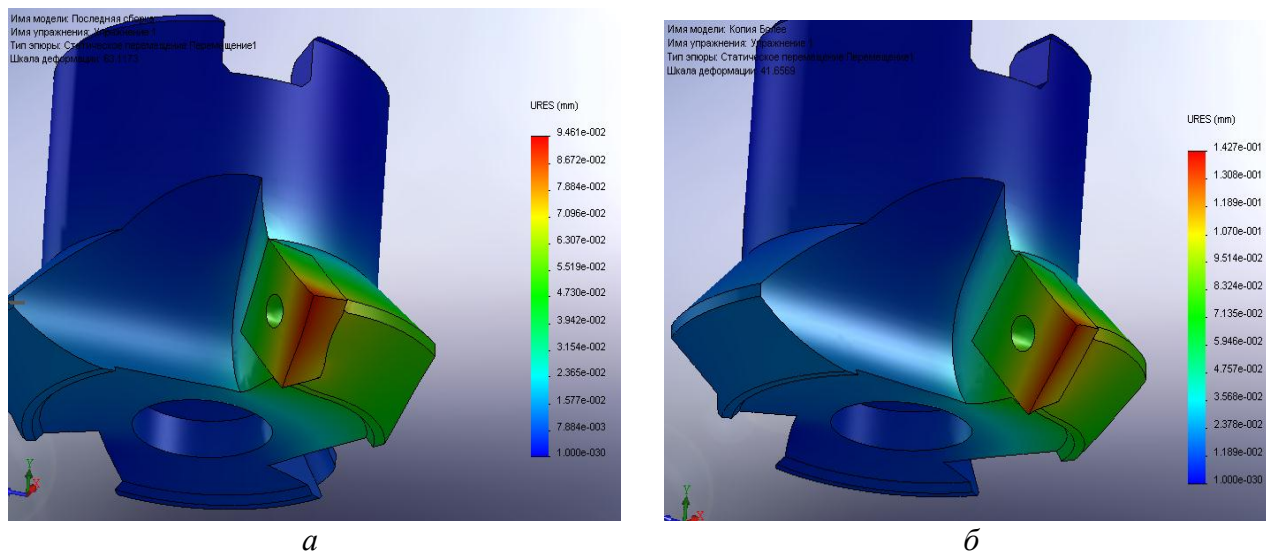


Рис. 1 – Эпюры результирующих перемещений

a – для фрезы базовой конструкции, b – для фрезы оригинальной конструкции

Для более подробного анализа результирующих перемещений, необходимо рассмотреть графики распределения данных перемещений по режущей кромке твердосплавной пластины (рис. 2) и графики перемещений в пластине в нормальном сечении от упорной поверхности к режущей кромке (рис. 3).

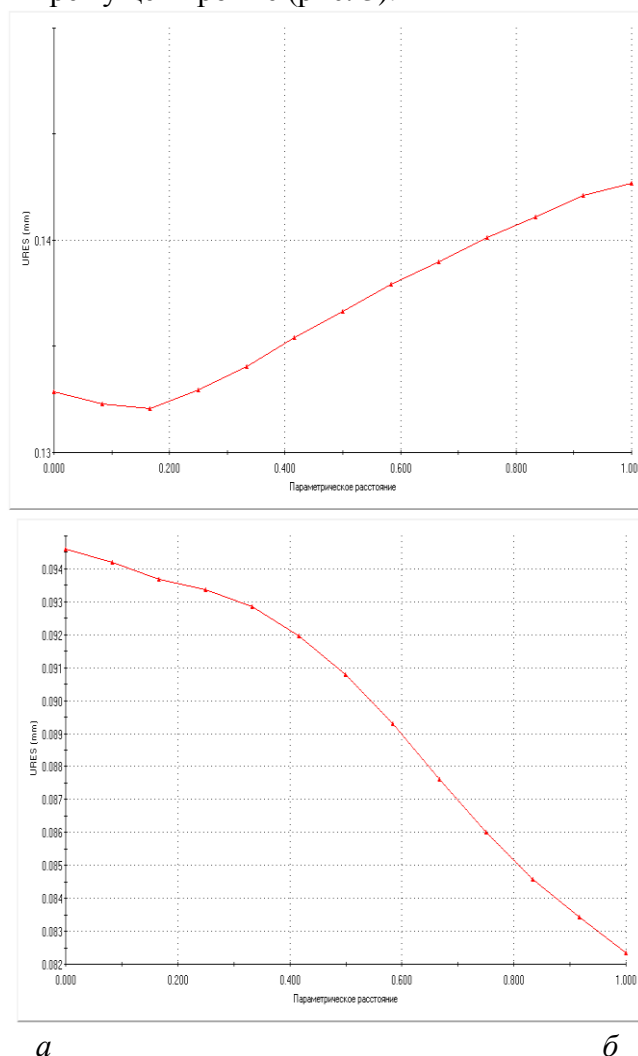
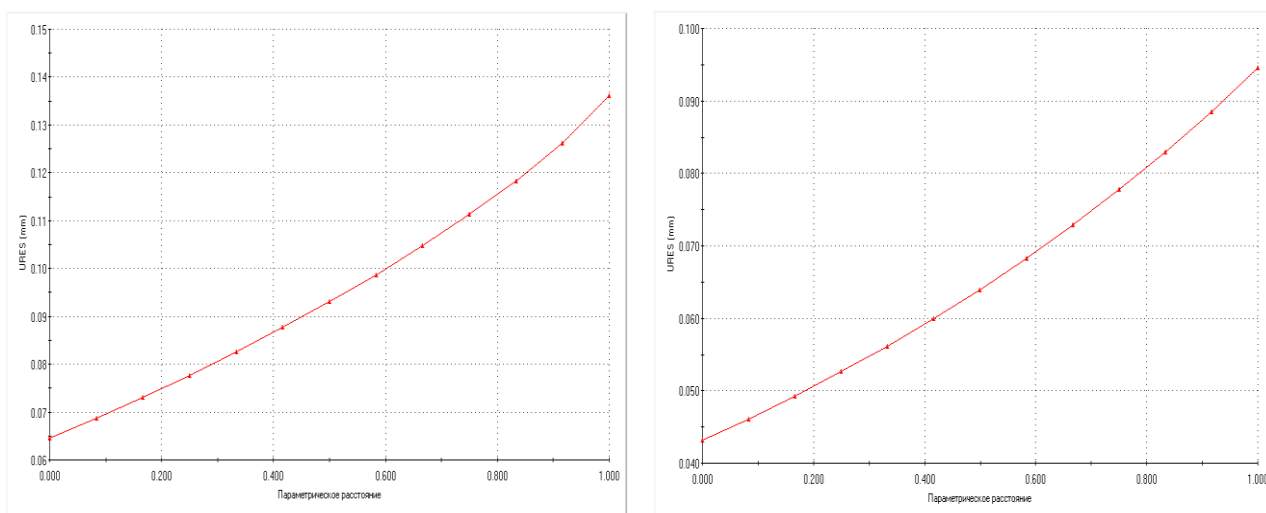


Рис. 2 – График распределения результирующих перемещений на режущей кромке
 а – для базовой конструкции, б – для оригинальной конструкции



a

б

Рис. 3 – График распределения результирующих перемещений в режущей пластине в нормальном сечении

a – для базовой конструкции, *б* – для оригинальной конструкции

Анализ полученных графиков (рис. 4) показывает, что при равномерном нагружении перемещения в пластине увеличиваются от упорной поверхности и достигают своего максимума в режущей кромке, но разработанная конструкция узла крепления пластины существенно снижает величину перемещения режущей кромки по сравнению с базовым вариантом.

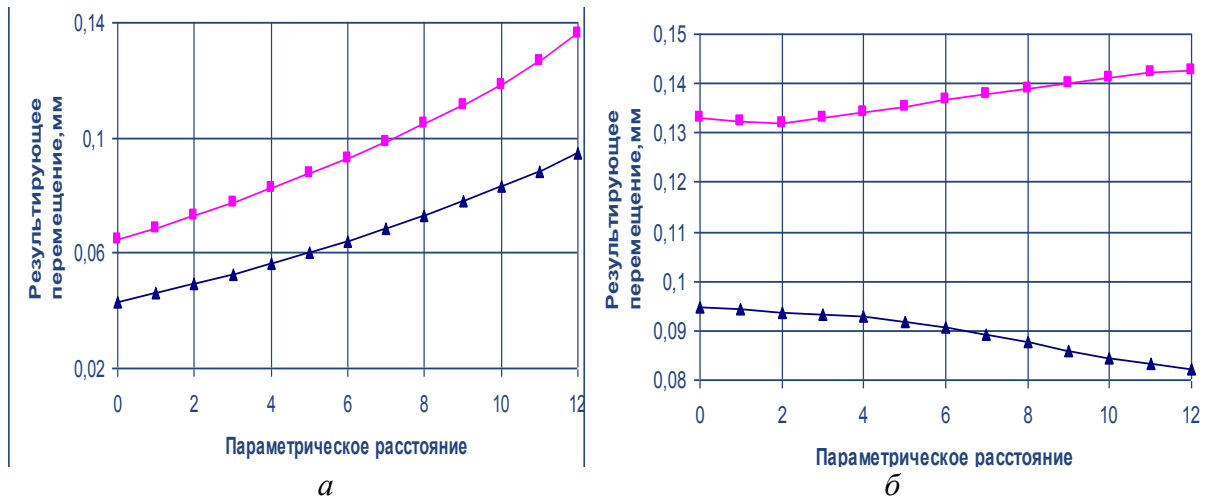


Рис. 4 – Распределение результирующих перемещений

a – в режущей кромке, *б* – в нормальном сечении по середине пластины

□ – для базовой конструкции; Δ – для оригинальной конструкции

Рассмотрим распределение эквивалентных напряжений σ_{Σ} , возникающих на опорных поверхностях для двух конструкций.

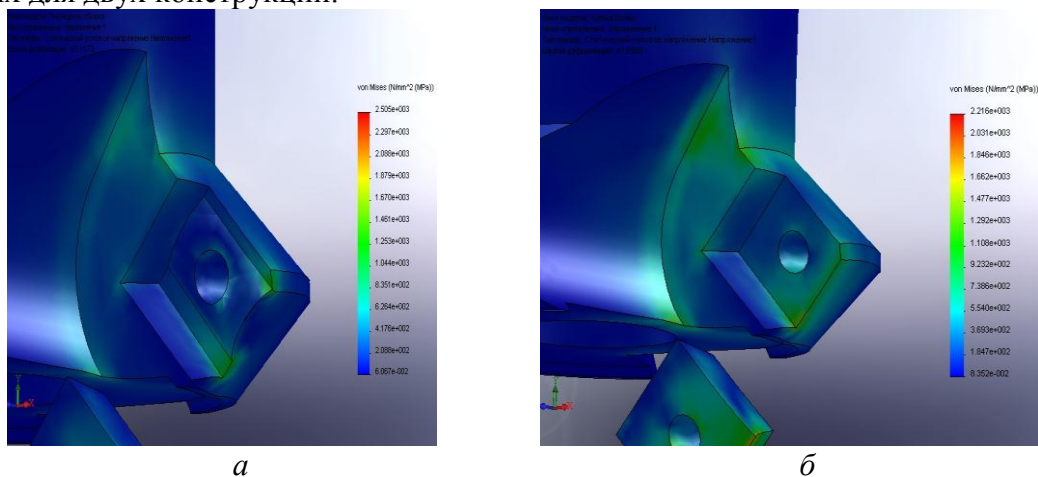


Рис. 5 – Эпюра эквивалентных напряжений σ_{Σ}

a – для фрезы базовой конструкции, *б* – для фрезы оригинальной конструкции

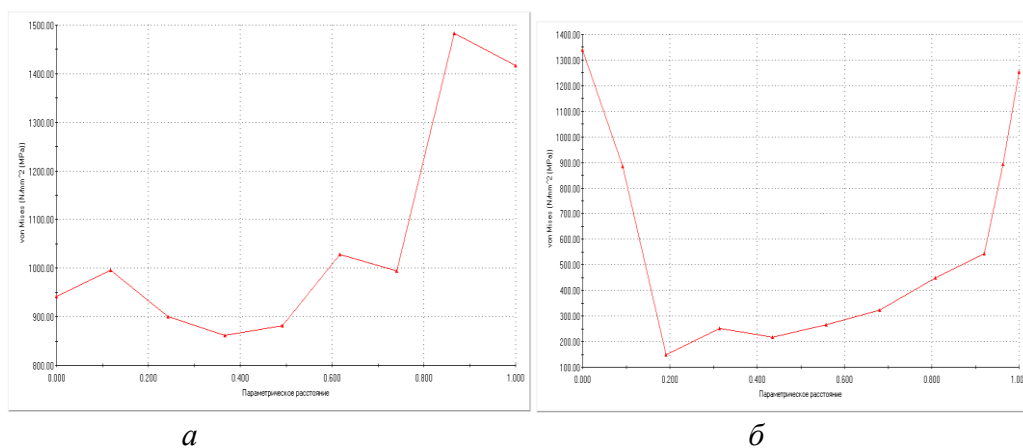


Рис. 6 – Распределение эквивалентных напряжений $\sigma_{э}$ на опорной поверхности в поперечном сечении

а – для базовой конструкции, *б* – для оригинальной конструкции

Анализ полученных графиков (рис. 5) показывает, что изготовление фасонной, V-образной направляющей на опорной поверхности способствует снижению величины эквивалентных напряжений и повышению прочности, за счет увеличения толщины в середине поверхности, что приводит к снижению величины изгибных деформаций, вызываемых действием силовых факторов, и повышению жесткости узла крепления режущей пластины.

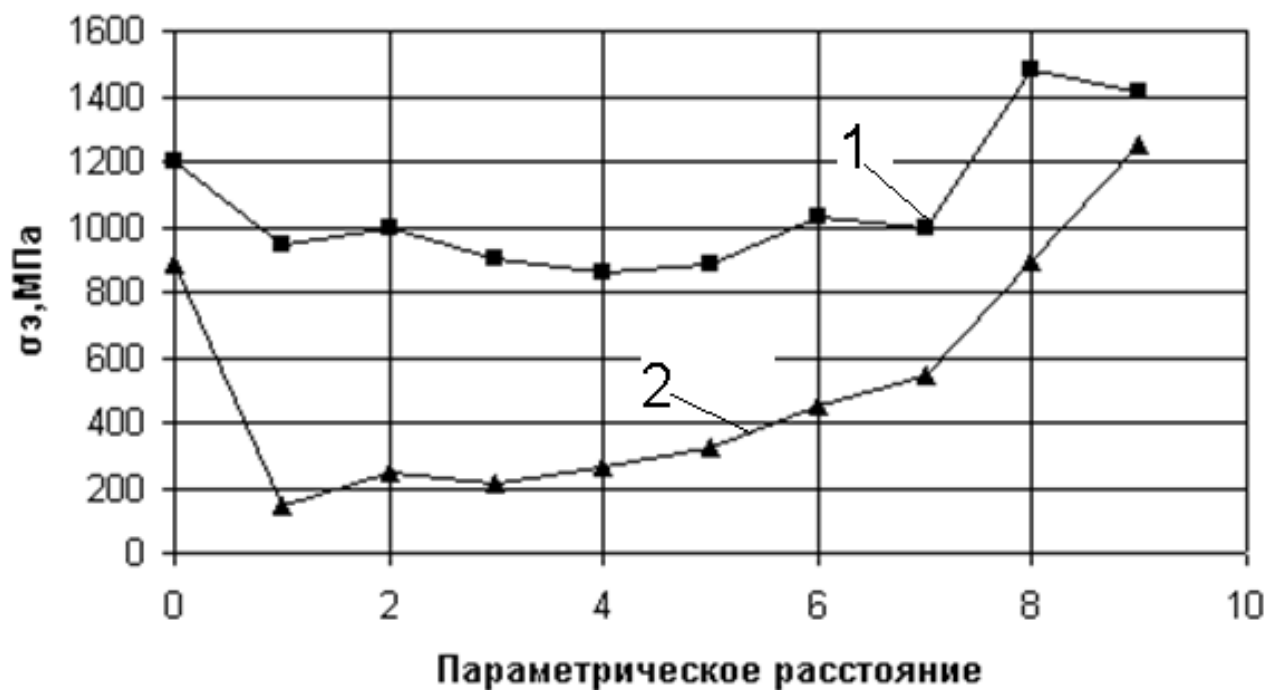


Рис. 7 – Распределение эквивалентных напряжений $\sigma_{э}$ на опорной поверхности в поперечном сечении

1 – для базовой конструкции; 2 – для оригинальной конструкции

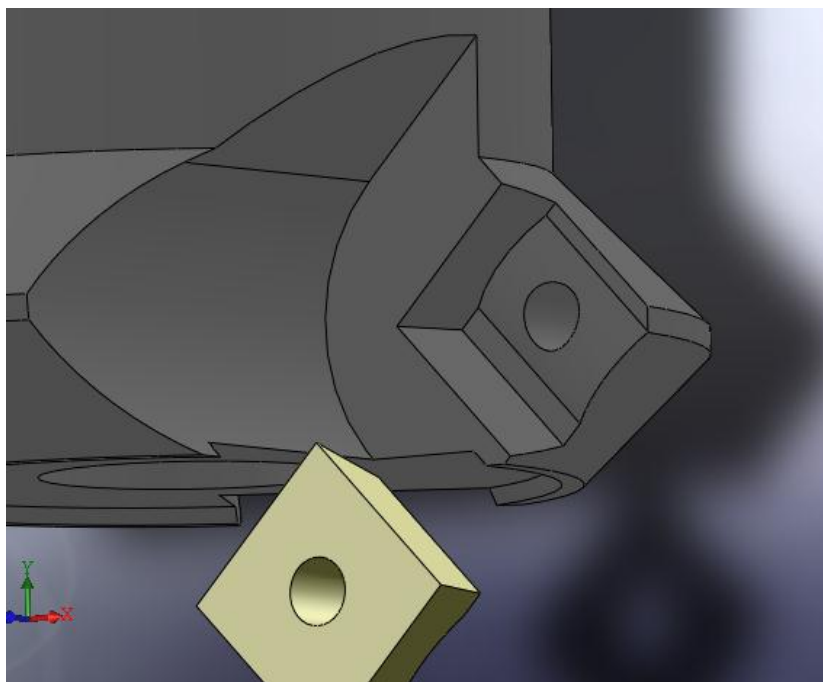


Рис. 8 – Рекомендуемая конструкция опорной поверхности

Выводы

Результаты имитационного анализа показали перемещения режущих кромок и определение величин контактных напряжений, возникающих на опорных поверхностях при имитации нагружения операции фрезерования.

Для снижения величины эквивалентных напряжений и повышения прочности рекомендуется изготовление фасонной направляющей на опорной поверхности.

Перечень источников литературы: 1. Клименко Г. П. Надійність процесу експлуатації різального інструменту на важких верстатах / Г. П. Клименко, А.В. Хоменко, К.С. Чабан // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем : зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, 2010. – Вип. 26. – С. 63-67. 2. Клименко Г.П. Повышение надежности технологической системы при механообработке на тяжелых станках / Г. П. Клименко, А.Ю. Андронов // Сучасні технології в машинобудуванні : зб. наук. праць. – Харків : НТУ «ХП», 2009. – С. 49-54. 3. Клименко Г.П. Определение качества сборных торцовых фрез / Г. П. Клименко, А.О. Денисова // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. праць. – Краматорськ : ДДМА, вип. №28, 2011. – С. 56-60.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф., ДДМА

ПІДВИЩЕННЯ БЕЗВІДМОВНОСТІ ФРЕЗ ЗБІРНОЇ КОНСТРУКЦІЇ

Кліменко Г.П., Андронов О.Ю., Коноплицкий Є.В.

Розглянута можливість підвищення безвідмовності фрез торцевих за допомогою зміни опорній поверхні для різальних елементів. Результати імітаційного аналізу показали переміщення різальних кромок і визначення величин контактної напруги, що виникає на опорних поверхнях при операції фрезерування. Запропонована конструкція опорної поверхні, яка підвищує показники безвідмовності фрез.

ПОВЫШЕНИЕ БЕЗОТКАЗНОСТИ ФРЕЗ СБОРНОЙ КОНСТРУКЦИИ

Клименко Г.П., Андронов А.Ю., Коноплицкий Е.В.

Рассмотрена возможность повышения безотказности фрез торцевых с помощью изменения опорной поверхности для режущих элементов. Результаты имитационного анализа показали перемещения режущих кромок и определение величин контактных напряжений, возникающих на опорных поверхностях при операции фрезерования. Предложена конструкция опорной поверхности, которая повышает показатели безотказности фрез.

INCREASING FAULTLESSNESS OF COLLAPSIBLE MILLS

Klymenko G.P., Andronov O.Yu., Konoplickiy E.V.

Possibility of faultlessness increasing of face mills is considered butt-end by a change an underlayment for cuttings elements. The results of imitation analysis were rotined by moving of cuttings edges and determination of contact tensions sizes, arising up on underlayments during the milling. The construction of underlayment which promotes the faultlessness indexes of mills is offered.

Ключевые слова: фреза торцевая, безотказность, напряжения, сборная конструкция

Ключові слова: фреза торцева, безвідмовність, напруження, збірна конструкція

Keywords: face mill, gear, faultlessness, hob, collapsible assembly

УДК 621.914.2

Нечепаяев В.Г., Гнитько А.Н., Харламов С.Ю.

ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет», г. Донецк, Украина
opm@mech.dgtu.donetsk.ua

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ ПРИНУДИТЕЛЬНОГО УДАЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепаяев В.Г., Гнитько А.Н., Харламов С.Ю.

Введение

Прямоугольные и профильные пазы, карманы и др. составляют значительную часть общего объема металлообработки. По оценке, выполненной на основании данных Центра "ДЕРЖЗОВНІШНІФОРМ" и фирмы Garden Publications, Inc. (США), объем такой обработки составляет: в Украине – 50 км в год; в России – 150 км; в мире – 9000 км. В то же время, прямоугольные и профильные пазы являются весьма нетехнологичными (с позиций обеспечения оптимальных условий обработки) элементами конструкций. Поэтому обеспечение их производительной и точной обработки является актуальной задачей.

Одним из обязательных условий повышения производительности обработки резанием является своевременное удаление стружки из рабочей зоны, так как в противном случае при повторном попадании отделенной стружки в зону резания имеет место снижение точности обработки, интенсивный износ инструмента и т.д.

Целью данной работы является разработка математической модели (ММ) определения силы принудительного воздействия для удаления стружки при фрезеровании прямоугольных пазов. ММ ориентирована на определение оптимальных параметров устройств принудительного удаления стружки.

Основная часть

При отсутствии своевременного удаления элементов стружки из зоны резания в обрабатываемом прямоугольном пазу формируется массив (тело волочения) значительной длины. Физическая модель рассматриваемого явления представлена на рис. 1.

В работах [1, 2] представлены ММ удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образного паза и паза типа «ласточкин хвост». Основные подходы к их разработке приняты за основу при создании ММ определения силы принудительного воздействия для удаления стружки из прямоугольного паза.

Физическая модель представляет собой тело волочения, образованное отделяемой при фрезеровании паза стружкой, находящейся в состоянии квазистационарного равновесия под действием приложенных к нему сил, в том числе и сил принудительного воздействия напорных струй СОТС.

Масса сыпучего тела волочения определяет давление p_i на нижнюю поверхность паза (ЕF) (рис. 1 в) и давление p_a на боковые поверхности (BE и FA) (рис. 1 г). Для перемещения тела волочения вдоль паза (с целью удаления) к нему прикладывается сила принудительного воздействия $F_{i\partial}$ (рис. 1 а, б). Увеличение длины тела сопровождается приростом бокового давления Δp_a (рис. 1 б, г). Наличие давлений на указанные поверхности паза обуславливает возникновение касательных сил сопротивления перемещению тела волочения. Так, на боковых поверхностях паза действует сила F_a , а на нижней - F_i .

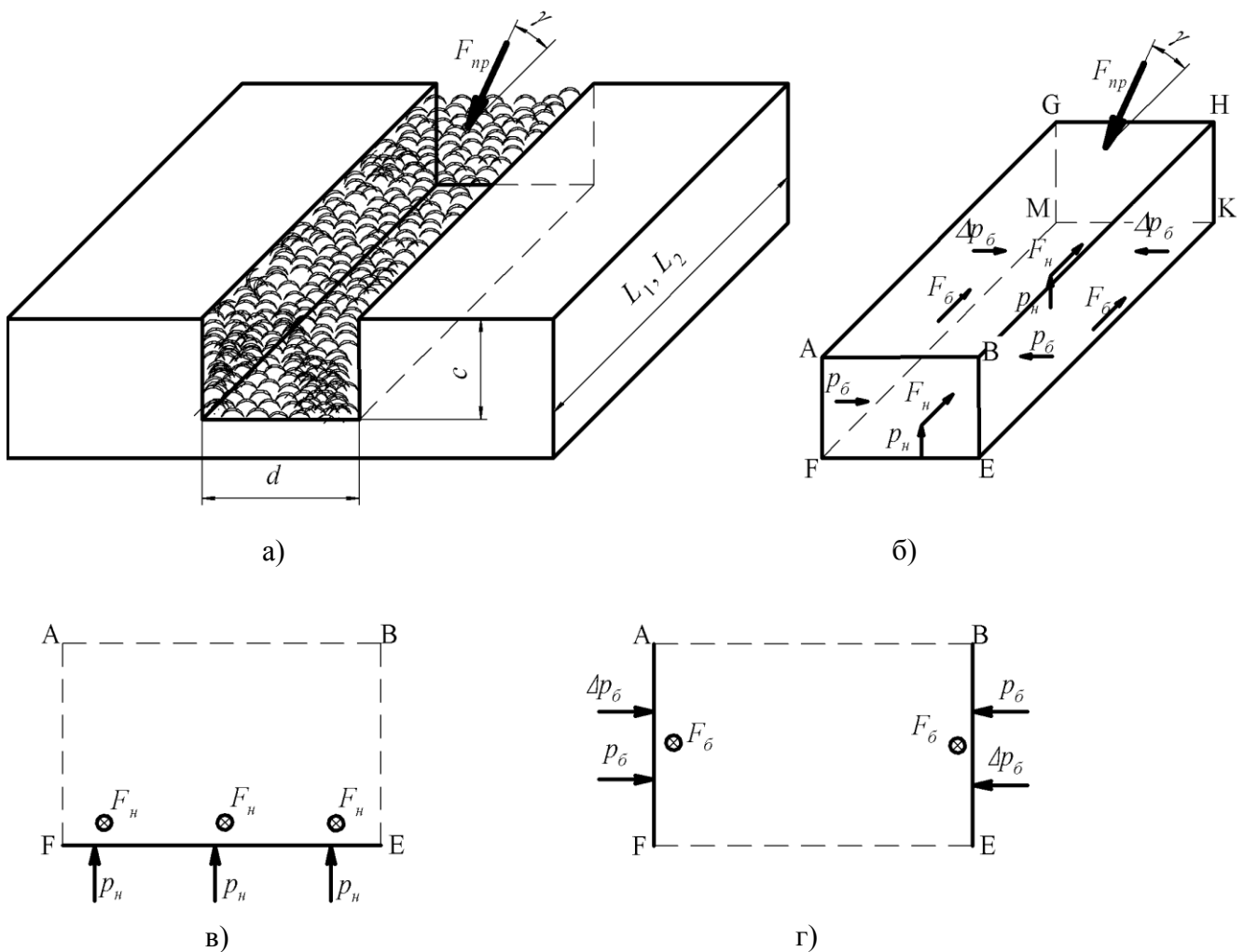


Рис. 1. - Физическая модель удаления стружки из прямоугольного паза:

- а) общий вид;
- б) общий вид тела волочения в квазистационарном состоянии;
- в) схема нагрузки на нижнюю поверхность паза;
- г) схема нагрузки на боковые поверхности паза

Исходной зависимостью для определения силы $F_{i\delta}$ принудительного воздействия на тело волочения для его перемещения является условие

$$F_{i\delta} \geq \sum F_i,$$

где сумму сил сопротивления перемещению тела волочения по пазу $\sum F_i$ можно определить из выражения

$$\sum F_i = F_i + F_{\hat{a}}. \quad (1)$$

Сила сопротивления перемещению тела волочения по нижней грани паза равна

$$F_i = f \cdot \rho \cdot g \cdot S \cdot L,$$

где f - коэффициент сопротивления перемещению стружки;

ρ - плотность стружки;

g - ускорение свободного падения;

S - площа поперечного сечення паза;

L - довжина тіла волочення.

Площа поперечного сечення паза

$$S = d \cdot c. \quad (2)$$

С учетом (2)

$$F_f = f \cdot \rho \cdot g \cdot d \cdot c \cdot L. \quad (3)$$

Сила сопро­тив­ле­ния перемещению стружки по боковым граням равна

$$F_a = 2 \cdot f \cdot S_a \cdot L^{-1} \int_0^L p_a(x) dx,$$

где S_a - площадь боковой поверхности паза.

$$S_a = L \cdot c.$$

Тогда

$$F_a = 2 \cdot f \cdot c \int_0^L p_a(x) dx. \quad (4)$$

Боковое давление в транспортируемом теле волочения

$$p_a = p_i \cdot n_a, \quad (5)$$

где p_i - нормальное давление в транспортируемом теле волочения;

n_a - коэффициент бокового давления.

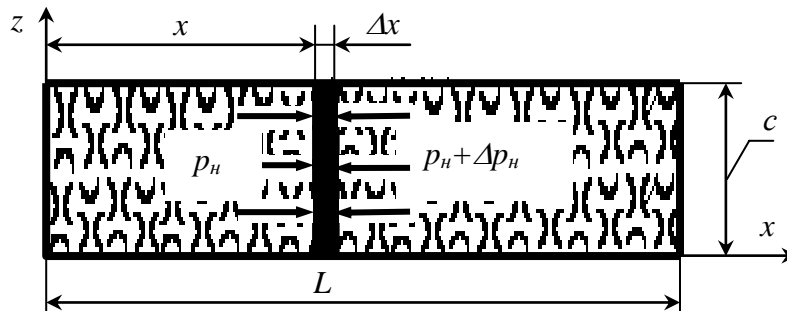


Рис. 2 - Расчетная схема для определения бокового давления

В соответствии с (5)

$$p_i = p_a \cdot n_a^{-1}. \quad (6)$$

Расчетная схема для определения p_σ представлена на рис. 2. На расстоянии x от начала координат выделим элементарный слой толщиной Δx .

Уравнение равновесия выделенного элементарного слоя имеет вид

$$p_i \cdot S(x) + F_{\bar{n}\bar{e}} = (p_i + \Delta p_i) \cdot S(x), \quad (7)$$

где $S(x)$ - площадь поперечного сечения элементарного слоя;

$F_{\bar{n}\bar{e}}$ - сила сопро­тив­ле­ния перемещению элементарного слоя;

Δp_i - прирост нормального давления.

Сила сопро­тив­ле­ния перемещению элементарного слоя равна

$$F_{\bar{n}\bar{e}} = F_{\bar{n}\bar{e}}^i + F_{\bar{n}\bar{e}}^a, \quad (8)$$

где $F_{\bar{n}\bar{e}}^i, F_{\bar{n}\bar{e}}^a$ - соответственно сила сопро­тив­ле­ния перемещению элементарного слоя по нижней и боковым поверхностям паза.

$$F_{\tilde{n}\tilde{e}}^i = f \cdot \rho \cdot g \cdot c \cdot d \cdot \Delta x. \quad (9)$$

$$F_{\tilde{n}\tilde{e}}^a = 2 \cdot f \cdot c \cdot \Delta x \cdot p_a. \quad (10)$$

Подставляя (9, 10) в (8), получаем

$$F_{\tilde{n}\tilde{e}} = f \cdot \rho \cdot g \cdot c \cdot d \cdot \Delta x + 2 \cdot f \cdot c \cdot \Delta x \cdot p_a. \quad (11)$$

Подставляя (6 и 11) в (7), получаем

$$p_a \cdot n_a^{-1} \cdot c \cdot d + f \cdot g \cdot \rho \cdot c \cdot d \cdot \Delta x + 2f \cdot c \cdot \Delta x \cdot p_a = p_a \cdot n_a^{-1} \cdot c \cdot d + \Delta p_a \cdot n_a^{-1} \cdot c \cdot d. \quad (12)$$

После некоторых преобразований зависимость (12) принимает вид

$$\Delta x [f \cdot g \cdot \rho \cdot c \cdot d + 2f \cdot c \cdot p_a] = \Delta p_a \cdot n_a^{-1} \cdot c \cdot d. \quad (13)$$

Заменяя Δx на dx , Δp на dp и выполнив ряд преобразований, выражение (13) приводится к виду

$$\frac{dx}{dp_a} \cdot \left[n_a \cdot f \cdot \rho \cdot g + \frac{2 \cdot f \cdot n_a \cdot p_a}{d} \right] = 1. \quad (14)$$

Выполнив замену $m = \frac{2f \cdot n_a}{d}$, получаем уравнение

$$dx = dp_a (n_a \cdot f \cdot \rho \cdot g + mp_a)^{-1}.$$

Решением этого уравнения является выражение

$$p_a = n_a \cdot f \cdot \rho \cdot g \cdot m^{-1} \cdot (e^{mx} - 1). \quad (15)$$

Подставляя (15) в (4), соответственно получаем

$$F_a = 2f \cdot c \cdot n_a \cdot f \cdot \rho \cdot g \cdot m^{-1} \cdot \int_0^L (e^{mx} - 1) dx. \quad (16)$$

Подставив результаты интегрирования выражения (16) в (1) и выполнив некоторые преобразования получаем

$$\Sigma F_i = f \cdot \rho \cdot g \cdot d \cdot c \cdot L \cdot e^{[2f \cdot n_a \cdot d^{-1}]L}. \quad (17)$$

Из анализа графической интерпретации зависимости (17), представленной на рис. 3, 4, следует:

1. Изменение силы ΣF_i по длине тела волочения L имеет экспоненциальный характер.

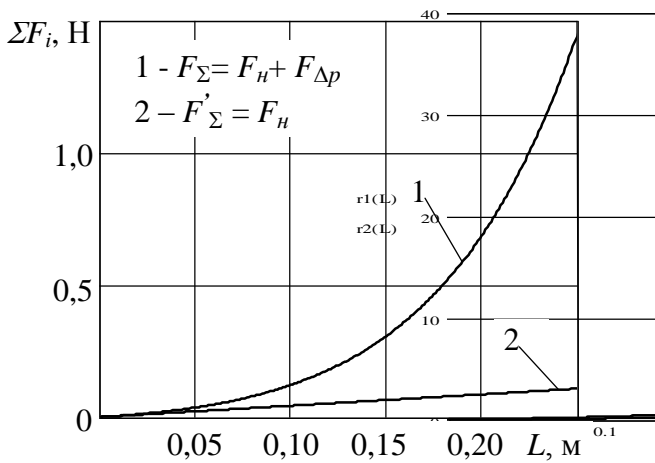


Рис. 3. - Зависимость силы ΣF_i сопротивления перемещению тела волочения от его длины L ($d = 10$ мм)

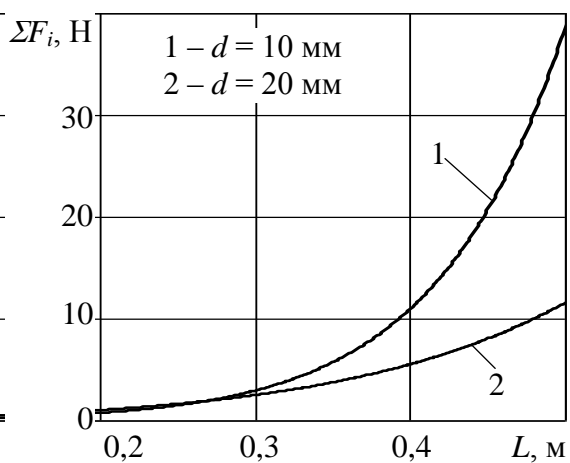


Рис. 4. - Зависимость силы ΣF_i сопротивления перемещению тела волочения от его длины L

2. Значение силы ΣF_i в преобладающей степени определяется не F_i , обусловленной массой тела волочения (кривая 2, рис. 3), а приростом сил бокового давления $F_{\Delta p}$ в связи с возрастанием длины тела (кривая 1, рис. 3, 4). Причем с увеличением длины тела волочения разница между значениями сил F_i и F_{Σ} существенно возрастает. Так, на длине тела 0,1 м сила $F_{\Sigma} = 0,12$ Н, $F_i = 0,04$ Н (33% от F_{Σ}), а на длине 0,15 м $F_{\Sigma} = 0,3$ Н и $F_i = 0,06$ Н (20% от F_{Σ}).

3. Преобладающее значение прироста сил бокового давления с возрастанием длины тела волочения обуславливает более интенсивное возрастание силы сопротивления перемещению для пазов меньшего размера по сравнению с пазами большего размера (рис. 4). Так, на длине тела волочения 0,3 м сила $\Sigma F_i^{(d=20)} = 2,6$ Н, $\Sigma F_i^{(d=10)} = 3,25$ Н (125 % от $\Sigma F_i^{(d=20)}$), а на длине 0,5 м $\Sigma F_i^{(d=20)} = 11,6$ Н, $\Sigma F_i^{(d=10)} = 39$ Н (336 % от $\Sigma F_i^{(d=20)}$).

4. Для минимизации параметров устройств удаления стружки необходимо стремиться к удалению тела волочения минимально возможной длины.

Выводы

1. Составлена физическая модель процесса удаления стружки в виде тела волочения, образованного стружкой, находящейся в состоянии квазистационарного равновесия под действием приложенных сил.

2. Разработана математическая модель, ориентированная на определение и оптимизацию конструктивных и режимных параметров устройств удаления стружки.

Перечень источников литературы: 1. Нечепав В.Г. Разработка математической модели удаления стружки напорными струями СОТС при фрезеровании Т-образных пазов / В.Г. Нечепав, А.Н. Гнисько // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: международный сб. научных трудов. – Донецк: ДонГТУ, 2002. – Вып. 21. – С. 146-150. 2. Нечепав В.Г. Определение силы принудительного воздействия для удаления стружки при фрезеровании пазов типа «ласточкин хвост» / В.Г. Нечепав, А.Н. Гнисько // Резание и инструмент в технологических системах: межд. научн.-техн. сборник. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2008. – Вып. 74. – С. 213-219.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СИЛЫ ПРИНУДИТЕЛЬНОГО УДАЛЕНИЯ СТРУЖКИ ПРИ
ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПАЗОВ

Нечепаяев В.Г., Гнитько А.Н., Харламов С.Ю.

Разработана физическая модель процесса удаления стружки при фрезеровании прямоугольных пазов. Разработана математическая модель перемещения тела волочения по прямоугольному пазу. При ее создании использованы методы дифференциального и интегрального исчисления.

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ ПРИМУСОВОГО ВИДАЛЕННЯ СТРУЖКИ ПРИ
ФРЕЗЕРУВАННІ ПРЯМОКУТНИХ ПАЗІВ

Нечепасєв В.Г., Гнитько О.М., Харламов С.Ю.

Розроблена фізична модель процесу видалення стружки при фрезеруванні прямокутних пазів. Розроблена математична модель переміщення тіла волочіння по прямокутному пазу. При її створенні використані методи диференціального й інтегрального числення.

DETERMINATION OF FORCES CHIP EVACUATION WHEN MILLING
RECTANGULAR GROOVES

Nechepaev V.G., Gnitko O.M., Harlamov S.U.

A physical model of the process of chip removal when milling rectangular grooves. A mathematical model of the movement of the body drawing of a rectangular slot. When you create it used methods of differential and integral calculus.

Ключевые слова: Прямоугольный паз, стружка, тело волочения, сила принудительного воздействия

Ключові слова: Прямокутний паз, стружка, тіло волочіння, сила примусового впливу

Key words: A rectangular groove, shaving, body drawing, strength of the forcing

**Волкогон В.М.¹, Антонюк В.С.², Аврамчук С.К.¹, Котляр Д.А.¹,
Федоран Ю.А.¹**

¹Институт проблем материаловедения НАН Украины;

²Национальный технический университет Украины «КПИ»,
г. Киев, Украина

ШЛИФОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ НА ОСНОВЕ ГЕКСАНИТА – А

Как известно, большая часть работы, затрачиваемой в процессе шлифования, преобразуется в тепло, которое, распространяясь в глубь обрабатываемой детали, создает значительный термоградиент по ее объему. При этом на поверхности качественных марок конструкционных и инструментальных сталей, особенно чувствительных к термическим нагрузкам, возникают напряжения растяжения и даже прижоги, т.е. дефекты, способствующие разрушению объектов обработки. В этой связи проведены исследования тепловых явлений, имеющих место в процессе шлифования ряда инструментальных сталей кругами на основе гексанита-А, что позволяет оценить его эксплуатационные свойства [1].

Для решения большинства теплофизических задач, возникающих при резании и шлифовании металлов можно воспользоваться методом суммирования множества единичных источников тепла, приняв ряд допущений [2]:

- выделившееся тепло распределяется между контактирующими телами согласно отношению их теплофизических параметров, которые принимаются не зависящими от температуры;
- деталь представляется полубесконечным телом со свойствами, не зависящими от температуры;
- боковые поверхности детали, являясь адиабатическими поверхностями, не обмениваются теплом с окружающей средой;
- интенсивность теплового потока равномерно распределена по прямоугольной площади контакта.

В предложенной расчетной схеме с учетом сделанных допущений контакт взаимодействующих тел при плоском шлифовании определяли по формуле:

$$l = \left(1 + \frac{V_{\partial}}{60V_{кр}}\right) \sqrt{Dt} \quad (1)$$

где l - длина контакта, м; V_{∂} - скорость подачи детали, м/мин; $V_{кр}$ - скорость вращения абразивного круга, м/мин; D - диаметр инструмента, м; t - глубина шлифования, м.

Ввиду малой, для рассматриваемого процесса, величины отношения $(V_{\partial}/60V_{кр})$ можно принять $l = \sqrt{Dt}$, тем более, что диаметр круга (200мм) значительно больше длины обрабатываемой детали – пластины и вносимая при таком упрощении формулы (1) погрешность не превышает 1%.

Зона контакта представляет собой суммарную площадь пятен фактического контакта, т.е. является дискретной. Отдельные контактирующие частицы поверхности круга и обрабатываемой поверхности (зерна гексанита-А, связка, неровности) вступают во взаимодействие друг с другом с мгновенными значениями силы резания. Произведение последней на путь, пройденный контактирующей частицей, определяет работу, большая часть которой переходит в тепло.

Поскольку мы фиксируем усредненные интегральные значения этих сил, а температура в зоне контакта является их функцией, то не внося большой погрешности, можно в нашем расчете заменить множество истинных источников тепла с их температурой в каждой точке контакта некоторой усредненной температурой, величина которой постоянна на поверхности контакта.

Таким образом, проведенное сопоставление и анализ расчетной схемы и реального процесса плоского шлифования не выявили существенных расхождений между ними, что гарантирует достоверность результатов проводимого расчета.

Для расчета температурного поля детали принимаем тепловую схему поверхностно-полосового источника [1]. В этом случае тепловое поле описывается уравнением:

$$T = \frac{q^i}{2\pi\lambda\tau} \exp\left[-\frac{(x-x')^2 + (z-z')^2}{4a\tau}\right] \quad (2)$$

где q^i - плотность теплового потока,

$$q^i = qdz'd\tau \quad (3)$$

здесь q - линейная плотность источника.

Температурное поле в рассматриваемый момент времени определится суммированием количества тепла, выделяемого мгновенными линейными источниками на прямых, параллельных оси z с координатами $z - V\tau$.

$$T = \frac{q}{2\pi\lambda} \int_0^{2h} dz' \int_0^\infty \frac{d\tau}{\tau} \exp\left[-\frac{(z-z'+V\tau)^2 + x^2}{4a\tau}\right] \quad (4)$$

Введем безразмерные координаты:

$$Z = \frac{V_{уз\partial}}{2a} z; X = \frac{V_{уз\partial}}{2a} x; H = \frac{V_{уз\partial}}{2a} h$$

Тогда формула (4) будет иметь вид:

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_{уз\partial}} \int_{Z-H}^{Z+H} e^{-\xi} K_0(X^2 + \xi^2)^{1/2} d\xi \quad (5)$$

где ξ -переменная интегрирования, K_0 - модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка.

Вводя обозначение:

$$\theta = \int_{Z-H}^{Z+H} e^{-\xi} K_0(X^2 + \xi^2)^{1/2} d\xi = I(Z+H) - I(Z-H)$$

где θ -безразмерная температура, I - значения определенного интеграла по верхнему и нижнему пределам - механический эквивалент работы; значения этой функции для рассматриваемого случая протабулированы с достаточной степенью точности в работе [1].

Можно формулу (5) представить в виде:

$$T = \frac{2qa}{\pi\lambda V_0} \theta \quad (6)$$

Средняя интенсивность теплового потока q с учетом формулы (5), определяется по формуле:

$$q = \frac{Q}{S} \psi = \frac{P_z V_{кр} 1000}{SI} \psi \quad (7)$$

где Q - общий тепловой поток; S - площадь пятна контакта; ψ - коэффициент, определяющий часть работы, переходящей в теплоту, по данным [1], $\psi \sim 0,8$.

Величина P_z определялась на основании измерений эффективной мощности шлифования:

$$P_z = \frac{N_{эф} 102}{V_{кр}} \quad (8)$$

Площадь пятна контакта при плоском шлифовании периферией круга шириной B и поперечной подачей S_n определяется формулой:

$$S = \sqrt{Dt} \left(\frac{B + S_n}{2} \right), \quad (9)$$

Исходя из того, что тепловой поток при шлифовании распределяется между кругом, деталью и стружкой, в формулу (5) следует ввести коэффициент (ω_d), характеризующий долю тепла, поглощаемого деталью. По данным [1], для кругов на органической связке $\omega_d \sim 0,8$.

С учетом зависимостей (7–9) и некоторых преобразований формула (5) будет иметь вид:

$$T = \frac{408a\omega_d N_{эф} \psi}{\pi \lambda V_o \sqrt{Dt} I (B + S_n)} \theta \quad (10)$$

Таким образом, получена пространственно-временная функциональная зависимость, описывающая температурное поле обрабатываемой детали посредством ряда размерных параметров абразивного круга и технологических параметров самого процесса шлифования.

Исходные параметры для расчетной зависимости (10) определяли в процессе экспериментальных исследований по шлифованию пластин из инструментальной стали Р6М5 (HRC 61-63), кругами на основе гексанита-А (12А2 200х10х5х32, ГА 315/250, 100%).

При этом последовательно варьировались: связка кругов; зернистость абразива режимы шлифования. Скорость вращения круга $V_{кр}$ вариировали от 18 до 36 м/сек, глубину резания t от 0,01 до 0,07 мм, при этом продольная подача S_{np} составляла 10 м/мин, а поперечная – $S_{non} = 5$ мм/ход.

В таблице 1 приведены экспериментальные данные эффективной мощности шлифования и максимальной температуры в зоне контакта в зависимости от марки связки кругов.

Таблица 1

Влияние марки связки кругов на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта.

Характеристика круга	Обрабатываемый материал	Режим шлифования				$N_{эф}$, Вт	$T^{\circ}\text{C}$
		$V_{кр}$, м/с	V_o , м/мин	S_{non} , мм/с	t , мм		
ГА-315/250 Б156-100	Сталь Р6М5	18	10	0,5	0,05	310	780
ГА-315/250 Б1-100	«	«	«	«	«	210	700
ГА-315/250 01-100	«	«	«	«	«	200	470
ГА-315/250 БСТ-100	«	«	«	«	«	170	380

Как показали экспериментальные исследования круги на стандартных связках значительно уступают по эксплуатационным показателям кругам на специально разработанных, с учетом специфических свойств гексанита-А, связках 01 и БСТ.

Таблица 2

Влияние зернистости круга на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта при обработке стали Р6М5.

Характеристика круга	Режим шлифования				$N_{эф}$, Вт	$T^{\circ}\text{C}$
	$V_{кр}$, мм/с	V_o , м/мин	S_{non} , мм/ход	t , мм		
ГА-125/100 БСТ-100	36	10	0,5	0,05	325	230
ГА-160/125 БСТ-100	«	«	«	«	260	180
ГА-200/160 БСТ-100	«	«	«	«	213	150
ГА-250/200 БСТ-100	«	«	«	«	180	148
ГА-315/250 БСТ 100	«	«	«	«	170	120
ГА-400/315 БСТ-100	«	«	«	«	160	115
ГА-500/400 БСТ-100	«	«	«	«	160	113

Снижение эффективной мощности шлифования и максимальной температуры в зоне контакта можно объяснить введением в состав связки поверхностно-активных веществ и антифрикционных присадок, которые значительно снижают трение, а следовательно, и выделение тепла в зоне шлифования.

В таблице 2 приведены экспериментальные данные влияния кругов с различной зернистостью на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта.

Как свидетельствуют экспериментальные данные круги из гексанита-А на связке БСТ показали лучшие результаты.

Результаты экспериментальных исследований влияния глубины шлифования стали Р6М5 кругами 12А2 200х10х5х32, ГА-315/250 БСТ-100 на эффективную мощность шлифования при различной зернистости гексанита-А представлены на рис. 1, а на рис.2 – максимальная температура в зоне контакта. Режимы обработки: глубина резания t варьировалась от 0,01 до 0,07 мм при скорости вращения круга $V_{кр} = 18$ м/сек, продольной подаче $S_{пр} = 10$ м/мин, а поперечной – $S_{поп} = 5$ мм/ход. Обработка велась без СОТС.

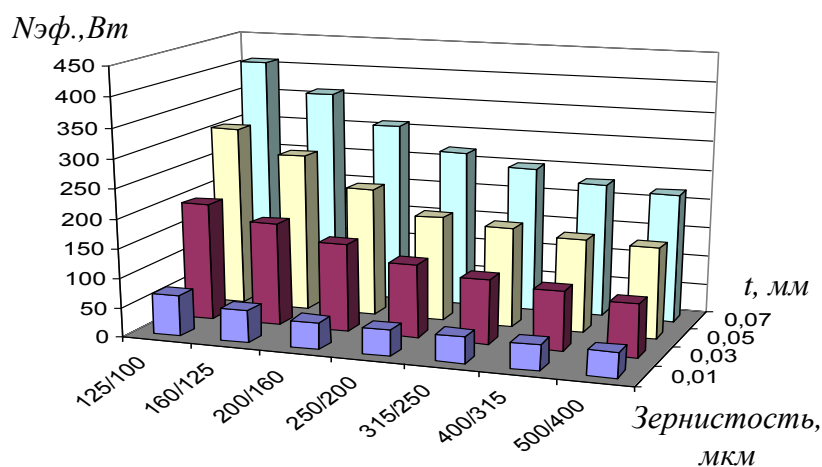


Рис. 1- Влияние глубины шлифования на эффективную мощность шлифования при различной зернистости гексанита-А.

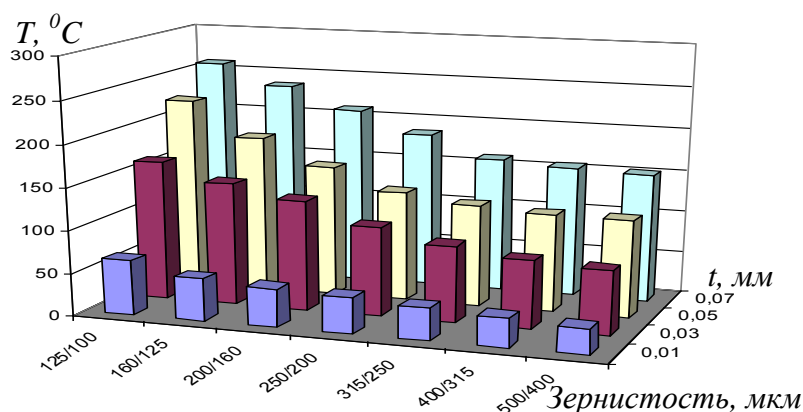


Рис. 2 - Влияние глубины шлифования на максимальную температуру в зоне контакта при различной зернистости гексанита-А.

Исследования свидетельствуют о существенном влиянии зернистости гексанита-А на работоспособность кругов. Можно предположить, что на основные параметры – эффективную мощность и температуру шлифования в зависимости от зернистости абразива действуют два взаимно противоположных фактора. С одной стороны, с возрастанием

зернистости абразива увеличиваются радиусы закругления режущих кромок зерен, а также углы их заострения, в результате чего мощность и температура шлифования должны возрастать. С другой стороны, при работе мелкозернистыми кругами каждое зерно является мгновенным источником тепла, а поскольку число рабочих зерен велико, то их суммарное тепловыделение выше и, следовательно, выше будет температура шлифования и мощность. В то же время с ростом зернистости и уменьшением числа рабочих зерен увеличивается доля трения связки и ее фрикционные свойства оказывают существенное влияние на работоспособность инструмента. Именно преобладающим влиянием последнего фактора на процесс шлифования можно объяснить наблюдаемое снижение мощности и контактной температуры при увеличении зернистости гексанида-А кругов на связке БСТ, в состав которой введены антифрикционные присадки (рис. 2).

Результаты исследований влияния зернистости гексанида-А на эффективную мощность в зависимости от глубины шлифования представлены на рис. 3. Режимы обработки: $V_{кр} = 18$ м/сек, $S_{np} = 10$ м/мин, $S_{non} = 5$ мм/ход, $t = 0,05$ мм, без СОТС). С увеличением глубины шлифования мощность возрастает пропорционально для всех исследованных зернистостей абразива. Можно отметить, что с увеличением размера зерен гексанида-А в инструменте наблюдается некоторое снижение величин исследуемых параметров процесса, что свидетельствует о принципиальной возможности существенного повышения производительности обработки за счет увеличения глубины резания при условии использования абразивных зерен гексанида-А больших размеров.

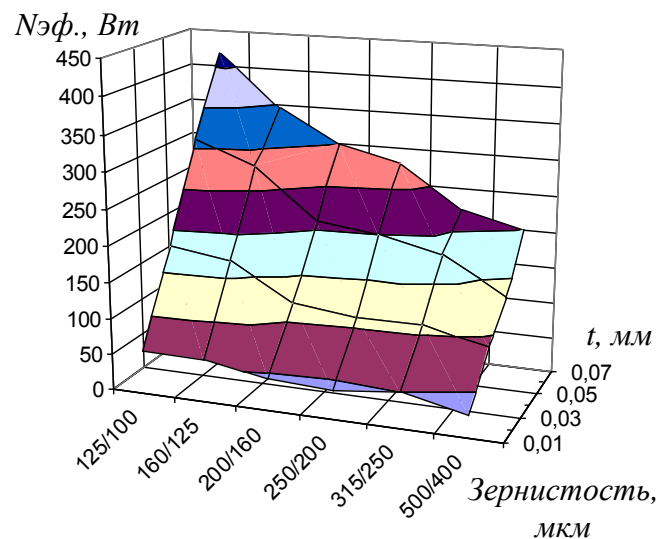


Рис. 3 - Влияние зернистости гексанида-А на эффективную мощность шлифования – $N_{эф}$ при различной глубине шлифования – t .

Расчетные кривые распределения температуры по объему пластины из стали Р6М5 в процессе шлифования ее гексанидовым кругом ГА 250/200 БСТ-1-100 диаметром 200 мм представлены на рис.4.

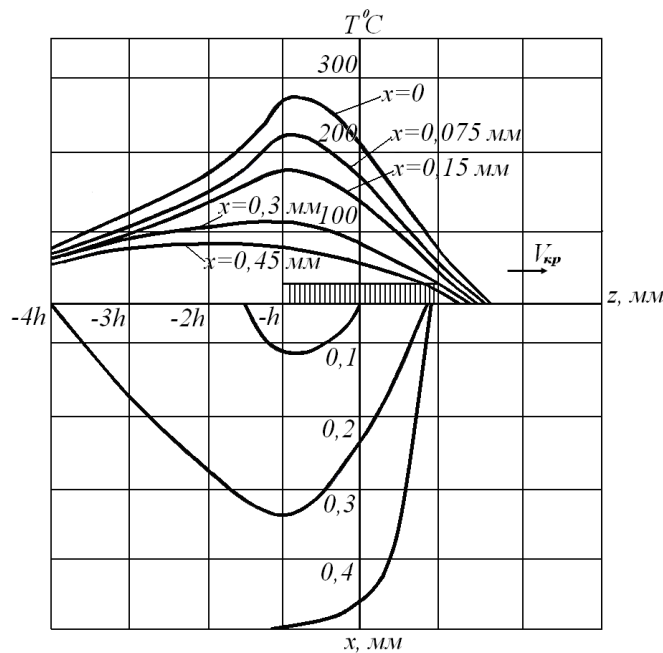


Рис. 4 - Расчетные кривые распределения температуры по объему пластины из стали X12M при шлифовании гексанитовым кругом 12A2 200x10x5x32, ГА 250/200 БСТ-1, 100%.

Распределение температуры дано в продольной нормально секущей плоскости, проходящей через середину детали. Кривые изменения температур в объеме детали можно условно разбить на три характерные зоны:

- а) незначительное повышение температуры перед приближающимся источником тепла - кругом;
- б) интенсивного роста температуры под источником;
- в) резкого снижения температуры после прохождения источника.

Поверхностный слой металла нагрет наиболее неравномерно: наибольшая температура возникает в зоне контакта с кругом ближе к заднему срезу; по мере удаления от поверхности в глубь детали зона максимальной температуры все более смещается к заднему срезу источника и на некоторой глубине может выходить за пределы проекции площади контакта.

Кривые, характеризующие более глубокие слои металла, более пологи, что свидетельствует об уменьшении скорости и неравномерности нагрева и охлаждения глубинных слоев обрабатываемой детали.

Выводы

В результате исследований процесса шлифования абразивными кругами из гексанита-А 12A2 200x10x5x32 стали Р6М5 получена пространственно-временная функциональная зависимость, описывающая температурное поле детали посредством ряда различных параметров круга и параметров самого процесса шлифования. Установлено, что круги на специальных связках 01 и БСТ имеют значительно более высокие эксплуатационные характеристики при этом снижение мощности шлифования и контактной температуры происходит, как за счет увеличения размера абразивного зерна, так и за счет наличия в связках антифрикционных присадок. Шлифование такими кругами обеспечивает снижение уровня термических напряжений и дает возможность расширить области бездефектного шлифования для различных сталей в сторону увеличения скоростей обработки и существенно повысить производительность за счет увеличения глубины резания.

Перечень источников литературы: 1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управлением качеством поверхности. - М.: Машиностроение. 1978. - 168с. 2. Карелю К., Егер Д. Теплопроводность твердых тел.- М.: Наука, 1964.- 487с.

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

ШЛІФУВАННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНИХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНИЙ ІНСТРУМЕНТ НА ОСНОВІ ГЕКСАНІТА - А

Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Котляр Д.А., Федоран Ю.А.

Представлені результати досліджень процесу шліфування інструментальних сталей інструментом на основі гексаніта-А. Розглянуто впливу зернистості абразиву і зв'язки кола на ефективну потужність шліфування і максимальну температуру в зоні контакту при обробці інструментальної сталі Р6М5.

ШЛИФОВАНИЕ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ СТАЛЕЙ АБРАЗИВНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ НА ОСНОВЕ ГЕКСАНИТА – А

Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Котляр Д.А., Федоран Ю.А.

Представлены результаты исследований процесса шлифования инструментальных сталей инструментом на основе гексанита-А. Рассмотрено влияния зернистости абразива и связки круга на эффективную мощность шлифования и максимальную температуру в зоне контакта при обработке инструментальной стали Р6М5.

GRINDING TOOL STEEL ABRASIVE TOOL BASED ON GEKSANITA - A

Volkogon VM, Antoniuk VS Avramchuk SK, Kotlyar, DA, Y. Fedoran

The results of the research process of grinding tool steels based tool geksanita-A. The effect of abrasive grit and ligaments in the range of effective power sanding and maximum temperature in the contact zone in the processing of tool steel Р6М5.

Ключевые слова: шлифование, сталь, инструмент, гексанит, зернистость, связка, температура, контакт.

Ключові слова: шліфування, сталь, інструмент, гексані, зернистість, зв'язка, температура, контакт.

Key words: sand, steel, tools, hexane, grain, bond, temperature, contact.

УДК 621.923:621.90.17

Стреляная Ю.О., Новиков П.А., Братан С.М.

СевНТУ, г. Севастополь, Украина

tm@sevntu.com.ua

СТОХАСТИЧЕСКАЯ ДИАГНОСТИКА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Введение

Современное состояние экономики выдвигает на передний план проблемы, связанные с выпуском конкурентоспособной продукции машиностроения [1,2]. В свою очередь, высокий уровень требований к современным машинам обусловил ряд проблем, связанных с технологией обработки деталей машин. Повышение физико-механических характеристик прочности, твердости и износостойкости конструкционных материалов определило общую тенденцию к снижению их обрабатываемости, что приводит к повышенному износу инструмента, увеличению усилий, деформаций и температуры резания, а следовательно - к снижению точности обработки и качества обработанных поверхностей. Множество проблем обусловлено конструктивными особенностями деталей машин. Постоянное стремление к уменьшению материалоемкости конструкций приводит к снижению жесткости и виброустойчивости деталей в процессе обработки. Отклонения формы деталей вызывает неравномерные упругие деформации в процессе резания и соответствующие им погрешности обработки. Для этих условий особую актуальность приобретают технологии, основанные на снятии тонких стружек, что обеспечивает малые усилия резания, деформации деталей и высокую их точность.

Наличие колебаний в отклонениях расположения и шероховатости поверхности, объясняются возмущающими воздействиями в технологических процессах, вызванных нестабильностью технологической системы [3]. То есть нестабильность параметров деталей определяется воздействием в процессе их производства на технологическую систему (ТС) изменяющихся внешних факторов, часть из которых неизвестна и не контролируется в процессе обработки [2, 4].

Общие проблемы обработки изначально усугубляются в процессе получения точных поверхностей, что связано с неблагоприятными условиями резания и уменьшением жесткости инструмента.

Широкое применение операции точения обусловлено тем, что она позволяет обеспечивать высокую производительности и точность размеров и формы деталей с одной стороны. С другой стороны отсутствие динамических моделей учитывающих влияние внешних возмущений на динамику процесса приводит к неэффективному использованию современного оборудования и ограничивает его возможности.

В современных условиях порядка 15...20% чистовых операций осуществляется методами точения [1]. Это определяет актуальность дальнейшего совершенствования таких операций. Задача повышения их производительности при обеспечении стабильности требуемых параметров качества требует учета влияния возмущающих факторов в ходе протекания технологического процесса.

В настоящее время чистовое точение осуществляется с применением традиционных методов, не в полной мере учитывающих влияние случайных факторов, снижающих стабильность показателей качества производимых изделий. Для стабилизации показателей качества технологические режимы назначаются исходя из неблагоприятных условий, например, возобновление режущих свойств изношенного инструмента или его смена производятся значительно раньше, чем того требует его действительное состояние. При прогнозировании состояния ТС используются традиционные детерминированные модели протекания технологического процесса (ТП), осуществляемые с применением традиционных режимов резания, способов диагностики и управления. [2].

Вместе с тем, процессы чистового точения имеют сложную стохастическую природу, что приводит к разбросу показателей качества изделий и не позволяет использовать все возможности метода.

Основная часть

Таким образом, для процессов чистовой обработки возникает задача диагностики – необходимость определения в процессе обработки ряда параметров технологической системы (ТС) в том числе и недоступных непосредственному измерению, что является целью данной статьи. К таким параметрам относится, например, фактическая глубина резания. Задача ее оценки может быть решена с использованием теории динамических наблюдателей [6] имеющих структуру, приведенную на рисунке 1.

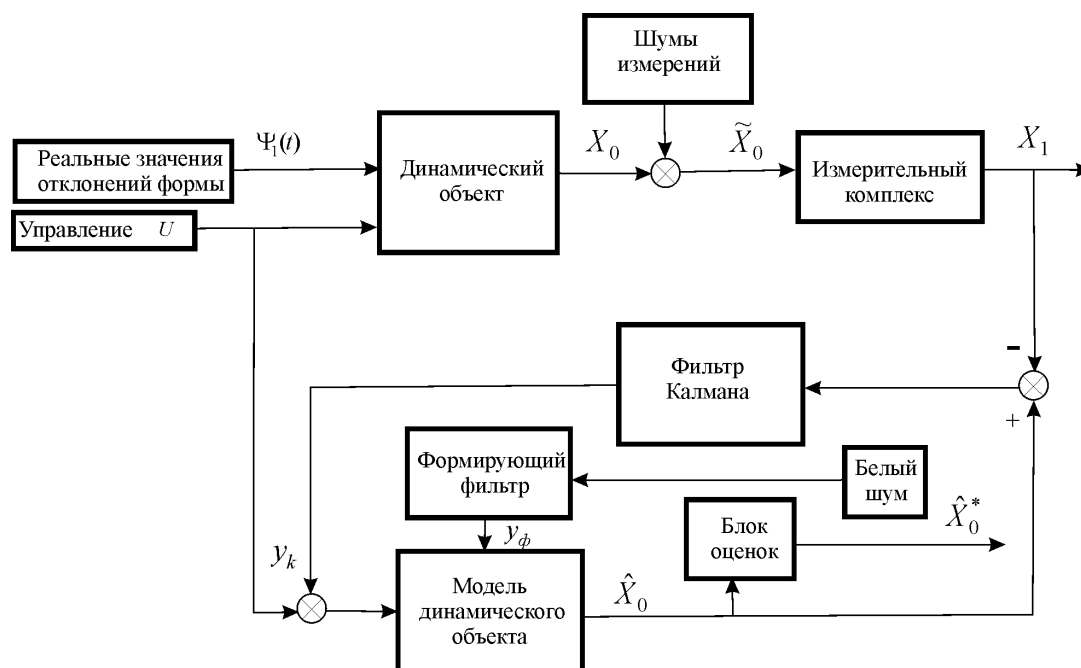


Рис. 1 – Схема стохастической диагностики

Для этого необходимо математическое описание процесса характеризующего динамику взаимодействия лезвия резца и заготовки.

Взаимодействующие инструмент и заготовка в первую очередь характеризуются параметрами формы, взаимным положением, упругими, демпфирующими и другими свойствами технологической системы [5].

В качестве математической модели заготовки рассматривается вращающийся диск, а при ее одномерном представлении – вращающаяся окружность. Заготовка характеризуется отклонениями формы и дисбаланс, которыми обычно и объясняют появление периодически изменяющихся сил, возникающих при точении. Инструмент в процессе работы изнашивается, совершает закономерные и случайные колебания, амплитуда, частота и фаза которых изменяются за период стойкости инструмента, что приводит к изменению качества поверхности детали.

Для процесса точения расчетная схема взаимодействия имеет вид, представленный на рисунке 2.

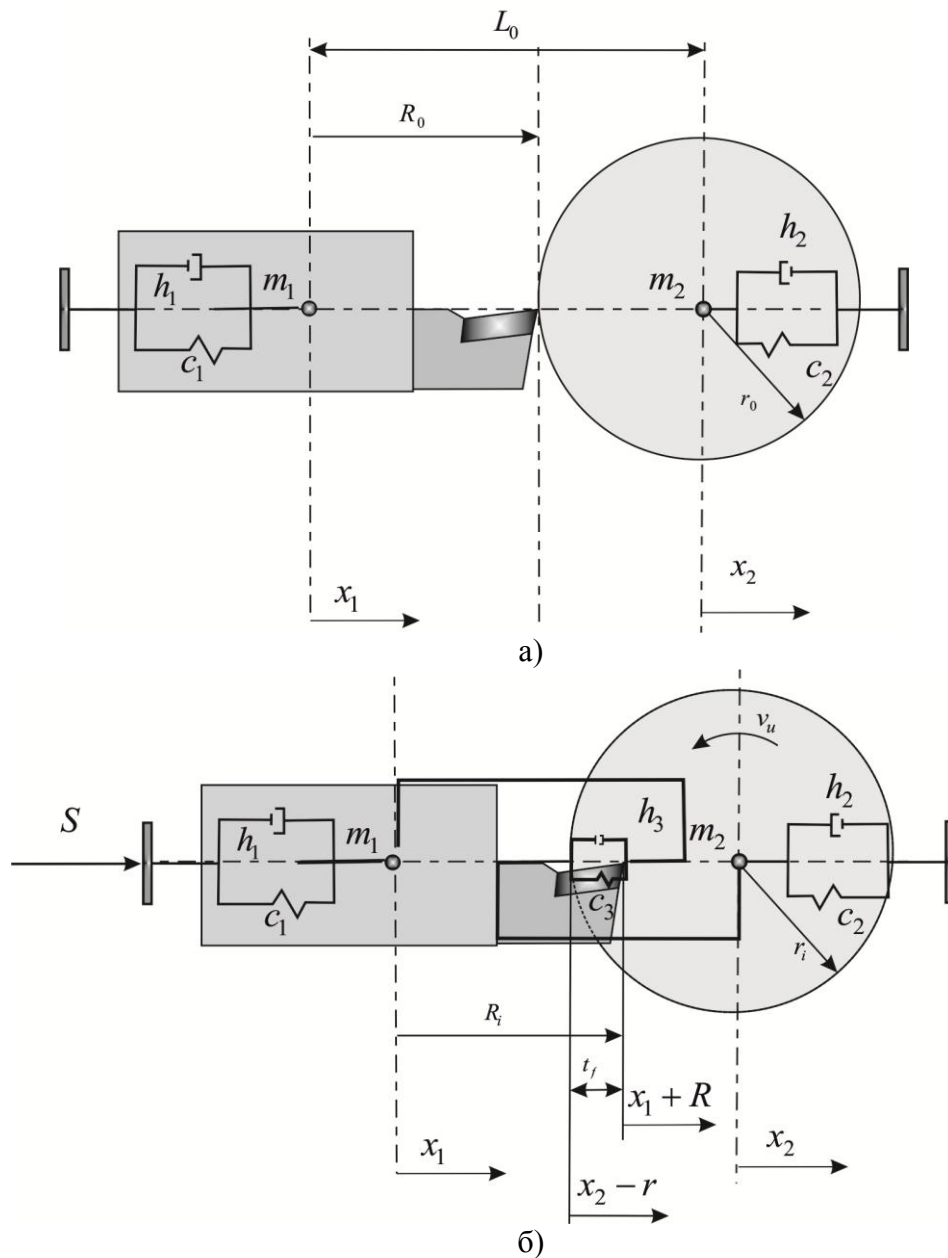


Рис. 2 – Эквивалентная схема динамической системы процесса точения

На основе принципа возможных перемещений, для системы рис.2, построена ее модель в виде совокупности дифференциальных уравнений, характеризующих динамику перемещений центров приведенных масс инструмента и заготовки и изменения фактической глубины резания в процессе чистового точения:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1 \dot{x}_1 + c_1 x_1 + h_3 \dot{t}_f + c_3 t_f - h_1 S - c_1 S = 0 \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2 \dot{x}_2 + c_2 x_2 - h_3 \dot{t}_f - c_3 t_f = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где m_1 – приведенная масса инструмента с поперечным суппортом, m_2 – приведенные массы заготовки со шпинделем и задним центром; h_i – коэффициент сопротивления i – того звена; c_i – коэффициент жесткости i – того звена; x_1 и x_2 – координаты центров масс инструмента и заготовки соответственно; s – путь, пройденный механизмом подачи за время t ; t_f – фактическая глубина резания.

Фактическая глубина резания (размер зоны контакта заготовки с инструментом по вектору перемещения S), согласно рис. 2б, определяется

$$t_f = R + r - L,$$

где $R = R_0 + \Delta R$ – текущий координата положения режущей кромки инструмента с учетом его износа и отклонений формы ΔR ; $r = r_0 + \Delta r$ – текущий радиус-вектор заготовки с учетом съема материала и отклонений формы Δr ; $L = L_0 + \Delta L = L_0 + x_2 - x_1$ – текущее расстояние между центрами масс.

С учетом полученного определения t_f и ее составляющих элементов система (1) записывается

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1(\dot{x}_1 - S) + h_3(\dot{R} + \dot{r} - \dot{x}_2 + \dot{x}_1) + \\ + c_1(x_1 - S) + c_3(R_0 + \Delta R + r_0 + \Delta r - L_0 - x_2 + x_1) = 0 \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2\dot{x}_2 + c_2x_2 - h_3(\dot{R} + \dot{r} - \dot{x}_2 + \dot{x}_1) - \\ - c_3(R_0 + \Delta R + r_0 + \Delta r - L_0 - x_2 + x_1) = 0 \end{cases} \quad (2)$$

Для исходного положения заготовки, рис. 2 а, в момент начала ее контакта с инструментом ($L_0 = R_0 + r_0$; $S_0 = 0$; $x_{10} = 0$; $x_{20} = 0$; $t_f = 0$) система уравнений (2) в отклонениях записывается:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x}_1 + h_1\dot{x}_1 + c_1x_1 + h_3(\dot{x}_1 + \dot{R}) + c_3(x_1 + \Delta R) - \\ - h_3(\dot{x}_2 - \dot{r}) - c_3(x_2 - \Delta r) - h_1\dot{S} - c_1S = 0, \\ m_2 \ddot{x}_2 + h_2\dot{x}_2 + c_2x_2 + h_3(\dot{x}_2 - \dot{r}) + c_3(x_2 - \Delta r) - \\ - h_3(\dot{x}_1 + \dot{R}) - c_3(x_1 + \Delta R) = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Вследствие перемещения инструмента в радиальном направлении и вращения заготовки вариации геометрических размеров имеют периодический или почти периодический характер, что и объясняет появление внутренних возбуждающих сил, в существенной степени определяющих динамику процесса чистового точения. Для дальнейшего анализа динамическую систему (3) целесообразно привести к форме:

$$\begin{cases} \ddot{x}_1 = \frac{1}{m_1} [-(h_1 + h_3)\dot{x}_1 - (c_1 + c_3)x_1 + h_3\dot{x}_2 + c_3x_2] - \\ - \frac{1}{m_1} [h_3(\dot{R} + \dot{r}) + c_3(\Delta R + \Delta r)] + \frac{1}{m_1} [h_1\dot{S} + c_1S], \\ \ddot{x}_2 = \frac{1}{m_2} [-(h_2 + h_3)\dot{x}_2 - (c_2 + c_3)x_2 + h_3\dot{x}_1 + c_3x_1] + \\ + \frac{1}{m_2} [h_3(\dot{R} + \dot{r}) + c_3(\Delta R + \Delta r)], \end{cases} \quad (4)$$

Первые слагаемые правых частей соотношений (4) представляют собой компоненты с производными отклонений положения центров масс, зависящие непосредственно от внутренних обобщенных координат динамической системы (геометрических и кинематических). Вторые слагаемые – отражают влияние отклонений форм инструмента и детали. Третье слагаемое первого уравнения в системе (4) отражает воздействие пути и скорости врезания на динамическую систему.

С обозначениями

$$y_1 = x_1, \quad y_2 = \dot{y}_1 = \dot{x}_1, \quad y_3 = x_2, \quad y_4 = \dot{y}_3 = \dot{x}_2$$

система (4) может быть приведена к нормальной форме Коши [7]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \dot{y}_1 = y_2, \\ \dot{y}_2 = -\frac{1}{m_1}[(c_1 + c_3)y_1 + (h_1 + h_3)y_2 - c_3y_3 - h_3y_4] - \\ - \frac{1}{m_1}[c_3(\Delta R + \Delta r) + h_3(\dot{R} + \dot{r})] + \frac{1}{m_1}[h_1\dot{S} + c_1S], \\ \dot{y}_3 = y_4, \\ \dot{y}_4 = -\frac{1}{m_2}[(c_2 + c_3)y_3 + (h_2 + h_3)y_4 - c_3y_1 - h_3y_2] + \\ + \frac{1}{m_2}[c_3(\Delta R + \Delta r) + h_3(\dot{R} + \dot{r})], \end{array} \right. ,$$

и записана в матричном виде :

$$\dot{Y}_0 = A_0 \cdot Y_0 + B_0 \cdot \Psi + C_0 \cdot U, \quad (5)$$

Для решения задач моделирования динамики процесса целесообразно записать соотношение (5) совместно с уравнением наблюдений.

В матричной форме пространства состояний система приобретает вид:

$$\begin{aligned} \dot{Y}_0 &= A_0 \cdot Y_0 + B_0 \cdot \Psi + C_0 \cdot U; \\ Z_0 &= E_0 \cdot Y_0 + F_0 \cdot V_0; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \quad (6)$$

$$\text{где } \dot{Y}_0 = \begin{bmatrix} \dot{y}_1 \\ \dot{y}_2 \\ \dot{y}_3 \\ \dot{y}_4 \end{bmatrix}, Y_0 = \begin{bmatrix} y_1 \\ y_2 \\ y_3 \\ y_4 \end{bmatrix}, A_0 = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\frac{c_1 + c_3}{m_1} & -\frac{h_1 + h_3}{m_1} & \frac{c_3}{m_1} & \frac{h_3}{m_1} \\ 0 & 0 & 0 & 1 \\ \frac{c_3}{m_2} & \frac{h_3}{m_2} & -\frac{c_2 + c_3}{m_2} & -\frac{h_2 + h_3}{m_2} \end{bmatrix},$$

$$U = \begin{bmatrix} S \\ \dot{S} \end{bmatrix}, \Psi = \begin{bmatrix} \Psi_1 \\ \Psi_2 \end{bmatrix}, \Psi_1 = [\Delta R + \Delta r], \Psi_2 = [\dot{R} + \dot{r}],$$

$$B_{01} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{c_3}{m_1} \\ 0 \\ \frac{c_3}{m_2} \end{bmatrix}, B_{02} = \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{h_3}{m_1} \\ 0 \\ \frac{h_3}{m_2} \end{bmatrix}, C_0 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ \frac{c_1}{m_1} & \frac{h_1}{m_1} \\ 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{bmatrix}, B_0 = [B_{01} \quad B_{02}],$$

Y_0 – вектор (матрица-столбец), представляющая вектор состояния системы, \dot{Y}_0 – вектор производных состояний системы, A_0 – матрица, характеризующая динамические свойства системы, B_0 – матрица параметров влияния отклонений формы детали и инструмента, Ψ – вектор состояний отклонений формы детали и инструмента от номинальных параметров, C_0 – матрица управления процессом, U – вектор управляющих воздействий, связанный со скоростью перемещения инструмента.

$$E_0 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}, F_0 = \begin{bmatrix} f_{11} & f_{12} \\ f_{21} & f_{22} \end{bmatrix}, V_0 = \begin{bmatrix} v_1 \\ v_2 \end{bmatrix}, T_0 = [t_f] Q_0 = [-1 \quad 1],$$

где E_0, F_0, V_0, T_0, Q_0 – матрица состояния измерений, матрица интенсивностей шумов измерителей; матрица независимых гауссовых белых шумов измерителей единичной интенсивно-

сти, матрица глубины резания и матрица преобразования совокупных измерений соответственно.

Оцененная таким образом глубина резания t_f несвободна как от погрешностей, определяемых качеством процесса измерений шумами измерителей, так и от влияния случайных составляющих отклонений форм детали и инструмента от номинальных. Непосредственное получение скорости изменения глубины резания $\frac{dt_f}{dt}$ дифференцированием определенной в соответствии с соотношениями глубины резания t_f нецелесообразно вследствие присутствия аддитивных шумов в совокупных измерениях.

Для решения задачи определения скорости процесса резания может быть построена система наблюдений в форме фильтра Калмана [6].

Однако, непосредственное применение модели (6) при построении наблюдателя нецелесообразно вследствие необходимости дифференцирования сигнала управления и отклонений форм, что при наличии шумов в канале управления и вычислительных погрешностях при реализации дифференцирования может привести к существенным затруднениям в применении этого подхода. Это не является ни особенностью матричного представления модели, ни описания динамической системы в отклонениях, а проявляется уже в исходном представлении (3) технологической системы.

Для устранения указанного недостатка необходимо построить «уравнение восстановления», которое в случае отклонений форм будет иметь выражение:

$$X_0 = D_0 \cdot Y_0, \quad (7)$$

где D_0 – матрица, характеризующая состав оценок параметров пространства состояний и структуру их линейных комбинаций.

Если необходимы оценки всего пространства состояний, то D_0 представляет собой единичную матрицу. Введем модифицированный вектор состояния системы вида:

$$F = Y_0 - B_{02} \cdot \Psi_1, \quad (8)$$

где Y_0, B_{02}, Ψ_1 – соответствуют выражениям, представленным в зависимости (6).

Из записи соотношения (6) непосредственно следует, что $\dot{\Psi}_1 = \Psi_2$.

Из уравнения (8) следует:

$$Y_0 = F + B_{02} \cdot \Psi_1. \quad (9)$$

Известно, например [7], что для любых совместных по форме матриц $\alpha(t)$ и $\beta(t)$ справедливо соотношение $\frac{d[\alpha(t) \cdot \beta(t)]}{dt} = \alpha(t) \frac{d\beta(t)}{dt} + \beta(t) \frac{d\alpha(t)}{dt}$. Производная \dot{Y}_0 вектора состояния (9), полученная с учетом равенства (9) и приведенного выше матричного тождества, имеет вид:

$$\dot{Y}_0 = \dot{F} + B_{02} \cdot \dot{\Psi}_1 + B_{02} \cdot \Psi_2. \quad (10)$$

С раскрытием расщепленных форм, матричное уравнение (6) можно переписать в виде:

$$\dot{Y}_0 = A_0 \cdot Y_0 + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U. \quad (11)$$

Подстановка в правую часть уравнения (11) Y_0 из (8), приводит к результату:

$$\dot{Y}_0 = A_0 \cdot [F + B_{02} \cdot \Psi_1] + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U. \quad (12)$$

Из сравнения левых частей (10) и (12) следует:

$$\dot{F} + B_{02} \cdot \dot{\Psi}_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 = A_0 \cdot [F + B_{02} \cdot \Psi_1] + B_{01} \cdot \Psi_1 + B_{02} \cdot \Psi_2 + C_0 \cdot U$$

После соответствующих преобразований и группировки, можно записать модифицированное уравнение состояния, не содержащее Ψ_2 , и, следовательно, не требующее дифференцирования параметров форм Ψ_1 :

$$\dot{F} = A_0 \cdot F + [A_0 \cdot B_{02} + B_{01} - \dot{B}_{02}] \cdot \Psi_1 + C_0 \cdot U. \quad (13)$$

Сравнение уравнения (13) для модифицированного пространства состояний F и исходного соотношения (6) для пространства состояний Y_0 позволяет рассматривать коэффициент, стоящий перед матрицей Ψ_1

$$B_1 = [A_0 \cdot B_{02} + B_{01} - \dot{B}_{02}], \quad (14)$$

как модифицированную матрицу влияния отклонения формы детали и инструмента.

Если, дополнительно, параметры демпфирования зоны контакта, приведенных масс заготовки и инструмента в процессе обработки принять не зависящими от времени, то элементы матрицы \dot{B}_{02} равны нулю и выражение (14) приобретает форму:

$$B_1 = [A_0 \cdot B_{02} + B_{01}].$$

Модифицированное матричное дифференциальное уравнение пространства состояния имеет вид:

$$\dot{F} = A_0 \cdot F + B_1 \cdot \Psi_1 + C_0 \cdot U. \quad (15)$$

Как системе дифференциальных уравнений (6), так и (15) соответствуют совпадающие с точностью до обозначений Y_0, \dot{Y}_0 и F, \dot{F} системы однородных линейных дифференциальных уравнений $\dot{Y}_0 = A_0 \cdot Y_0$ и $\dot{F} = A_0 \cdot F$. Следовательно, первое уравнение системы (6) и соотношение (15) являются эквивалентными в смысле Ляпунова [7].

Оценка состояния X_0 на основе результатов моделирования модифицированной системы (15) может быть восстановлена в состояниях (7) применением к результатам (15) преобразования (11):

$$X_0 = D_0 \cdot F + D_0 \cdot B_{02} \cdot \Psi_1, \quad (16)$$

где матрицы X_0, D_0, B_{02}, Ψ_1 соответствуют матрицам, использованным в (6), а модифицированный вектор состояния F определяется (16).

Используя рассмотренный подход, представим произведение матриц $C_0 \cdot U_0$ системы (6) в виде:

$$C_0 \cdot U_0 = C_{00} \cdot S + C_{01} \cdot \dot{S},$$

где $C_{00} = \begin{bmatrix} c_1 \\ m_1 \end{bmatrix}^T, C_{01} = \begin{bmatrix} 0 & h_1 & 0 & 0 \end{bmatrix}^T,$

и перестроим модель системы (6) в форме, не требующей дифференцирования сигнала управления. При этом также необходимо преобразовать и уравнения наблюдения системы с целью восстановления состояний подлежащих контролю, что позволяет получить:

$$\begin{aligned} \dot{F} &= A_0 \cdot F + B_1 \cdot \Psi_1 + C_1 \cdot U; \\ Z_0 &= E_0 \cdot F + F_0 \cdot V_0 + D_M \cdot S; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \quad (17)$$

где матрицы $A_0, E_0, Z_0, F_0, V_0, T_0, Q_0$ совпадают с такими же матрицами в соотношениях (6),

$$F = [F_1 \quad F_2 \quad F_3 \quad F_3]^T, \dot{F} = \begin{bmatrix} \dot{F}_1 & \dot{F}_2 & \dot{F}_3 & \dot{F}_3 \end{bmatrix}^T, \\ C_1 = \begin{bmatrix} 0 & \frac{h_3 h_2}{m_1 m_2} & 0 & \frac{(h_3 + h_2) h_2}{m_2^2} - \frac{c_2}{m_2} \end{bmatrix}^T, D_M = \begin{bmatrix} 0 & \frac{h_2}{m_2} \end{bmatrix}^T.$$

Каждое из отклонений формы от номинальной ΔR_i , Δr_i их производные имеют случайный характер, и могут быть охарактеризованы гауссово-марковскими случайными процессами второго порядка с корреляционными функциями вида [6], которые представлены в форме

$$K_i(v_i, \tau) = K_{0i} \cdot \exp(-\alpha_i v_i |\tau_i|) \cdot \text{Cos}(\beta_i v_i \tau_i),$$

где V_i - окружная делала, соответственно, $K_{0i}, \alpha_i, \beta_i$ - параметры корреляционной функции, которые могут быть определены экспериментально.

В практически важных случаях эффекты, обуславливаемые взаимно корреляционными функциями процессов и соответствующими энергетическими взаимными спектральными плотностями, малы относительно энергетических спектральных характеристик детали.

Для таких случайных процессов тем же методом построен расширенный формирующий фильтр, позволяющий представить второе слагаемое первого уравнения системы (6) эквивалентными параметрами и переменными уравнений состояния формирующих фильтров:

$$\begin{aligned} \mathcal{G} &= A_f \cdot G + B_f \cdot W; \\ R &= C_f \cdot G; \\ H_f &= Q_f \cdot R, \end{aligned} \quad (18)$$

где

$$\begin{aligned} \mathcal{G}_i &= \begin{bmatrix} \mathcal{g}_{1i} \\ \mathcal{g}_{2i} \end{bmatrix}, \quad G_i = \begin{bmatrix} g_{1i} \\ g_{2i} \end{bmatrix}; \quad A_{fi} = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & T_{2i} \\ T_{1i}^2 & T_{1i} \end{bmatrix}, \quad B_{fi} = \begin{bmatrix} k_{fi} \cdot T_{3i} \\ -1 - k_{fi} \cdot T_{3i} \cdot T_{2i} \end{bmatrix}, \quad i \in \{\kappa, \partial\}, \\ C_{fi} &= \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad H_f = \begin{bmatrix} \Delta \tilde{r}_i + \Delta \tilde{r}_i \\ \tilde{r}_i & \tilde{r}_i \end{bmatrix}, \quad Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad \Psi_w = \begin{bmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad T_{1i} = \frac{1}{v_i^2 (\alpha_i^2 + \beta_i^2)}, \\ T_{2i} &= \frac{2\alpha_i}{v_i (\alpha_i^2 + \beta_i^2)}, \quad T_{3i} = \frac{2\alpha_i}{v_i (\alpha_i^2 + \beta_i^2)}, \quad k_{fi} = \sqrt{\frac{2K_{0i} \alpha_i}{v_i (\alpha_i^2 + \beta_i^2)}}, \end{aligned}$$

где $g_{1i}, g_{2i}; \mathcal{g}_{1i} = \mathcal{g}_{2i}$ - вспомогательные состояния формирующего фильтра; w_1, w_2 - независимые между собой и шумами измерения V_0 гауссовы белые шумы единичной интенсивности.

С учетом (18) расширенная модель системы (6) приобретает вид:

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} \mathcal{F} \\ \mathcal{G}_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} A_0 & B_1 \cdot Q_f \\ 0 & A_f \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} F \\ G_f \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} C_1 \\ 0 \end{bmatrix} \cdot U + \begin{bmatrix} 0 \\ B_f \end{bmatrix} \cdot W; \\ Z_0 &= E_0 \cdot Q_0 \begin{bmatrix} F \\ G_f \end{bmatrix} + F_0 \cdot V_0 + D_M \cdot U; \\ T_0 &= Q_0 \cdot Z_0, \end{aligned} \quad (19)$$

где, дополнительно,

$$Q_f = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}.$$

Первое и второе уравнения системы (19) целесообразно представить в форме:

$$\begin{aligned} X &= A \cdot X + B \cdot U + E \cdot W \\ Z &= C \cdot X + R \cdot V \end{aligned} \quad (20)$$

Вид и структура матриц в соотношениях (20) однозначно определяются системой (19).

Для системы (20) можно построить оптимальные в среднеквадратическом смысле оценки состояния системы в форме фильтра Калмана.

Минимально достижимая дисперсия оценок состояния системы (20) может быть оценена матричным уравнением Риккати вида [6]:

$$\dot{\tilde{V}} = A \cdot \tilde{V} + \tilde{V} \cdot A^T + E \cdot \Psi_w \cdot E^T - \tilde{V} \cdot C^T \cdot \Psi_v^{-1} \cdot C \cdot \tilde{V}, \quad (21)$$

которое решается до начала процесса обработки конкретной детали, вследствие того, что в нем отсутствуют результаты наблюдений за динамической системой.

Матрица коэффициентов усиления фильтра Калмана определяется следующей зависимостью [6]

$$K = \tilde{V} \cdot C \cdot \Psi_v^{-1} \quad (22)$$

С учетом (21), (22) алгоритм фильтрации наблюдений определяется матричными уравнениями

$$\begin{aligned} \dot{\hat{Y}} &= A \cdot \hat{Y} + B \cdot U + K \cdot [Z - B \cdot U - C \cdot \hat{X}] \\ \begin{bmatrix} \hat{t}_f \\ \hat{X} \\ \hat{t}_f \end{bmatrix} &= \begin{bmatrix} -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \hat{Y} \end{aligned} \quad (23)$$

Соотношения (22), (23) позволяют использовать результаты измерений координат в процессе обработки детали с целью построения оценок параметров процесса обработки. Эти оценки являются оптимальными при условии гауссовости шумов измерений и возбуждений.

Выводы

Применение предложенного подхода целесообразно при оценках непосредственно неизмеряемых параметров. Подход позволяет снизить влияние, как шумов измерения, так и шумов, связанных в вычислительными процедурами соответствующих оценок. Его необходимо непосредственно использовать при реализациях процедур стохастического наблюдения и фильтрации.

Перечень источников литературы: 1. Точность, надежность и производительность металлорежущих станков / Григорьян Г. Д., Зелинский С. А., Оборский Г. А., Фирсов Г. Ф. – Киев: Техніка. 1991. – 201 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: В 10 т. /Под ред. Якимова А.В. и Новикова Ф.В.— Одесса, 2004. Т.7: Точность обработки деталей / Новиков Ф. В., Якимов А. В., Новиков Г. В., Якимов А. А., Ларшин В. П., Кривошопка Ю.Н., Дитиненко С. А., Оборский Г. А., Тонконогий В. М., Слободяник П. Т.– 546 с. 3. Автоматическое управление шлифованием / Михелькевич В. Н. – М.: Машиностроение. – 1975. – 304 с. 4. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Новоселов Ю. К.– Изд-во Саратов. ун-та, 1979.- 232 с. 5. Синтез подсистемы наблюдений для операции плоского шлифования / Братан С.М. // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць ХДПУ. – Харків. – 2000 – Вип.1(3). -С.22-31. 6. Братан С.М. Технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительного чистового и тонкого шлифования: дис. ... доктора. техн. наук: 05.02.08: защищена 23.03.06 : утв. 25.06.06 / Братан Сергей Михайлович. – Одесса, 2006. – 337 с. 7. Гантмахер Ф.Р. Теория матриц. М.: Наука. – 1988. – 552 с.

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

СТОХАСТИЧЕСКАЯ ДИАГНОСТИКА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ ИНСТРУМЕНТА И ЗАГОТОВКИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Стреляная Ю.О., Новиков П.А., Братан С.М.

Предложена система динамической диагностики на основе фильтра Калмана-Бюсси процесса чистового точения учитывающая влияние возмущающих факторов на изменение глубины резания. Разработанный подход позволяет снизить влияние шумов измерения и шумов связанных с вычислительными процедурами для соответствующих оценок.

СТОХАСТИЧНА ДІАГНОСТИКА ВЗАЄМОДІЇ ІНСТРУМЕНТУ ТА ЗАГОТОВКИ ПРИ ТОЧІННІ

Стреляна Ю.О., Новіков П.А., Братан С.М.

Запропонована система динамічної діагностики на основі фільтру Калмана-Бюссі процесу чистового точіння, що враховує вплив збурювальних факторів на зміну глибини різання. Розроблений підхід дозволяє понизити вплив шумів виміру і шумів пов'язаних з обчислювальними процедурами для відповідних оцінок.

STOCHASTIC DIAGNOSTICS OF COUPLING BETWEEN TOOL AND WORKPIECE AT SHARPENING

Strelyanaya Y.O., Novikov P.A., Bratan S.M.

The system of dynamic diagnostics is offered on the basis of filter of Kalmana-Byussi of process of the clean sharpening taking into account influence of revolting factors on the change of cutting depth. The developed approach allows to reduce influence of noises of measuring and she-mov related to calculable procedures for the proper estimations.

Ключевые слова: чистовое точение, технологическая система, возмущающие факторы, глубина резания, отклонение формы, фильтрация.

Ключові слова: чистове точіння, технологічна система, збурювальні фактори, глибина різання, відхилення форми, фільтрація.

Keywords: clean sharpening, technological system, revolting factors, cutting depth, rejection of form, filtration.

УДК 621.91

Мановицкий А.С.

ИСМ им. В.Н.Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

**ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ КРУГЛЫХ ПЛАСТИН ИЗ ПКНБ
ДЛЯ ТОЧЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ СО СЛОЖНЫМ ПРОФИЛЕМ*****Введение***

Высокая работоспособность резцов с механическим креплением режущих пластин типа RNUN 070300 (диаметр пластины 7 мм, толщина 3,18 мм) из плотной модификации поликристаллического кубического нитрида бора (ПКНБ) - киборита, разработанного и изготавливаемого в Институте сверхтвердых материалов им. В.Н.Бакуля НАН Украины, при точении износостойких материалов обеспечивается правильным выбором технологических параметров процесса резания. При условии, что радиусы сопряжений криволинейных образующих впадин профиля обрабатываемой детали больше радиуса самой пластины, цилиндрическая форма режущей пластины позволяет обрабатывать сложнопрофильные детали типа тел вращения достаточно эффективно. Вместе с тем, условия прочности режущего клина пластины из ПКНБ требуют наличие угла резания величиной не менее, чем 90° , а соответственно при плоско-параллельных торцах пластины ее необходимо закреплять с обеспечением отрицательного переднего угла [1]. В этом случае достаточный задний угол обеспечивается в весьма узком диапазоне отклонений положения условной вершины резца, перемещающейся в процессе резания по режущей кромке инструмента, примерно в секторе $\pm 30^{\circ}$ относительно продольной оси Y резца. При обработке же выступов или впадин профиля боковыми сторонами пластины задний угол существенно уменьшается и при достижении положения вершины резца в точке на режущей кромке, когда радиус пластины, проведенный из этой точки составляет с осью Y угол, близкий к перпендикуляру, возникает высокая степень вероятности затирания резцов с круглыми цилиндрическими пластинами на таких участках заготовок.

Основная часть

При обработке деталей сложных профилей вершина резца перемещается и по образующей профиля, и по самой режущей кромке. В этом случае очень важно выполнить условия постоянства передних и задних углов резца в любой точке образующей поверхности вращения сложного контура, что не обеспечивается резцами с фиксированными передним углом и углом наклона режущей кромки. Для выполнения указанных условий были разработаны специальные неперетачиваемая коническая режущая пластина из ПСТМ с задним углом (рис. 1) и конструкция державки резца [2]. Пластина соответствует обозначение R(B,C,P)MN в зависимости от величины заднего угла соответственно 5° , 7° или 11° . Опорная поверхность режущей пластины представляет собой коническую поверхность, которая устанавливается в соответствующее коническое гнездо на державке резца. Такое расположение позволяет избавиться от недостатков, свойственных известным решениям для керамической и твердосплавной пластин. За счет поворота в гнезде режущая пластина имеет четыре–пять периодов стойкости и вследствие отсутствия пазов на опорной поверхности не имеет концентраторов напряжений.

Исходя из литературных данных и учитывая, что обрабатываются изделия из труднообрабатываемых материалов, передний угол на режущей пластине имеет отрицательные значения. Поэтому на пластине предусмотрена упрочняющая фаска под углом -10° шириной 0,15–0,20 мм.

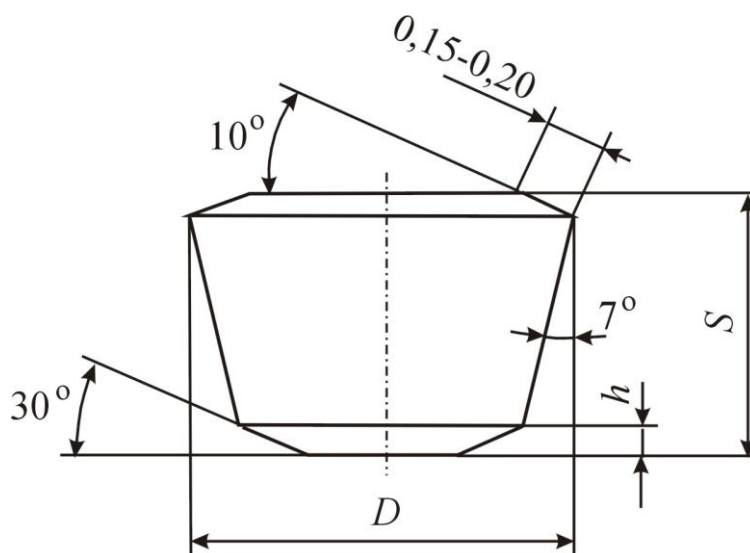


Рис. 1- Режущая пластина из ПСТМ односторонняя

Высокие эксплуатационные характеристики инструмента, оснащенного пластинами описанной конструкции в определенной степени ограничиваются наличием только одной режущей кромки, что позволяет по мере износа только переустанавливать пластину в державке путем ее проворота вокруг вертикальной оси и отсутствием возможности ее двустороннего использования.

Для устранения этого недостатка была разработана конструкция осесимметричной круглой режущей пластины с двумя режущими кромками, как показано на рис.2. Такая пластина может быть установлена в державке резца аналогичным способом, но в то же время ее конструкция позволяет вдвое увеличить ресурс стойкости инструмента по сравнению с односторонней пластиной.

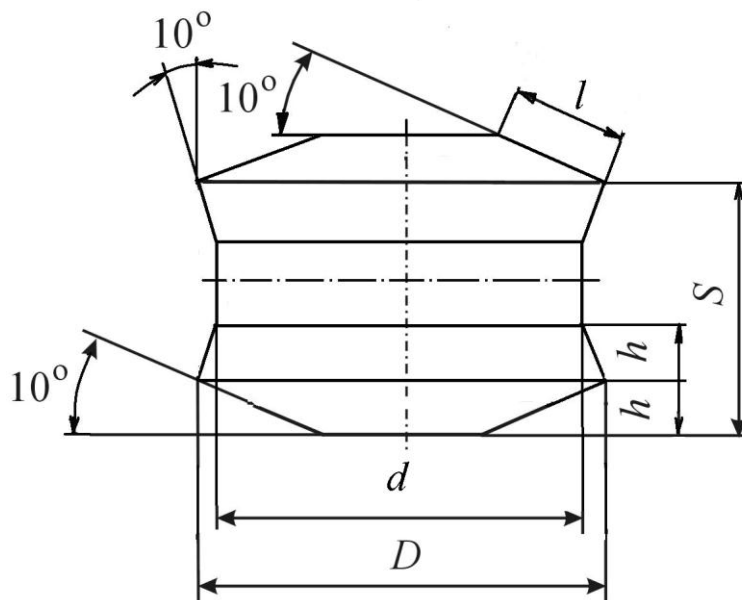


Рис. 2 - Режущая пластина из ПСТМ двусторонняя коническая

С целью упрочнения режущего клина пластины и для упрощения профилирования заточных алмазных кругов при формировании передней и задней поверхностей круглых режущих пластин, как вариант, предлагается выполнять переднюю и заднюю поверхности режущей пластины тороидальной формы. Пример такой конструкции пластины показан на рис.3.

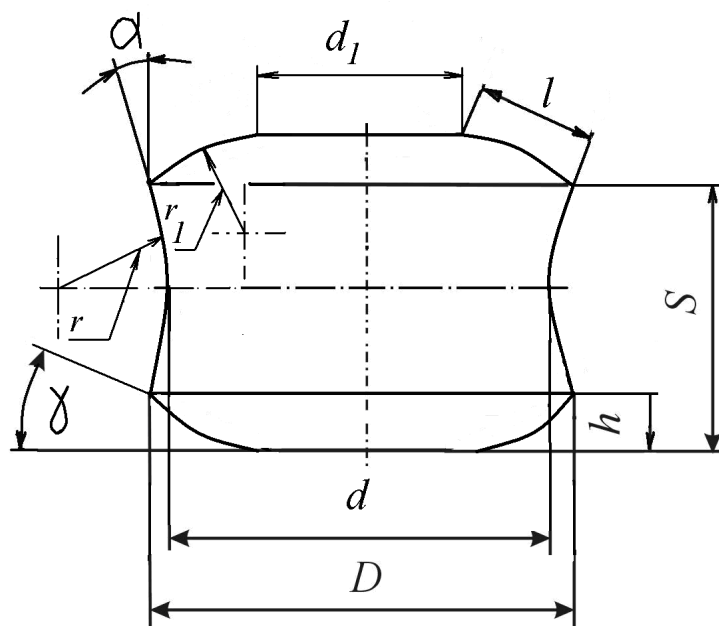


Рис. 3 - Режущая пластина из ПСТМ двусторонняя тороидная

В случае применения таких пластин имеет место криволинейная передняя поверхность резца и такая ее форма существенно влияет на процесс стружкообразования, изменяет углы схода стружки и деформаций в зоне резания. Фактически в этом случае имеет место наличие передней поверхности с переменным передним углом в зависимости от толщины и ширины среза. В связи с этим будут также изменяться и площади контактных поверхностей в процессе точения.

Державка резца отличается от применяемых фирмой “Геркулес” конструкцией узла крепления режущей пластины, как показано на рис.4.

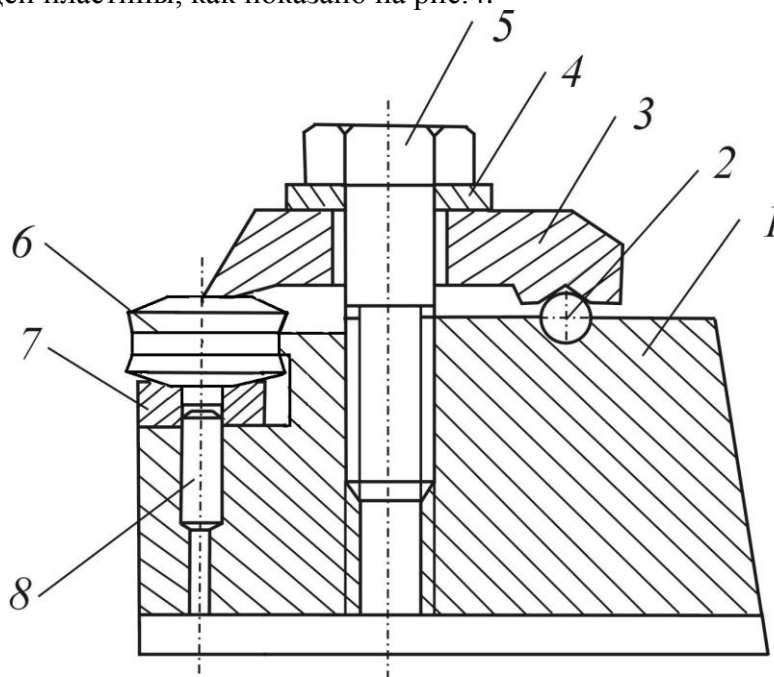


Рис. 4 - Конструкция резцовой державки: 1—корпус, 2—опорный шарик, 3—прижим, 4—шайба, 5—винт, 6—режущая пластина, 7—сепаратор, 8—штифт

Механическое крепление режущей пластины осуществляется прижимом, который опирается на шарик и другим концом прижимает режущую пластину. Прижим затягивается винтом через шайбу посредством резьбы, нарезанной в корпусе державки. Режущая пластина устанавливается в коническое гнездо сепаратора, закрепленного на штифте, который запрессован в отверстие, выполненное в державке. Для выпрессовки штифта из державки, отверстие, в которое запрессован штифт, имеет в нижней части резьбу.

Аналогично существующим, разработанные державки имеют паз на опорной поверхности, в который входит шпонка резцедержателя, предохраняющая резец от проворота на станке.

Проверка разработанного инструмента в лабораторных условиях показала надежное закрепление режущей пластины и хорошую работоспособность в эксплуатации.

Наряду с несомненными преимуществами резцов, оснащенных режущими пластинами предлагаемой конструкции, имеются некоторые сложности как в изготовлении, так и в использовании такого инструмента. В отличие от производства, в особенности, механической обработки пластин цилиндрической формы, к изготовлению предлагаемых пластин предъявляются повышенные требования к оборудованию, оснастке и шлифовальному инструменту, поскольку возникает необходимость вышлифовывания тороидальных или конических поднутрений на периферии пластины. В этом случае необходимо обеспечивать более высокую точность правки формообразующего алмазного круга, а также осевые перемещения затачиваемой пластины для получения качественной режущей кромки. При эксплуатации резцов, оснащенных разработанными пластинами необходимо более точно позиционировать сам резца по высоте продольной оси протачиваемой детали, в особенности – больших диаметров, во избежание затирания задней поверхности нерабочей кромки пластины и обрабатываемой заготовки.

Выводы:

1. В результате проведенных исследований разработаны прогрессивные конструкции режущих пластин из ПКНБ для обработки сложнопрофильных деталей, обеспечивающих постоянство геометрических параметров режущей части инструмента на всех участках обтачиваемого профиля, независимо от угла наклона образующей обтачиваемого профиля детали и радиуса режущей пластины.

2. Разработанные прогрессивные конструкции режущих пластин из ПКНБ для обработки сложнопрофильных деталей позволяют повысить ресурс режущего инструмента при их использовании не менее, чем в два раза по сравнению с существующими аналогами.

Перечень источников литературы: 1. Сверхтвердые материалы. Получение и применение: монография в 6 томах / Под общей ред. Н.В. Новикова.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. Том 5: Обработка материалов лезвийным инструментом / Под ред. С.А. Клименко.– Киев: ИСМ им. В.Н. Бакуля, ИПЦ «АЛКОН» НАНУ, 2006. – 316 с. 2. Клименко С.А., Муковоз Ю.А., Мановицкий А.С., Кудряков Г.П.. Инструмент и технология точения фасонных поверхностей на станках с ЧПУ.// Инструментальный світ. – 2005 – № 4 (28). – С. 4–7.

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

ПРОГРЕССИВНЫЕ КОНСТРУКЦИИ КРУГЛЫХ ПЛАСТИН ИЗ ПКНБ ДЛЯ ТОЧЕНИЯ СЛОЖНЫХ ПРОФИЛЕЙ

Мановицкий А.С.

Разработаны прогрессивные конструкции круглых режущих пластин из ПКНБ для обработки сложнопрофильных деталей, обеспечивающих постоянство геометрических параметров режущей части инструмента на всех участках обрабатываемого профиля, независимо от угла наклона образующей профиля детали и радиуса режущей пластины. Показана возможность повысить ресурс режущего инструмента не менее, чем в два раза по сравнению с существующими аналогами

ПРОГРЕСИВНІ КОНСТРУКЦІЇ КРУГЛИХ ПЛАСТИН З ПКНБ ДЛЯ ТОЧІННЯ СКЛАДНИХ ПРОФІЛІВ

Мановицький О.С.

Розроблені прогресивні конструкції круглих ріжучих пластин з ПКНБ для обробки складнопрофільних деталей, що забезпечують сталість геометричних параметрів ріжучої частки інструменту на всіх ділянках профіля, що обточується, незалежно від кута нахилу твірної профілю деталі та радіуса ріжучої пластини. Показана можливість підвищити ресурс ріжучого інструмента не менше, ніж у двічі, порівняно з наявними аналогами.

PROGRESSIVE CONSTRUCTIONS OF PCBN ROUND INSERT CUTTERS FOR TURNING OF COMPLICATED PROFILES

Manovytsky O.S.

The progressive constructions of round type PCBN cutting insert for complicated shape parts turning are developed to ensure constant geometric parameters of cutting part of tool on each zone of profile machined notwithstanding to the angle of component profile generatrix and cutting insert radius. It is demonstrated the possibility to twice as increase the tool life respectively to the existing analogues.

Ключевые слова: режущий инструмент, круглая пластина, точение, сложный профиль, ПКНБ.

Ключові слова: ріжучий інструмент, кругла пластина, точіння, складний профіль, ПКНБ.

Key words: cutting tools, circular plate, turning, complicated profile, PCBN

УДК 621.95.02

Гриньов Ю.О., Восводіна Т.А., Стрєлков В.Б., Кундеус В.В.
 ДонНТУ, м. Донецьк, ПДТУ, м. Маріуполь, ДДУУ, м. Донецьк, Україна
mc@mech.dgtu.donetsk.ua

ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНИХ СВЕРДЕЛ

В ринкових умовах дуже важливо для забезпечення конкурентоздатності підприємства використовувати раціональні технологічні процеси обробки, обладнання та інструмент. В умовах одного з найкрупніших підприємств України – Азовсталь відбувається обробка отворів збірними свердлами з механічним кріпленням багатограних непереточуваних пластин (БНП) під елементи скріплення у залізничних рейках під час їх виготовлення. Як показує досвід, застосовувані свердла мають низьку працездатність [1]. Це пов'язано з важкими умовами праці свердел, викликаними особливостями конструкції свердел та процесу обробки [2, 3]. В роботі [3] основною причиною виходу зі строю збірних свердел вважається наявність дисбалансу сил, що виникає при складанні радіальної та тангенціальної складових сили різання від кожної різальної пластини. Для вирішення задачі підвищення працездатності збірних свердел необхідно визначити таке співвідношення конструктивних та геометричних параметрів свердел і режимів обробки, які б забезпечили мінімізацію негативних чинників. Це можливо лише за наявності залежностей, які одночасно враховують вплив зміни окремих конструктивних та геометричних параметрів свердел і елементів режиму обробки на складові сили різання. Кінематичні геометричні параметри визначаються з урахуванням величин швидкості різання та подачі.

Метою роботи є отримання залежностей для визначення кінематичних параметрів робочої частини збірних свердел з механічним кріпленням багатограних непереточуваних пластин.

Відмінністю кінематичної системи координат від статичної є врахування величин швидкостей різання та подачі. При обробці за допомогою свердел відбувається зміна положення основної площини за рахунок присутності швидкості подачі (рис. 1).

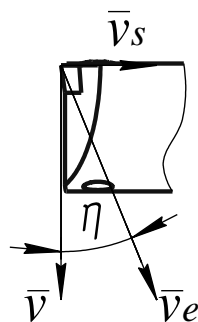


Рис. 1 – Схема до визначення положення основної площини при наявності швидкості подачі

Положення основної площини визначається положенням результуючого вектору швидкості різання, що визначається як сума швидкості головного руху та швидкості руху подачі

$$\bar{v}_e = \bar{v} + \bar{v}_s .$$

Положення кінематичної основної площини відрізняється від положення статичної основної площини кутовим положенням, при цьому кут повороту можна визначити за формулою

$$\operatorname{tg} \eta = \frac{s}{\pi D},$$

де s – подача, мм/об;

D – діаметр, на якому знаходиться поточна розрахункова точка.

Для урахування наявності кута повороту η при розрахунку кінематичних геометричних параметрів зробимо умовний поворот системи координат на цей кут відносно системи координат $X_5Y_5Z_5$ (рис. 2). Після повороту на кут η , система координат $X_6Y_6Z_6$ співпадає з системою координат $X_4Y_4Z_4$.

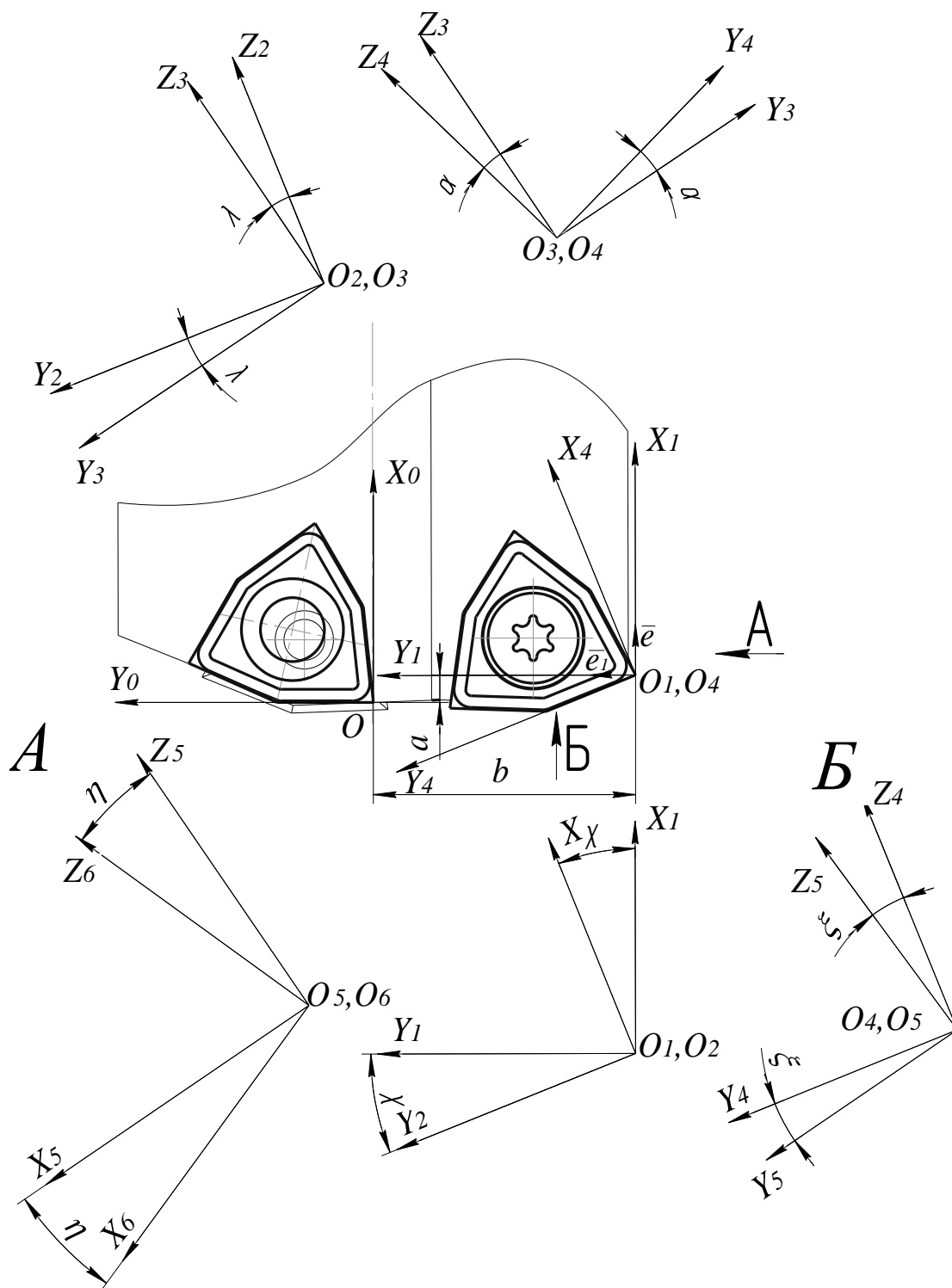


Рис. 2 – Розрахункова схема для визначення положення основної кінематичної площини

Матриця переходу від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_5Y_5Z_5$ виглядає наступним чином

$$M_{56} = \begin{vmatrix} \cos \eta + c11 \cdot e11 & -e3 \sin \eta + c11 \cdot e21 & e2 \sin \eta + c11 \cdot e31 & 0 \\ e3 \sin \eta + c21 \cdot e11 & \cos \eta + c21 \cdot e21 & -e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31 & 0 \\ -e2 \sin \eta + c31 \cdot e11 & e1 \sin \eta + c31 \cdot e21 & \cos \eta + c31 \cdot e31 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix},$$

де $c11, c21, c31$ – коефіцієнти;

$e11, e21, e31$ – направляючі косинуси вектора \vec{e}_1 (див. рис. 2).

Направляючі косинуси $e11, e21, e31$ є елементами другої строки матриці переходу від системи $X_5Y_5Z_5$ до системи $X_0Y_0Z_0$, яка має вигляд

$$M_{05} = \begin{vmatrix} m11 & m12 & m13 & a \\ m21 & m22 & m23 & b \\ m31 & m32 & m33 & c \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Відповідно до цього направляючі косинуси можна представити в наступному вигляді:

$$\begin{aligned} e11 &= m21; \\ e21 &= m22; \\ e31 &= m23. \end{aligned}$$

Коефіцієнти $c1, c2, c3$ визначаються за формулами:

$$\begin{aligned} c11 &= e11(1 - \cos \eta); \\ c21 &= e21(1 - \cos \eta); \\ c31 &= e31(1 - \cos \eta). \end{aligned}$$

Перехід від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_0Y_0Z_0$ описується за допомогою виразу $M_{06} = M_{05} \cdot M_{56}$. Відповідно формули переходу від системи координат $X_6Y_6Z_6$ до системи $X_0Y_0Z_0$ визначаються за залежністю $r_0 = M_{06} \cdot r_6$, та мають наступний вигляд:

$$x_0 = \begin{bmatrix} \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \end{aligned} \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ + \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \end{aligned} \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ + \left(\begin{aligned} &(\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \\ &-(\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \\ &+(\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \end{aligned} \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{bmatrix} \cdot x_6 +$$

$$\begin{aligned}
& \left[\begin{aligned} & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 + \\
& \left[\begin{aligned} & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 + a; \\
y_0 = & \left[\begin{aligned} & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{aligned} \right] \cdot x_6 + \\
& \left[\begin{aligned} & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 +
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \left[\begin{aligned} & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) - \right. \\ & \left. - (\sin \chi \cos \lambda)(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right. \\ & \left. + (\sin \chi \sin \lambda \cos \alpha - \cos \chi \sin \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & \left((\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha)(e2 \sin \zeta + c1 \cdot e3) + \right. \\ & \left. + (\cos \chi \cos \lambda)(-e1 \sin \zeta + c2 \cdot e3) + \right. \\ & \left. - (\sin \chi \sin \alpha + \cos \chi \sin \lambda \cos \alpha)(\cos \zeta + c3 \cdot e3) \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 - b; \\
z_0 = & \left[\begin{aligned} & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right) \cdot (\cos \eta + c11 \cdot e11) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right) \cdot (e3 \sin \eta + c21 \cdot e11) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (-e2 \sin \eta + c31 \cdot e11) \end{aligned} \right] \cdot x_6 + \\
& + \left[\begin{aligned} & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right) \cdot (-e3 \sin \eta + c11 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right) \cdot (\cos \eta + c21 \cdot e21) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (e1 \sin \eta + c31 \cdot e21) \end{aligned} \right] \cdot y_6 + \\
& + \left[\begin{aligned} & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(\cos \zeta + c1 \cdot e1) + \sin \lambda(e3 \sin \zeta + c2 \cdot e1) + \right) \cdot (e2 \sin \eta + c11 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(-e2 \sin \zeta + c3 \cdot e1) \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \lambda \sin \alpha)(-e3 \sin \zeta + c1 \cdot e2) + \sin \lambda(\cos \zeta + c2 \cdot e2) + \right) \cdot (-e1 \cdot \sin \eta + c21 \cdot e31) + \\ & \left((\cos \lambda \cos \alpha)(e1 \sin \zeta + c3 \cdot e2) \right) \cdot (\cos \eta + c31 \cdot e31) \end{aligned} \right] \cdot z_6 + c;
\end{aligned}$$

Для спрощення та зручності подальшого викладу спростимо вищенаведені формули перетворення. Для цього представимо коефіцієнти перед координатами x_6 , y_6 , z_6 наступним чином:

$$\begin{aligned}
x_0 &= mk_{11}x_6 + mk_{12}y_6 + mk_{13}z_6 + a; \\
y_0 &= mk_{21}x_6 + mk_{22}y_6 + mk_{23}z_6 - b; \\
z_0 &= mk_{31}x_6 + mk_{32}y_6 + mk_{33}z_6 + c.
\end{aligned} \tag{1}$$

Вектор нормалі до передньої поверхні пластини в кінематичній системі координат $X_6Y_6Z_6$ $\bar{N}_6(0,0,1)$ (рис. 3). Тоді цей вектор в системі координат $X_0Y_0Z_0$ за допомогою формул перетворення координат (1) можна представити в наступному вигляді:

$$\bar{N}_6 = \bar{i}_0 mk_{13} + \bar{j}_0 mk_{23} + \bar{k}_0 mk_{33};$$

де $\bar{i}_0, \bar{j}_0, \bar{k}_0$ – одиничні вектори по осях X_0, Y_0, Z_0 відповідно.

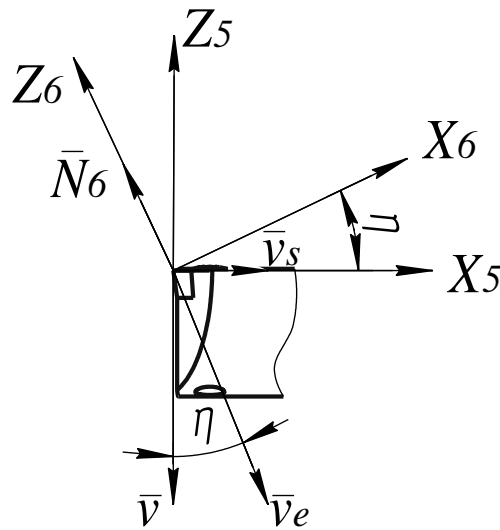


Рис. 3 – Розрахункова схема для визначення нормалі до передньої поверхні в кінематичній системі координат $X_6Y_6Z_6$

Положення головної різальної кромки в системі координат $X_6Y_6Z_6$ (рис. 4) визначає вектор $\bar{P}_6 = \bar{i}_6 \operatorname{tg} \xi + \bar{j}_6$. В системі $X_0Y_0Z_0$ цей вектор можна представити як:

$$\bar{P}_6 = \bar{i}_0 (mk_{11} \operatorname{tg} \xi + mk_{12}) + \bar{j}_0 (mk_{21} \operatorname{tg} \xi + mk_{22}) + \bar{k}_0 (mk_{31} \operatorname{tg} \xi + mk_{32}).$$

Визначимо величину допоміжного кута ν_6 між проекцією головної різальної кромки на площину X_0OY_0 та віссю Y_0 .

$$\operatorname{tg} \nu_6 = \frac{mk_{11} \operatorname{tg} \xi + mk_{12}}{mk_{21} \operatorname{tg} \xi + mk_{22}}.$$

Запишемо координати вектора \bar{P}_6 в системі координат $X_0Y_0Z_0$ за допомогою допоміжного кута ν_6 :

$$\bar{P}_6 (-\sin \nu_6; \cos \nu_6; \operatorname{tg} \lambda_k).$$

Так як вектор \bar{P}_6 перпендикулярний вектору \bar{N}_6 , справедливо рівняння:

$$-mk_{13} \sin \nu_6 + mk_{23} \cos \nu_6 + mk_{33} \operatorname{tg} \lambda_k = 0;$$

звідки кінематичний кут нахилу головної різальної кромки буде:

$$\operatorname{tg} \lambda_k = \frac{mk_{13} \sin \nu_6 - mk_{23} \cos \nu_6}{mk_{33}}. \quad (2)$$

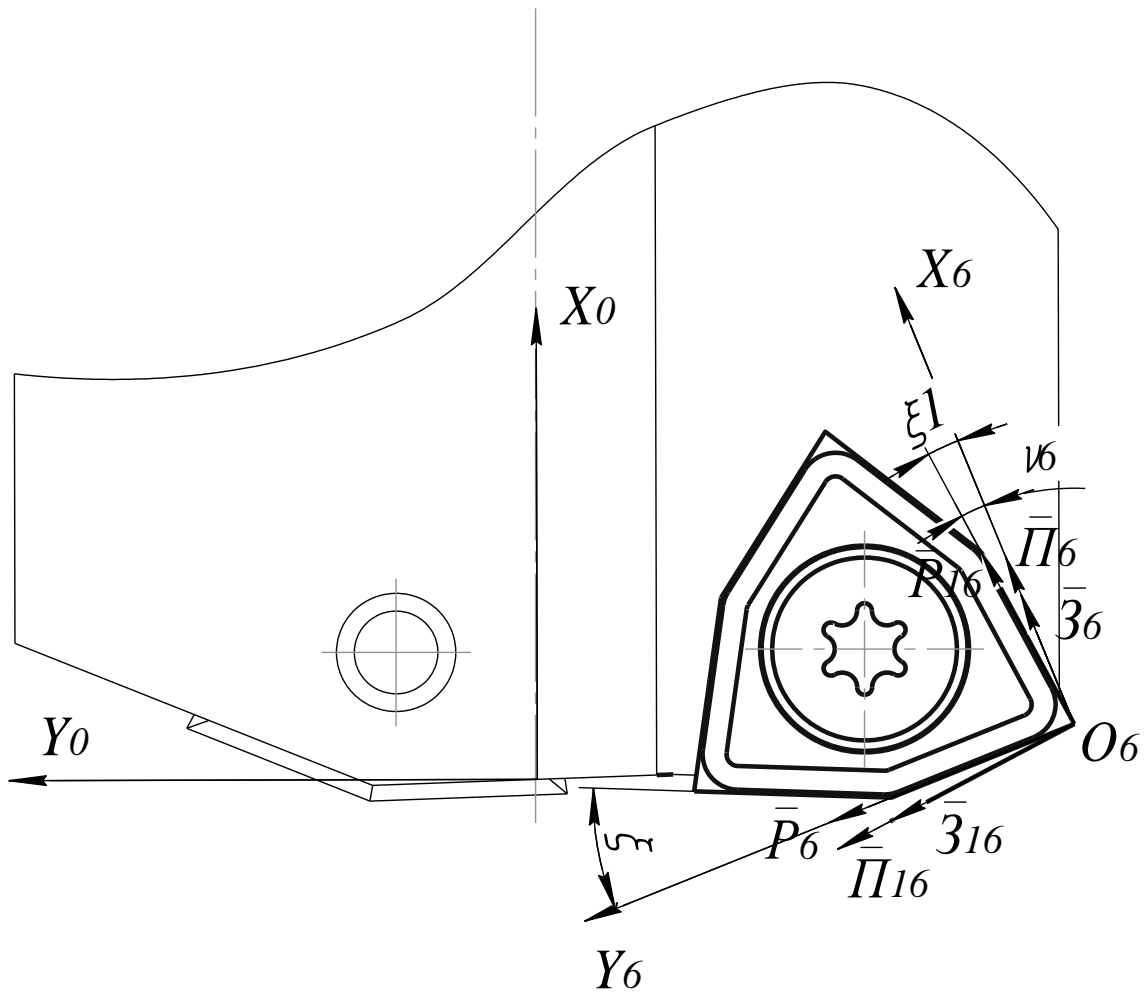


Рис. 4 – Схема до визначення кінематичних геометричних параметрів робочої частини

Для визначення кінематичного головного заднього кута проведемо по задній поверхні вектор \bar{Z}_6 . Довжину його проекції на площину $X_0Y_0Z_0$ прийемо рівній одиниці, тоді вектор \bar{Z}_6 в системі координат $X_0Y_0Z_0$ можна представити у вигляді:

$$\bar{Z}_6(\cos v_6; \sin v_6; -ctg \alpha_k).$$

Виходячи із того, що вектора \bar{Z}_6 , \bar{P}_6 та \bar{N}_6 лежать в одній головній задній площині (при встановленні негативної БНП) запишемо їх змішаний добуток рівний нулю:

$$\begin{vmatrix} mk_{13} & mk_{23} & mk_{33} \\ \cos v_6 & \sin v_6 & -ctg \alpha_k \\ -\sin v_6 & \cos v_6 & tg \lambda_k \end{vmatrix} = 0.$$

Розкривши визначник та виразивши статичний головний кут, отримаємо:

$$tg \alpha_k = \frac{mk_{23} \sin v_6 + mk_{13} \cos v_6}{tg \lambda_k (mk_{23} \cos v_6 - mk_{13} \sin v_6) - mk_{33}}. \quad (3)$$

Для визначення кінематичного головного переднього кута проведемо в головній січній площині по передній поверхні вектор \bar{P}_6 . При умові, що його проекція на площину $X_0Y_0Z_0$ дорівнює одиниці, запишемо координати вектора в системі $X_0Y_0Z_0$:

$$\bar{P}_6(\cos v_6; \sin v_6; -tg \gamma_k).$$

Із умови перпендикулярності векторів \bar{P}_6 та \bar{N}_6 отримаємо рівняння:

$$mk_{13} \cos v_6 + mk_{23} \sin v_6 - mk_{33} tg \gamma_k = 0,$$

звідки

$$tg \gamma_k = \frac{mk_{13} \cos v_6 + mk_{23} \sin v_6}{mk_{33}}. \quad (4)$$

Кінематичний головний кут в плані φ_k визначається наступним чином:

$$\varphi_k = 90^\circ + v_6. \quad (5)$$

Аналогічно, визначив допоміжний кут v_{16} між проекцією допоміжної різальної кромки на площину $X_0Y_0Z_0$ та віссю X_0 , знайдемо кінематичні геометричні параметри на допоміжній різальній кромці.

Допоміжний кут v_{16} визначимо за допомогою координат вектора \bar{P}_{16} в системі $X_0Y_0Z_0$, який співпадає із допоміжною різальною кромкою:

$$\bar{P}_{16} = \bar{i}_0(mk_{11} + mk_{12} tg \xi_1) + \bar{j}_0(mk_{21} + mk_{22} tg \xi_1) + \bar{k}_0(mk_{31} + mk_{32} tg \xi_1);$$

звідки

$$tg v_{16} = \frac{mk_{21} + mk_{22} tg \xi_1}{mk_{11} + mk_{12} tg \xi_1}.$$

Виразимо за допомогою допоміжного кута v_{16} вектори, що йдуть по допоміжній різальній кромці \bar{P}_{16} , допоміжній задній поверхні \bar{Z}_{16} та допоміжною передньою поверхнею \bar{P}_{16} :

$$\begin{aligned} &\bar{P}_{16}(\cos v_{16}; \sin v_{16}; tg \lambda_{1k}); \\ &\bar{Z}_{16}(-\sin v_{16}; \cos v_{16}; -ctg \alpha_{1k}); \\ &\bar{P}_{16}(-\sin v_{16}; \cos v_{16}; -tg \gamma_{1k}). \end{aligned}$$

Виходячи із цього представлення, виразимо кінематичні геометричні параметри на допоміжній різальній кромці:

$$tg \lambda_{1k} = -\frac{mk_{13} \cos v_{16} + mk_{23} \sin v_{16}}{mk_{33}}; \quad (6)$$

$$\operatorname{tg} \alpha_{1k} = \frac{mk_{13} \sin v_{16} - mk_{23} \cos v_{16}}{mk_{33} - \operatorname{tg} \lambda_{1k} (mk_{23} \sin v_{16} + mk_{13} \cos v_{16})}; \quad (7)$$

$$\operatorname{tg} \gamma_{1k} = \frac{mk_{13} \sin v_{16} - mk_{23} \cos v_{16}}{mk_{33}}; \quad (8)$$

$$\varphi_{1k} = v_{16}. \quad (9)$$

За допомогою залежностей (2) – (9) були розраховані геометричні параметри вздовж головних та допоміжних різальних кромок периферійної та центральної різальних пластин збірного свердла. Розрахунок проводили при наступних вихідних даних: діаметр отвору, що отримується обробкою $d = 36$ мм; форма пластини – шестигранна з кутом при вершині $\varepsilon = 84^\circ$; довжина різальної кромки пластини $l = 6,62$ мм; встановлювальний кут в плані $\varphi = 102^\circ$; зміщення вершини БНП відносно вісі корпусу свердла по вісі $Z_0 c = 0,25$ мм; кут нахилу головної різальної кромки $\lambda = 0$; нормальний задній кут $\alpha = 0^\circ$; передній кут пластини $\gamma_n = 20^\circ$; задній кут пластини $\alpha_n = 8^\circ$.

Результати розрахунків приведені на рис. 5, 6.

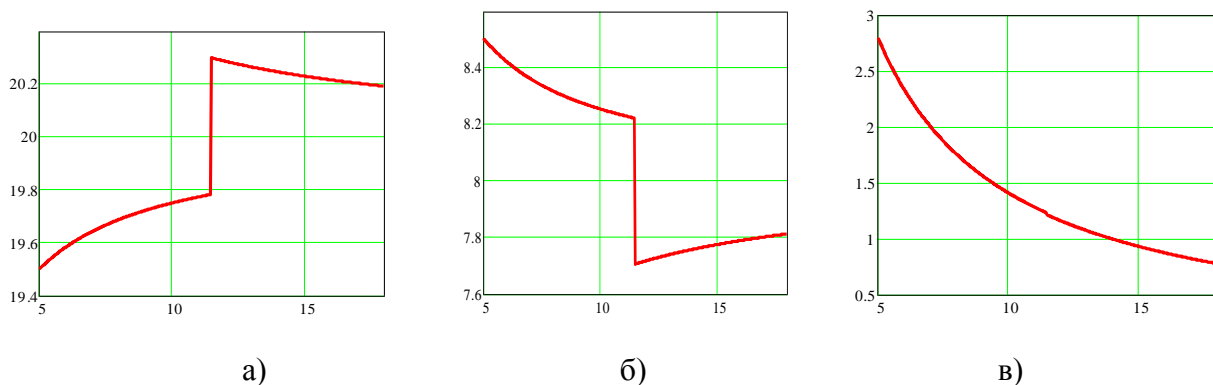


Рис. 5 – Графіки зміни кінематичних кутів а) головного переднього γ_k , б) головного заднього α_k , в) кута нахилу різальної кромки λ_k в залежності від радіусу поточної точки на різальній кромці периферійної пластини

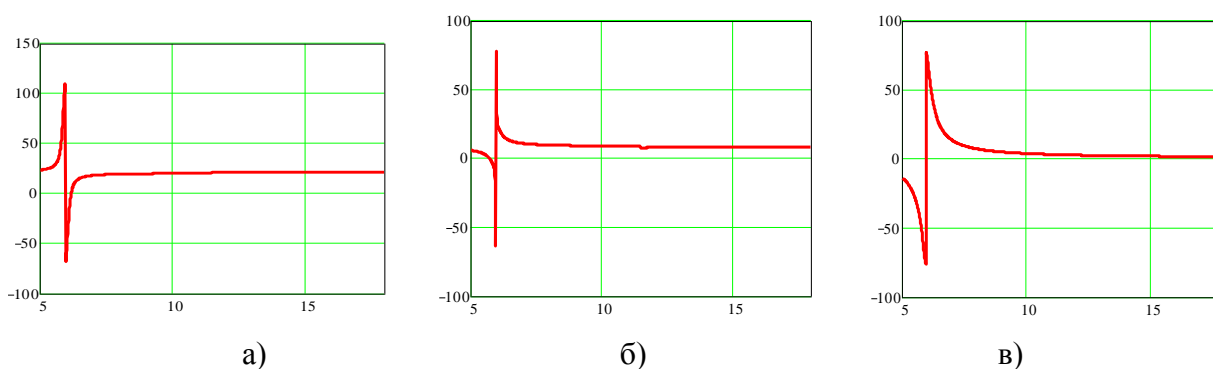


Рис. 6 – Графіки зміни кінематичних кутів а) головного переднього γ_k , б) головного заднього α_k та в) кута нахилу різальної кромки λ_k в залежності від радіусу поточної точки на центральній пластині

Як видно з рисунків 5, 6, вздовж різальних кромок периферійної та центральної пластин відбувається зміна геометричних параметрів, яка викликає відповідну зміну елементарних складових сили різання.

Висновки

В результаті виконаної роботи отримані залежності для визначення кінематичних геометричних параметрів робочої частини збірного свердла. Ці залежності дозволяють аналізувати зміну геометричних параметрів вздовж різальних кромок периферійної та центральної БНП з урахуванням швидкості різання та подачі свердла. В подальшому отримана інформація дозволить провести аналіз розподілення складових сили різання вздовж різальних кромок та визначити сукупність геометричних та кінематичних параметрів, які забезпечують мінімізацію, наприклад, невірноваженої радіальної складової сили різання.

Перелік джерел літератури: 1. Баканов А.А. Влияние кинематики процесса сверления на значения рабочих углов сверл с СМП / Баканов А.А. // Современные наукоемкие технологии. 2006. - №6 – С. 60. 2. Петрушин С.И. Геометрический и силовой анализ сборных сверл со сменными многогранными пластинами. /С.И. Петрушин, А.А. Баканов, А.В. Махов // Технология машиностроения. 2007. - № 10 – С.27 – 30. 3. Баканов А.А. Определение силы резания при сверлении сверлами с СМП. /А.А. Баканов // Фундаментальные исследования. 2006. - №6 – С. 49.

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

ВИЗНАЧЕННЯ КІНЕМАТИЧНИХ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНИХ СВЕРДЕЛ Гриньов Ю.О., Воеводіна Т.А., Стрелков В.Б., Кундеус В.В.

В роботі отримані залежності для визначення кінематичних геометричних параметрів вздовж різальних кромок центральної та периферійної змінних пластин збірного свердла.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СБОРНЫХ СВЕРЛ

Гринёв Ю.А., Воеводина Т.А., Стрелков В.Б., Кундеус В.В.

В работе получены зависимости для определения кинематических геометрических параметров вдоль режущих кромок центральной и периферийной сменных пластин сборного сверла.

DETERMINATION OF KINEMATICAL GEOMETRICAL PARAMETERS OF MODULAR DRILLS

Grinyov Y.A., Voevodina T.A., Strelkov V.B., Kundeus V.V.

The dependencies for determination of kinematical geometrical parameters along the cutting edges of the central and peripheral indexable inserts of modular drill were received.

Ключові слова: залежності, кінематичні геометричні параметри, збірні свердла

Ключевые слова: зависимости, кинематические геометрические параметры, сборные сверла

Key words: dependencies, kinematical geometrical parameters, modular drills

УДК 621.982

Клименко Г.П., Ткачева Е. В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина
msi@dgma.donetsk.ua

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ РАБОТЫ И ИНСТРУМЕНТООБЕСПЕЧЕНИЯ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ

Статистические исследования работоспособности сборных резцов свидетельствуют о стохастическом характере нагрузок на инструмент и свойств инструментального и обрабатываемого материала. Поэтому, для определения рациональной конструкции инструмента и регламентов их эксплуатации необходимо получение математических моделей для определения показателей надежности сборных инструментов, оснащенных твердосплавными неперетачиваемыми пластинами

С точки зрения надежности можно считать, что инструменты с твердосплавными многогранными неперетачиваемыми пластинами имеют параллельное соединение режущих элементов, так как система (инструмент) отказывают только после выхода всех элементов (режущих вершин) из строя [1]. Наиболее эффективным методом определения показателей надежности таких систем является рассмотрение сборного резца как систему с резервированием. Существует два метода резервирования: общее, при котором резервируется система в целом, и раздельное (поэлементное) резервирование, при котором резервируются отдельные элементы системы [2]. Общее резервирование для сборного режущего инструмента возможно реализовать применением различных упрочняющих технологий, повышающих надежность всей многогранной пластины. Поэлементное резервирование для сборного резца осуществляется введением в зону обработки нового режущего элемента при отказе предыдущего путем поворота многогранной пластины. При обработке сборными фрезами характер резервирования несколько иной, так как при отказе одной режущей вершины фрезы её работоспособность не нарушается до некоторого времени, а нагрузку отказавшего режущего элемента принимают на себя оставшиеся работоспособные режущие грани [2,3]. При этом, в первом случае резервирование осуществляется с целой кратностью, при котором нормальная работа резца осуществляется путём замены отказавшей грани последовательно ($n - 1$) гранью n - гранной пластинки. Резервированием с дробной кратностью называют такое резервирование, при котором резервные элементы приходятся на несколько основных, как в случае фрезерования, например, торцовыми сборными фрезами [4].

Рассматривая работоспособность сборного резца с точки зрения его надежности замещением, возможны три вида условий работы граней пластины до момента их включения в резание.

Первый вид - нагруженный резерв, при котором ресурс граней пластины начинает расходоваться с момента включения всей пластины в работу. При этом необходимо учитывать тепловые потоки и напряжения всей пластины, хотя в зоне резания находится одна вершина. Законы распределения стойкости и вероятность безотказной работы для всех вершин будут одинаковыми.

Второй вид резерва характеризуется тем, что внешние условия, взаимодействующие на режущие грани, не находящиеся в работе, до момента их включения в работу - облегченные. В этом случае интенсивность расхода резервных граней несколько ниже, чем в первом случае. Это соответствует состоянию всей режущей пластины достаточно большой величины с достаточным удалением от рабочей режущей кромки всех остальных граней.

Третий вид резерва - холодный или ненагруженный. Этой моделью надежности можно пользоваться при допущениях, что режущая грань начинает расходовать свой ресурс только с момента поворота пластины и замены отказавшей грани. При этом на уровень

надежности реза будет влиять интенсивность замены отказавшей грани, зависящая от конструкции реза, являющаяся показателем его ремонтпригодности.

Целью настоящей работы является прогнозирование показателей надежности эксплуатации сборных резцов и их процесса инструментообеспечения путем определения математических моделей.

Общая формула для расчета надежности сборного реза с n -гранной неперетачиваемой пластиной имеет вид:

$$R_n(t) = R_{n-1}(t) + \int_0^t R(t, \tau) a_n(\tau) d\tau, \quad (1)$$

где $R_n(t)$ – надежность реза с n – гранной пластиной; $R(t, \tau)$ – надежность одной резервной грани в течение времени $t - \tau$ при условии, что до момента времени τ она исправна; $a_{n-1}(\tau)$ – частота отказов сборного реза при $(n - 1)$ поворотах пластины.

Вероятность отказов реза $Q_n(t)$ определяется:

$$Q_n(t) = \int_0^t Q(t, \tau) a_{n-1}(\tau) d\tau, \quad (2)$$

где $Q(t, \tau)$ – вероятность отказа резервной грани в течение времени $t - \tau$.

Формулы (1) и (2) позволяют вычислить надежность сборных резцов с n гранными пластинами (кратность резервирования равна $n - 1$).

В случае, когда резервные грани пластины теряют надежность с момента замены отказавшего элемента (третий вид резерва), отказ $(n - 1)$ граней пластины до момента τ произойти не может, то есть накоплением повреждений во всей пластине при работе одной гранью пренебрегаем.

Вероятность безотказной работы сборного реза в этом случае определяется:

$$R_n(t) = R_{n-1}(t) + \int_0^t R(t - \tau) a_{n-1}(\tau) d\tau = 1 - \int_0^t Q(t - \tau) a_{n-1}(\tau) d\tau, \quad (3)$$

Формула (3) позволяет вычислить уровень надежности сборного реза при любых законах распределения времени работы каждой грани пластины.

В случае экспоненциального закона распределения стойкости каждой грани сборного реза расчет его показателей надежности:

а) при облегченном резерве

$$R(t) = e^{-\lambda_0 t} \prod_{i=1}^n \left[1 + \sum_{i=1}^{n-1} \frac{a_i}{i!} (1 - e^{-\lambda_i t})^i \right], \quad (4)$$

б) при ненагруженном резерве

$$R(t) = e^{-\lambda_0 t} \prod_{i=1}^n \left[\sum_{i=0}^{n-1} \frac{(\lambda t)^i}{i!} \right], \quad (5)$$

где $i=1 \dots n$ – число граней режущей пластины сборного реза; λ – интенсивность отказов пластин за период $0 - t$.

Представленные выражения позволяют вычислять надежность сборного реза в зависимости от интенсивности отказов каждой вершины его режущей пластины.

Целесообразный уровень надежности сборного реза, который закладывается на стадии его проектирования определяется исходя из экономических критериев: затрат на инструмент и эксплуатационных расходов. Зависимость приведенных затрат от уровня надежности сборного реза не имеет оптимума, т.к. повышение надежности всегда требует дополнительных затрат. Однако, скорость возрастания этих затрат [5] существенно повышается в диапазоне вероятности безотказной работы, равной $0,7 - 0,8$.

На надежность технологической системы предназначенной для механической обработки конкретной партии деталей, влияет уровень бесперебойности инструментообеспечения, который также является случайным процессом, зависящим от большого числа производственных факторов. Для прогнозирования запасов инструмента для надежного инструментообеспечения рассмотрим задачу определения запасов для надежного инструментообеспечения при стационарном спросе на инструмент.

Управление запасами режущего инструмента, своевременное инструментообеспечение технологической системы является неотъемлемым условием ее надежного функционирования.

Пусть для обработки деталей существует постоянный спрос на инструмент с интенсивностью μ . Обозначим интенсивность поставок инструмента $-\lambda$, цикл работы технологической системы $-T$ (месяц, год и т.п.), предельный запас инструмента на складе $-\hat{y}$. Считая расходы средств для хранения инструмента пропорциональными среднему запасу инструментов и времени их существования соответственно, получим выражение для функции затрат L_T за время T работы технологической системы:

$$L_T = g + S \int_0^{t_1+t_2} y(t)dt - p \int_{t_1+t_2}^T y(t)dt, \quad (6)$$

где g -расходы, связанные с запуском или заказом партии инструмента; S - удельные расходы на хранение единицы инструмента в единицу времени; p -удельные расходы на хранение единицы запаса инструмента в течение единицы времени.

График изменения запасов инструмента за период функционирования технологической системы представлен на рисунке 1.

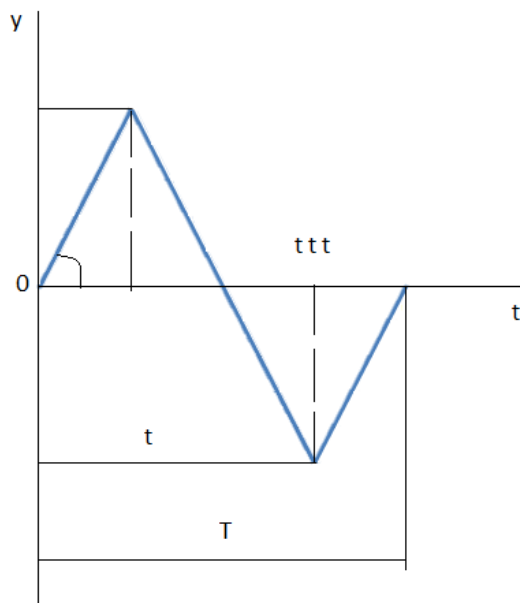


Рисунок 1-График изменения запасов инструмента

Тогда изменение запасов инструмента в зависимости от периода времени t имеет вид:

$$y(t) = \begin{cases} (\lambda - \mu)t & \text{при } 0 \leq t \leq t_1 \\ \hat{y} - \mu(t - t_1) & \text{при } t_1 < t \leq t_1 + t_2 + t_3 \\ -\hat{y} + (\lambda - \mu)(t - t_1 - t_2 - t_3) & \text{при } t_1 + t_2 + t_3 < t \leq T \end{cases} \quad (7)$$

Максимальный дефицит инструмента равен:

$$\hat{y}_g = \frac{T - (t_1 + t_2 + t_3)}{t_1 + t_2} \hat{y}.$$

Подставив $t_1 = \frac{\hat{y}}{\lambda - \mu}$ и $t_1 = \frac{\hat{y}}{\mu}$, получим

$$\hat{y}_g = \frac{\mu}{\lambda} [(\lambda - \mu)T - \hat{y}]. \quad (8)$$

С учётом линейности изменения уровня запаса инструмента, функция затрат принимает вид:

$$L_T = g + \frac{S\lambda\hat{y}^2}{2\mu(\lambda - \mu)} + \frac{p\lambda}{2\mu(\lambda - \mu)} \left[\frac{\mu}{\lambda} (\lambda - \mu)T - \hat{y} \right]^2, \quad (9)$$

Откуда затраты в единицу времени

$$L_{cp} = \frac{L_T}{T} = \frac{1}{T} \left[g + \frac{(p + S)\lambda\hat{y}^2}{2\mu(\lambda - \mu)} \right] + \frac{p\mu}{2\lambda} (\lambda - \mu)T - p\hat{y}. \quad (10)$$

Для получения оптимальных значений параметров, соответствующих минимуму затрат в единицу времени L_{min} составим систему уравнений:

$$\frac{\partial L_{\text{ср}}}{\partial \hat{y}} = \left[\frac{(p + S)\lambda \hat{y}}{T\mu(\lambda - \mu)} - p \right] = 0 \quad (11)$$

$$\frac{\partial L_{\text{ср}}}{\partial T} = \frac{p\mu}{2\lambda}(\lambda - \mu) - \frac{1}{T^2} \left[g + \frac{(p + S)\hat{y}_2\lambda}{2\mu(\lambda - \mu)} \right] = 0 \quad (12)$$

Решение системы (11) и (12) численным методом дает возможность определить оптимальное значение запаса инструмента на складе \hat{y}_0 и оптимальное время T_0 , соответствующие минимальным удельным затратам.

Выводы

С точки зрения надежности можно считать, что инструменты с твердосплавными многогранными неперетачиваемыми пластинами имеют параллельное соединение режущих элементов, так как система (инструмент) отказывают только после выхода всех элементов (режущих вершин) из строя. Установлено, что наиболее эффективным методом определения показателей надежности таких систем является рассмотрение сборного резца как систему с резервированием.

Рассматривая третий вид резерва - холодный или ненагруженный при допущениях, что режущая грань начинает расходовать свой ресурс только с момента поворота пластины и замены отказавшей грани, определены показатели вероятности безотказной работы и интенсивности отказов сборных резцов как системы. При этом на уровень надежности резца будет влиять интенсивность замены отказавшей грани, зависящая от конструкции резца, являющаяся показателем его ремонтпригодности.

Полученные математические зависимости для случая экспоненциального закона распределения стойкости каждой грани сборного резца при модели облегченного резерва и при ненагруженном резерве, соответствующие различным нагрузкам на сборный резец.

В предположении, что для обработки деталей существует постоянный спрос на инструмент с определенной интенсивностью и с учетом интенсивности поставок за определенный цикл работы технологической системы, определен предельный запас инструмента.

С учётом линейности изменения уровня запаса инструмента, разработана целевая функция затрат для получения оптимальных значений параметров запаса инструментов, соответствующих минимуму затрат в единицу времени, обеспечивающий требуемый уровень надежности технологической системы для обработки деталей сборными резцами.

Перечень источников литературы: 1. Клименко Г.П. Применение марковских и полумарковских цепей при оценке надежности технологической системы /Г.П.Клименко//Прогрессивные технологии и системы машиностроения. Межд.сб.научных трудов.- Донецк: ДонНТУ, 2004.- Вып.28.-с.71-76.2.Сандлер Дж. Техника надежности систем /Дж.Сандлер.-М.:Наука, 1996.-300с.3. Клименко Г.П. Определение надежности концевых фрез сборной конструкции /Г.П.Клименко, А.В.Хоменко,К.С.Чабан // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. Вып.26.- Краматорск: ДГМА, 2010 с.63-67.4. Клименко Г.П. К вопросу определения надежности многолезвийного инструмента / Г.П.Клименко, А.О.Денисова // Материалы IX Международного научно-технического семинара «Тяжелое машиностроение».-Краматорск: ДГМА, 2011.-с.59.5. Клименко Г.П. Определение качества сборных торцевых фрез / Г.П.Клименко, А.О.Денисова//Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Вып. 28.-Краматорск: ДГМА, 2011.- с.56-60.6. Клименко Г.М. Підвищення стабільності обробки деталей збірними різцями важких верстатів з ЧПК / Г.П.Клименко,О.Ю.Андронов // Сучасні технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць. Вип. 4.- Харків: НТУ «ХПІ», 2010.-239-246.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ВИЗНАЧЕННЯ ПОКАЗНИКІВ НАДІЙНОСТІ РОБОТИ ТА ІНСТРУМЕНТОЗАБЕСПЕЧЕННЯ ЗБІРНИХ РІЗЦІВ

Клименко Г.П., Ткачова К. В.

Розроблено математичні моделі для визначення показників надійності збірної різця з механічним закріпленням багатограних непереточуваних пластин. Роботоспроможність різця розглянуто з точки зору його надійності як система, що резервирується з холодним резервом. Для надійного інструментозабезпечення розроблено цільову функцію, яка дозволяє оптимізувати запас інструмента на заданий період часу.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ НАДЕЖНОСТИ РАБОТЫ И ИНСТРУМЕНТООБЕСПЕЧЕНИЯ СБОРНЫХ РЕЗЦОВ

Клименко Г.П., Ткачева Е. В.

Разработаны математические модели для определения показателей надежности сборного резца с механическим креплением многогранных неперетачиваемых пластин. Работоспособность резца рассматривалась с точки зрения его надежности как резервируемая система с холодным резервом. Для надежного инструментообеспечения разработана целевая функция, позволяющая оптимизировать запас инструмента на заданный период времени.

DETERMINATION OF PARAMETERS OF THE RELIABILITY AND PREFABRICATED INSTRUMENTOOBESPECHENIYA CUTTERS

Klimenko G.P., Tkacheva E.V.

Mathematical models for determining the reliability of prefabricated mechanical fastening tool with multifaceted neperetachivaemyh plates. The efficiency of the tool was considered in terms of its reliability as a redundant system with cold standby. For reliable instrumentoobespecheniya developed objective function that allows you to optimize the supply of the instrument at a given time period.

Ключевые слова: Надежность, сборный резец, многогранные неперетачиваемые пластины, вероятность безотказной работы, инструментообеспечение.

Ключові слова: Надійність, збірний різець, багатогранні непереточувальні пластины, ймовірність безвідмовної роботи, інструментозабезпечення.

Key words: Reliability, modular cutter, many-sided neperetachivaemyi plates, probability of non-failure operation, instrumentoobespecheniya.

УДК 612.914.22

Герасимчук Е.М., Вовк В.В.
НТУУ «КПІ», г. Киев, Украина

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТОРЦОВЫХ ФАСОННЫХ ФРЕЗ

Введение

Фасонное фрезерование широко используется в промышленности при обработке фасонных цилиндрических поверхностей (прямых канавок) и винтовых поверхностей (винтовых канавок). В большинстве случаев используются фасонные дисковые фрезы. Процессы фасонного фрезерования дисковыми фрезами, благодаря исследованиям Розенберга А.М., Костюкова Я.Х., Исаева А.И., Лесной В.И., Коганова И.А., Подпоркина В.Г., Ларина М.Н., Кудевицкого Я.В., и многих других изучены в достаточной степени полно. Получены математические модели описывающие влияние входных параметров процесса на усилия резания, износ и стойкость инструмента. Решены вопросы оптимизации геометрических параметров режущей части фасонных дисковых фрез.

Торцовые фрезы при обработке фасонных поверхностей используются значительно реже. Хотя эти инструменты являются более прогрессивными с точки зрения производительности обработки, качества обработанной поверхности, схем срезания припуска и стойкости режущих элементов. Известно лишь немногочисленное количество работ, в которых рассматривались вопросы обработки фасонных поверхностей торцовыми фрезами.

Вопросы профилирования торцовых фасонных фрез для обработки винтовых архимедовых поверхностей и круглых цилиндрических поверхностей решались в работах проф. Родина П.Р. и Этин А.О. Были решены вопросы формообразования указанных поверхностей с заданной точностью, вопросы определения графическим путем исходных инструментальных поверхностей, проанализированы условия формообразования и выбора исходя из условий формообразования конструктивных параметров инструмента.

Мирзахмедовым Н.Т. исследовался процесс фрезерования фасонных поверхностей на станках с ЧПУ торцовыми фрезами с прямолинейными режущими кромками. Обработывалась фасонная круглая цилиндрическая поверхность монорельсов. Применение в рассматриваемом случае торцовых фрез при обработке титановых сплавов позволило в серийном производстве увеличить производительность в 2-3 раза для различных монорельсов.

Эти исследования рассматривали главным образом вопросы формообразования поверхностей торцовыми фрезами с генераторной схемой срезания припуска. Формообразование фасонных поверхностей торцовыми фасонными фрезами с профильной схемой срезания припуска исследовано еще недостаточно. Некоторые вопросы теории проектирования торцовых фасонных фрез решены в работах П.Р.Родина и Е.М.Герасимчук [1-3]. В частности, это вопросы определения исходных инструментальных поверхностей при обработке торцовыми фрезами с профильной схемой срезания припуска различных фасонных поверхностей, вопросы профилирования, определения геометрических параметров таких фрез для некоторых частных случаев.

Дальнейшее развитие теории проектирования фасонных торцовых фрез является актуальной задачей и имеет большое научное и практическое значение.

Для того чтобы создать рациональную конструкцию инструмента и оценить его режущую способность необходимо четкое представление о геометрических параметрах режущей части в различных точках режущей кромки и их изменениях в процессе резания. Может иметь место неблагоприятная картина изменения статических и кинематических геометрических параметров режущей части в различных точках режущих кромок в различные периоды резания. В этом случае необходимо проанализировать от каких параметров зависят величины геометрических параметров, и каким образом можно их изменить в целесообразную сторону.

Цель работы

Целью данной работы является развитие теории проектирования фасонных торцевых фрез в части определения геометрии таких фрез. Определяется геометрия передней поверхности торцевых фасонных фрез с профильной схемой срезания припуска.

Основная часть

В основе определения геометрических параметров режущей части инструмента лежат представления о базовых поверхностях, относительно которых располагается режущая кромка и поверхности режущей части инструмента [4,5]. Плоскости, относительно которых измеряются геометрические параметры, ориентированы относительно скорости резания, при этом наиболее точно они могут быть определены в кинематической системе координат, учитывающей все движения, которые совершает инструмент в процессе резания.

Геометрические параметры передней поверхности торцевой фасонной фрезы могут быть определены аналитическим способом. С этой целью для каждой точки фасонной режущей кромки необходимо определить вектора: \vec{P} – вектор, касательный к режущей кромке; $\vec{\Pi}$ – вектор, касательный к передней поверхности фрезы; \vec{V} – вектор скорости главного движения резания, \vec{V}_s – вектор скорости подачи; \vec{V}_e – вектор результирующего движения.

Поскольку вектора \vec{P} и $\vec{\Pi}$ лежат в передней плоскости фрезы, то вектор нормали к передней плоскости \vec{N}_{Π} будет определен, как векторное произведение этих векторов:

$$\vec{N}_{\Pi} = \vec{P} \times \vec{\Pi}. \quad (1)$$

Так как, вектора \vec{P} и \vec{V}_e лежат в кинематической плоскости резания, то вектор нормали \vec{N}_{pk} к этой плоскости будет:

$$\vec{N}_{pk} = \vec{P} \times \vec{V}_e. \quad (2)$$

Вектора \vec{N}_{Π} и \vec{N}_{pk} лежат в нормальной секущей плоскости. Поэтому кинематический нормальный передний угол $\gamma_{нк}$ определяется по зависимости

$$\sin \gamma_{нк} = \frac{\vec{N}_{pk} \cdot \vec{N}_n}{|\vec{N}_{pk}| \cdot |\vec{N}_n|}. \quad (3)$$

Кинематический передний угол γ_k может быть определен, как

$$\operatorname{tg} \gamma_k = \frac{\operatorname{tg} \gamma_{нк}}{\cos \lambda_k}. \quad (4)$$

Кинематический угол наклона режущей кромки λ_k в формуле (4) определяется, как

$$\sin \lambda_k = \frac{\vec{P} \cdot \vec{V}_e}{|\vec{P}| \cdot |\vec{V}_e|}. \quad (5)$$

Первоочередной задачей при определении геометрии инструмента является нахождение кромки инструмента и касательных к ней в каждой ее точке. Режущая кромка торцевой фасонной фрезы образуется как линия пересечения исходной инструментальной поверхности (поверхность вращения) и передней поверхности. Как правило, в качестве передней поверхности выбирается плоскость. Положение передней плоскости на зубе фрезы задается величинами переднего угла γ и угла наклона режущей кромки λ в выбранной базовой точке. За базовую точку обычно принимается вершинная точка зуба, либо другая точка режущей кромки, расположенная на основном участке режущей части. Передняя плоскость может занимать следующие положения:

- 1) передняя плоскость проходит через ось фрезы и режущая кромка расположена в осевой плоскости - $\gamma=0^\circ, \lambda=0^\circ$;
- 2) передняя плоскость занимает горизонтально-проецирующее положение, а режущая кромка не лежит в осевой плоскости - $\gamma=0^\circ, \lambda \neq 0^\circ$;
- 3) передняя плоскость занимает фронтально-проецирующее положение, а режущая кромка лежит в осевой плоскости - $\gamma \neq 0^\circ, \lambda=0^\circ$;
- 4) передняя плоскость является плоскостью общего положения и режущая кромка не лежит в осевой плоскости - $\gamma \neq 0^\circ, \lambda \neq 0^\circ$;
- 5) передняя плоскость занимает фронтально-проецирующее положение, а режущая кромка не лежит в осевой плоскости - $\gamma \neq 0^\circ, \lambda \neq 0^\circ$.

Для того, чтобы проанализировать геометрические параметры торцовых фрез для общего случая, когда передняя плоскость не проходит через ось фрезы ($\gamma \neq 0^\circ, \lambda \neq 0^\circ$), определим положение касательной к режущей кромке в исследуемой точке. В системе плоскостей проекций Π_1/Π_2 проводим переднюю плоскость P , положение которой определяется заданными параметрами H и γ . В плоскости проекций Π_3 через исследуемую точку B профиля детали проводим плоскость D , касательную к обработанной цилиндрической поверхности в этой точке.

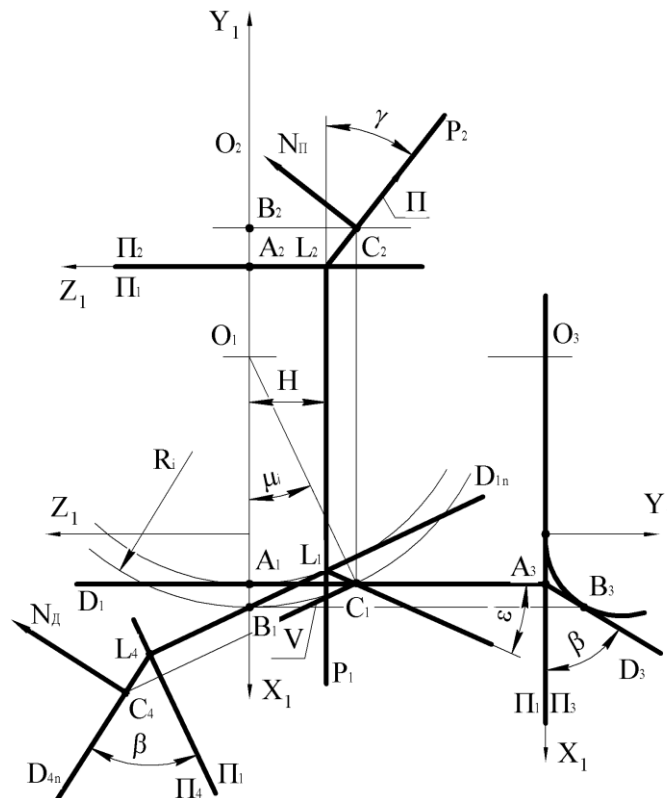


Рис. 1 – Определение касательной к режущей кромке торцовых фрез, у которых передняя плоскость не проходит через ось ($\gamma \neq 0^\circ, \lambda \neq 0^\circ$).

Линия AB будет профилем плоскости D , положение которой характеризуется углом β . Прямая AB является также характеристикой при вращении плоскости D вокруг оси O фрезы. Точка B , вращаясь вокруг оси, описывает окружность BC , расположенную на исходной инструментальной поверхности. Точка C пересечения этой окружности с передней плоскостью P будет точкой режущей кромки. Плоскостью, касательной к исходной инструментальной поверхности в точке C будет плоскость D_{II} , следы которой в системе Π_1/Π_4 обозначены D_{III} и D_{IV} .

Касательная к режущей кромке в точке C определяется как линия пересечения передней плоскости P и плоскости D_{II} . Это будет линия LC , положение которой характеризуется углами γ и ϵ . Вектор \vec{P} касательный к режущей кромке можно определить как векторное

произведение вектора нормали \bar{N}_Π к передней поверхности и вектора нормали $\bar{N}_Д$ к плоскости D_Π .

В системе координат $X_1Y_1Z_1$, связанной с фрезой, вектор нормали \bar{N}_Π к передней поверхности будет:

$$\bar{N}_\Pi = \bar{j} \operatorname{tg} \gamma + \bar{k}.$$

Вектор нормали $\bar{N}_Д$ к плоскости D_Π :

$$\bar{N}_Д = -\bar{i} \cos \mu_i + \bar{j} \operatorname{ctg} \beta + \bar{k} \sin \mu_i.$$

или

$$\bar{N}_Д = -\bar{i} \cos \mu_i \sin \beta + \bar{j} \cos \beta + \bar{k} \sin \mu_i \sin \beta,$$

где $\sin \mu_i = \frac{H+Y_1 \operatorname{tg} \gamma}{R_i}$.

Вектор \bar{P} , касательный к режущей кромке:

$$\bar{P} = [\bar{N}_\Pi \times \bar{N}_Д] = \begin{vmatrix} i & j & k \\ 0 & \operatorname{tg} \gamma & 1 \\ -\cos \mu_i & \operatorname{ctg} \beta & \sin \mu_i \end{vmatrix}.$$

Раскрывая определитель, получим:

$$\bar{P} = \bar{i} (\operatorname{tg} \gamma \sin \mu_i - \operatorname{ctg} \beta) - \bar{j} \cos \mu_i + \bar{k} \operatorname{tg} \gamma \cos \mu_i$$

или

$$\bar{P} = \bar{i} (\operatorname{tg} \gamma \sin \mu_i \sin \beta - \cos \beta) - \bar{j} \cos \mu_i \sin \beta + \bar{k} \operatorname{tg} \gamma \cos \mu_i \sin \beta.$$

Касательный к передней поверхности вектор $\bar{\Pi}$, направленный вдоль ее следов, запишется:

$$\bar{\Pi} = \bar{j} \cdot \cos \gamma - \bar{k} \cdot \sin \gamma.$$

Скорость главного движения резания \bar{V} в точке C будет скоростью вращения этой точки вокруг оси фрезы:

$$\bar{V}_1 = \bar{i} \cdot \sin \mu_i + \bar{k} \cdot \cos \mu_i.$$

Введем неподвижную систему координат XYZ (рис.2), ось Z которой направим вдоль направления подачи, а ось Y совпадает с осью Y_1 . Будем считать, что система $X_1Y_1Z_1$ вместе с режущей кромкой вращается вокруг оси Y_1 в неподвижной системе координат XYZ . В начальный момент времени системы XYZ и $X_1Y_1Z_1$ совпадают. Угол поворота системы $X_1Y_1Z_1$ в системе XYZ вокруг оси Y обозначим через t . Тогда формулы преобразования координат запишутся таким образом:

$$X = X_1 \cos t - Z_1 \sin t$$

$$Y = Y_1$$

$$Z = Z_1 \cos t + X_1 \sin t$$

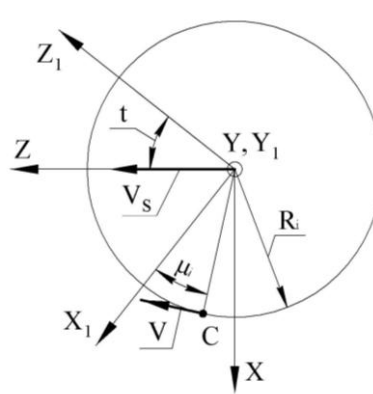


Рис. 2 – Расположение систем координат

По формулам преобразования координат вектора \bar{P} , \bar{P} и \bar{V} в системе координат XYZ запишутся:

$$\begin{aligned} \bar{P} &= \{\sin \gamma \cdot \sin t; \cos \gamma; -\sin \gamma \cdot \cos t\}; \\ \bar{P} &= \{-\cos \beta \cdot \cos t - \sin \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \sin t; -\sin \beta; \sin \beta \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot \cos t - \cos \beta \cdot \sin t\}; \\ \bar{V} &= \{\sin \mu \cdot \cos t - \cos \mu \cdot \sin t; 0; \cos \mu \cdot \cos t + \sin \mu \cdot \sin t\}, \end{aligned} \quad (6)$$

где t – угол, определяющий положение зуба в процессе работы.

Для торцового фрезерования вектор скорости движения подачи \bar{V}_s в системе XYZ пишется:

$$\bar{V}_s = k \cdot \frac{S_z \cdot Z}{2\pi R_i},$$

где S_z – подача на зуб фрезы, Z – количество зубьев.

Вектор результирующего движения резания V_e найдем как векторную сумму скоростей главного движения резания и подачи:

$$\bar{V}_e = \bar{V} + \bar{V}_s$$

После суммирования координат этих векторов получим:

$$\bar{V}_e = \left\{ \sin \mu \cdot \cos t - \cos \mu \cdot \sin t; 0; \cos \mu \cdot \cos t + \sin \mu \cdot \sin t + \frac{S_z \cdot Z}{2\pi R_i} \right\} \quad (7)$$

Подставив (6) и (7) в (1-5) можно определить кинематические передний угол и угол наклона режущей кромки в произвольной точке режущей кромки в любом положении зуба фрезы в процессе резания. Если принять величину подачи S_z равной нулю в полученных зависимостях то геометрические параметры будут определяться в статической системе координат.

Выводы

Основываясь на общей методике аналитического определения геометрических параметров режущих инструментов, решена задача по определению геометрии плоской передней поверхности торцовой фасонной фрезы в кинематической системе координат. Полученные зависимости могут быть использованы при проектировании торцовых фрез для обработки фасонных профилей при профильной схеме срезания припуска.

Перечень источников литературы: 1. Определение геометрических параметров торцовых фасонных фрез / Герасимчук Е.М. // Вісник Національного технічного університету України "КПІ". Серія: "Машиностроєння" – 2004. - , випуск 45.-, С.102-103. 2. Вихідні інструментальні поверхні торцевих фрез для оброблення фасонних поверхонь обертання / Герасимчук О.М. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: Збірник наукових праць.- 2010.-№9, С. 55-63. 3. Профилирование торцовых фрез, затылованных по окружности / Родин П.Р., Герасимчук Е.М. // , «Резание и инструмент в технологических системах». Международный научно-технический сборник. , - 2000.-- Выпуск 57, С.75-78. 4. ГОСТ 25762-83 Обработка резанием || Термины, определения и обозначения общих понятий. – М.: ГК СССР по стандартам, 1983-41 с. 5. Общая теория определения геометрических параметров инструмента / Н.С. Равская, Т.П. Николаенко, Л.С. Мельничук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2003. -№14, С.3-11.

Рецензент: Гузенко В.С., к.т.н., проф. ДГМА

ГЕОМЕТРИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПЕРЕДНЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ТОРЦОВЫХ ФАСОННЫХ ФРЕЗ

Герасимчук Е.М., Вовк В.В.

В данной работе основываясь на общей теории определения геометрических параметров режущих инструментов, решена задача аналитического определения геометрии плоской передней поверхности торцовой фасонной фрезы с профильной схемой срезания припуска для общего случая, когда передняя плоскость не проходит через ось фрезы ($\gamma \neq 0^\circ$, $\lambda \neq 0^\circ$). Определены вектора, характеризующие положение передней поверхности и скоростей главного движения, подачи и результирующего движения резания. Получены зависимости, позволяющие определять значения переднего угла и угла наклона режущей кромки вдоль нее в кинематической и статической системах координат.

ГЕОМЕТРИЧНІ ПАРАМЕТРИ ПЕРЕДНЬОЇ ПОВЕРХНІ ТОРЦЕВИХ ФАСОННИХ ФРЕЗ

Герасимчук О.М., Вовк В.В.

У даній роботі базуючись на загальній теорії визначення геометричних параметрів різальних інструментів, вирішена задача аналітичного визначення геометрії плоскої передньої поверхні торцевої фасонної фрези з профільною схемою зрізання припуску для загального випадку, коли передня поверхня не проходить через вісь фрези ($\gamma \neq 0^\circ$, $\lambda \neq 0^\circ$). Визначені вектори, які характеризують положення передньої поверхні та швидкостей головного руху, подачі та результирующего руху різання. Отримані залежності, що дозволяють визначити значення переднього кута та кута нахилу різальної кромки вздовж неї в кінематичній та статичній системах координат.

GEOMETRIC PARAMETERS OF THE SURFACE OF THE FRONT FACE FORMED CUTTERS

Elena Gerasimchuk, Vladimir Vovk

In this work, based on the general theory of determining the geometric parameters of cutting tools, to solve the problem of analytical determination of the geometry of the flat front surface of the machined contoured profile cutters with cutting allowance scheme for the general case, when the front plane does not pass through the axis of the cutter ($\gamma \neq 0^\circ$, $\lambda \neq 0^\circ$). Defined by the vector characterizing the position of the front surface and the velocity of the main motion, filing, and the resultant movement of cutting. The dependences allowing to determine the value of rake angle and the angle of inclination along the cutting edge in the kinematic and static coordinate systems.

Ключевые слова: Торцовая фреза, фасонная поверхность, профилирование, проектирование, геометрия режущей части, профильная схема срезания припуска.

Ключові слова: Торцева фреза, фасонна поверхня, профілювання, проектування, геометрія різальної частини, профільна схема зрізання припуску.

Keywords: Face mills, surface fitting, shaping, designing, cutting part of the geometry, profile cutting allowance scheme.

УДК 621.9

Сторчак М.Г., Мурат Осак, Залога О.А.Институт станков «Уни-Штутгарт», г. Штутгарт, Германия,
СумДУ, г. Сумы, Украина**МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРА И ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА*****Введение***

Работоспособность инструментов определяется сопротивляемостью контактных площадок инструмента изнашиванию и разрушению, которые происходят в результате их взаимодействия с обрабатываемым материалом. Изнашивание контактных площадок осуществляется непрерывно и обусловлено проявлением нескольких, параллельно протекающих, механизмов износа - абразивным, адгезионно-усталостным, химико-окислительным и диффузионным. В зависимости от условий резания и характера контактного взаимодействия (непрерывный, прерывистый, нестационарный) может превалировать один из указанных механизмов, который и будет определять работоспособность инструмента. Это связано с тем, что данные инструменты работают в условиях воздействия сложного комплекса факторов (высоких контактных напряжений и температур, а также в условиях активного протекания физико-химических процессов). На сегодняшний день очень немаловажным является умение определять характер и интенсивность изнашивания режущего лезвия из различных инструментальных материалов для прогнозирования периода его стойкости. В частности, обзор литературы показал, что все еще не существует методики определения интенсивности изнашивания режущего инструмента, которую бы можно было применять в реальных условиях обработки и производства. Это обуславливается тем, что практически во всех известных методиках принимается большое количество допущений, которые в значительной степени искажают реальную картину взаимодействия лезвия инструмента со срезаемым слоем, стружкой и поверхностями на заготовке.

Основная часть

Нами была предложена методика экспериментального определения интенсивности изнашивания режущего инструмента путем проведения анализа режущего лезвия с использованием электронного микроскопа, интерферометра, а также динамометра для определения изменения сил в процессе обработки. Данная методика подразумевает проведение натурального эксперимента по резанию.

Широко известен [1] тот факт, что классическая кривая износа имеет: участок 1 - приработка, - характеризующийся резким увеличением величины площадки износа инструмента в течение относительно короткого времени его работы; участок 2 - установившийся износ лезвия, - характеризующийся медленным увеличением величины площадки износа инструмента в течение относительно длительного времени его работы; участок 3 - критический износ инструмента, - снова характеризующийся резким увеличением величины площадки износа, приводящий в конце концов к разрушению режущей кромки или инструмента (пластины). В связи с этим, в начальный момент работы инструмента (в период приработки) эксперимент необходимо останавливать и проводить контроль режущей кромки каждые 3с, для того, чтобы не пропустить точку окончания приработки и начало площадки установившегося износа. Затем (на участке установившегося износа лезвия) данный период можно увеличить до 8-10с, однако также немаловажным является определение точки начала критического износа. В соответствии с предложенной методикой в момент остановки процесса резания проводится регистрация износа инструмента по нескольким параметрам: измерение радиуса округления ρ и формы режущей кромки, а также линейное измерение площадки износа инструмента по задней поверхности h_3 . Контроль изменения формы и радиуса округления режущей кромки происходит с

использованием интерферометра. Данный прибор дает возможность создавать как двухмерное (рис. 1), так и трехмерное изображение (рис. 2) режущей кромки используемой пластины, с помощью которого можно измерять в заданных (принятых) сечениях радиус округления режущей кромки (рис. 3). Для измерения размера площадки износа на задней поверхности необходимо с помощью электронного микроскопа сделать фотоснимок задней поверхности режущей пластины и совместить его с фотоснимком масштабной линейки (рис. 4), выполненным с использованием той же линзы и с тем же увеличением. Таким методом измеряется величина износа инструмента в процессе проведения каждого эксперимента.

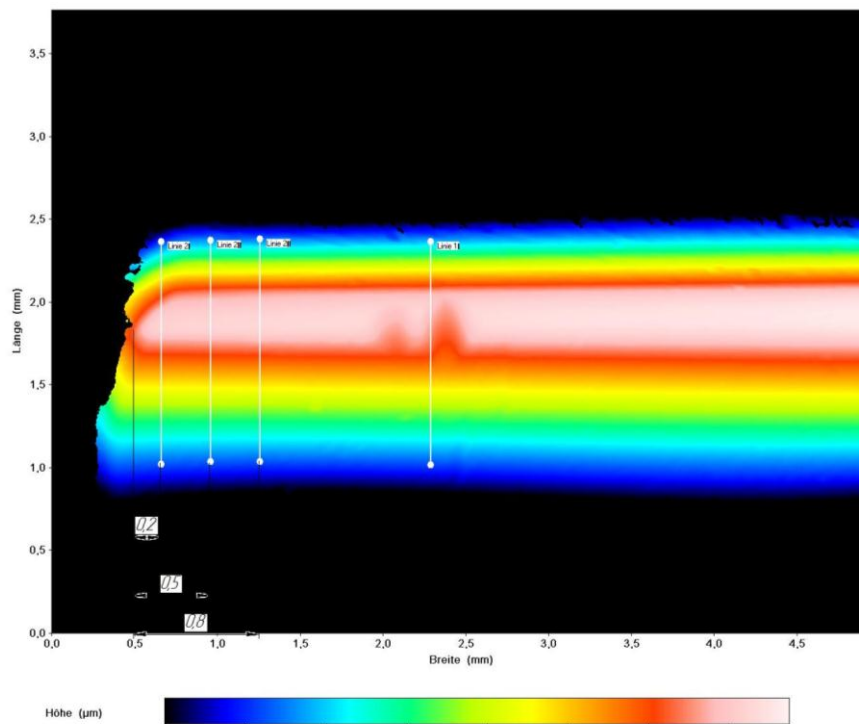


Рис. 1 – Двухмерное изображение режущей кромки пластины с отмеченными необходимыми сечениями, полученное с помощью интерферометра

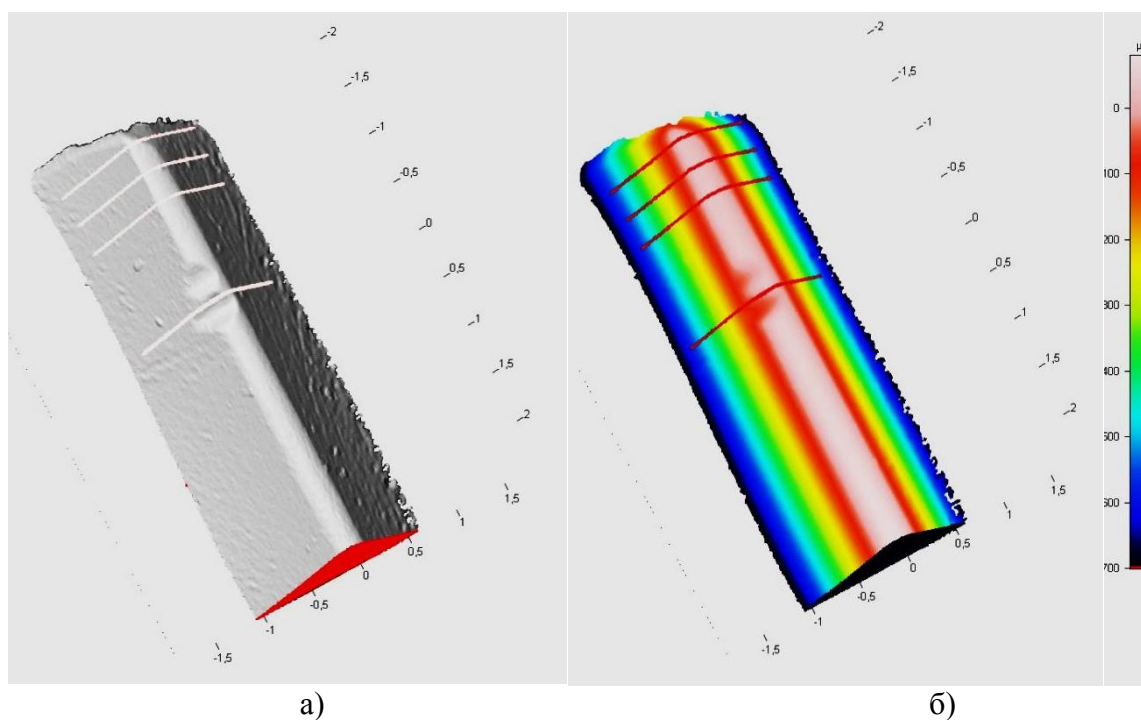


Рис. 2 – Трехмерное изображение режущей кромки пластины (а – реалистичное, б – выделенное цветом по высоте)

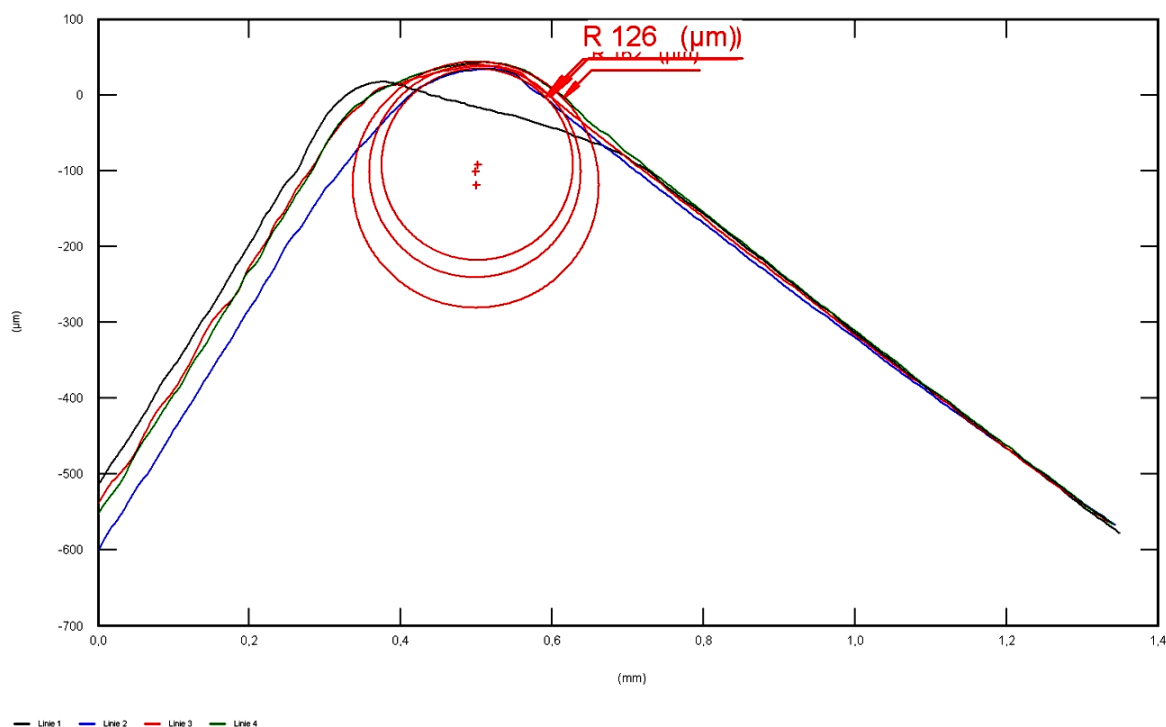


Рис. 3 – Графическое изображение режущей кромки в заданных сечениях с возможностью измерения радиуса округления режущей кромки ρ (R)

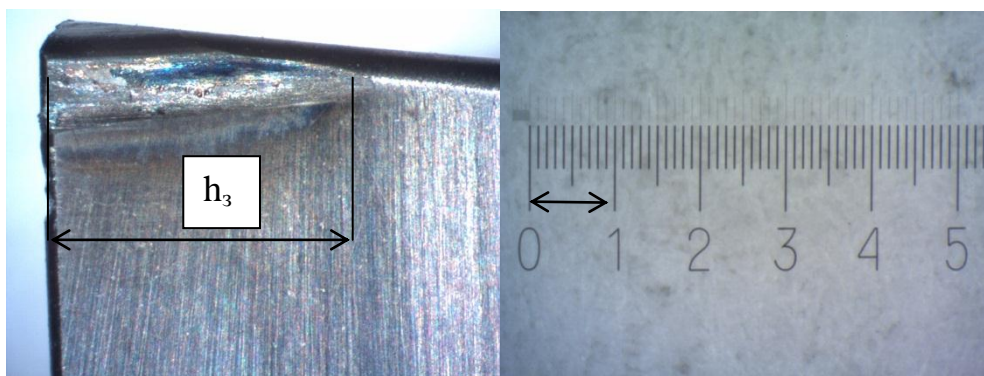


Рис. 4 – Фотографии задней поверхности пластины и масштабной линейки после 9 секунд обработки

В данном случае для участка 1 были выбраны три основных сечения, в которых измерялся радиус округления режущей кромки: на расстоянии от вершины пластины соответственно 0,2, 0,5 и 0,8 мм (рис.1 и 3).

При помощи снимков площадки износа пластины на задней поверхности и масштабной линейки, полученных с помощью микроскопа (рис.4), были проведены измерения линейной величины износа h_3 . На данных рисунках показано, как измеряется износ пластины по задней поверхности. Учитывая, что фотографии задней поверхности пластины и масштабной линейки выполнены с использованием одной и той же линзы и с одинаковым увеличением, можно с помощью масштабной линейки (на рис. показана величина 1 мм) полученное при измерении значение величины износа h_3 износа на задней поверхности.

Также для лучшей наглядности и более эффективной оценки характера изнашивания лезвия инструмента в процессе резания можно сделать его фотографии как со стороны

передней поверхности (рис. 5, а) режущей пластины, так и вершины практически в любых ракурсах и при разных увеличениях (рис.5, б-д).

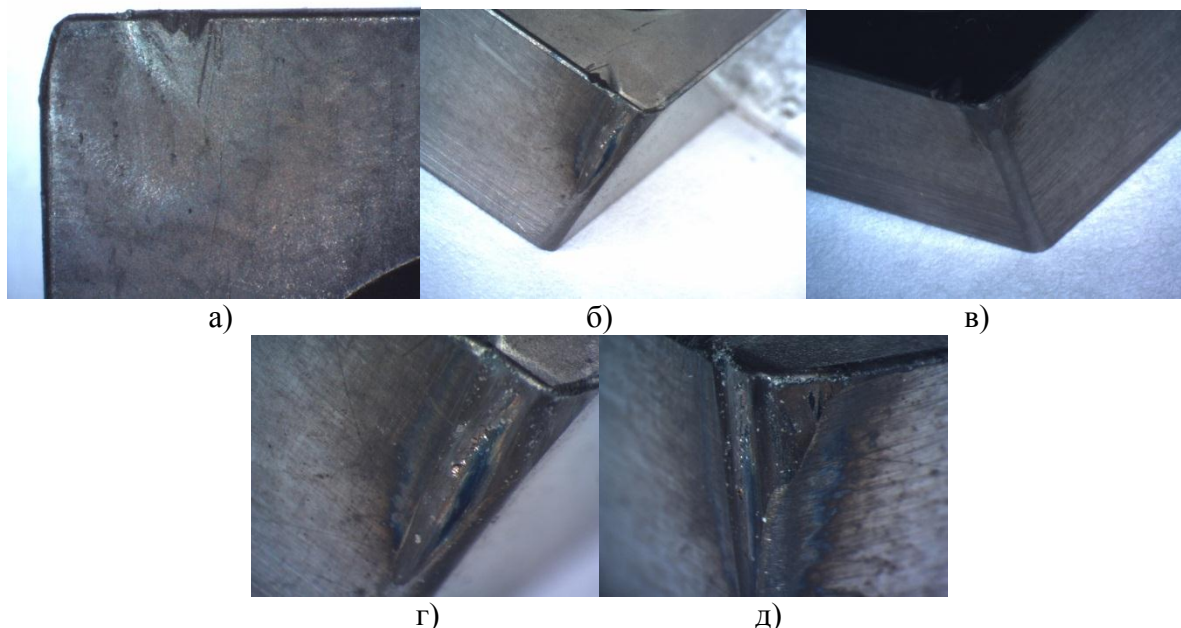


Рисунок 5 – Фотография передней поверхности пластины после 9 секунд обработки (а) и фотографии вершины лезвия в разных ракурсах и с разным увеличением: б, в – увеличение 0,8; г, д – увеличение 2,0

Весь представленный набор показанных рисунков и фотографий выполняется для режущей пластины после каждого принятого периода ее работы, например, на первом участке – 3с, на втором – 8-10с.

Получаемые при использовании предложенной методики результаты позволяют построить зависимости радиуса округления режущей кромки от времени работы инструмента, величины площадки износа на задней поверхности от времени работы инструмента и кривую изменения радиуса округления режущей кромки с увеличением износа лезвия инструмента по задней поверхности. Для примера здесь представлены диаграммы данных зависимостей, полученные после анализа процесса изнашивания твердосплавной пластины, которой обрабатывали заготовку из стали 45 с различными режимами резания.

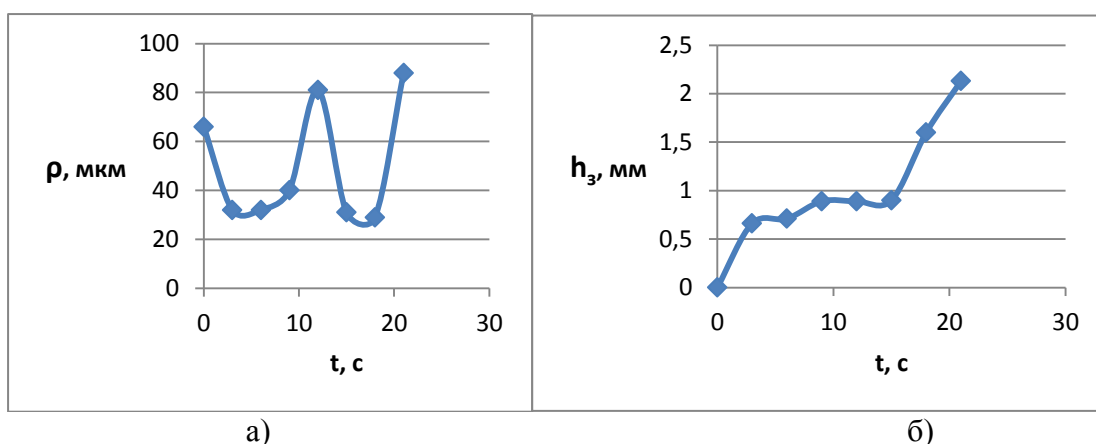
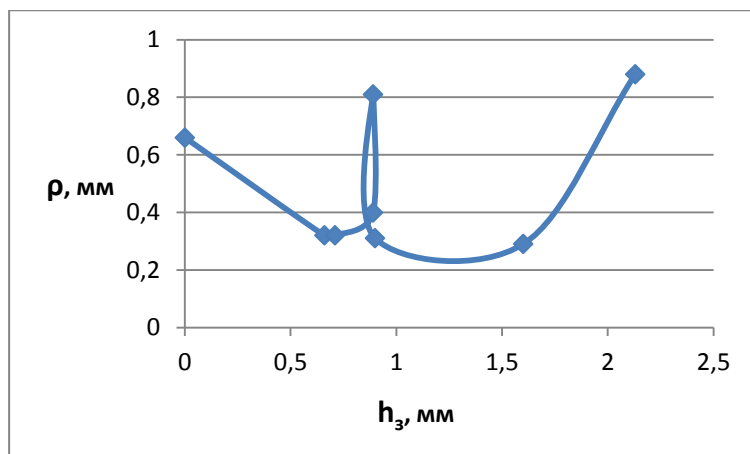
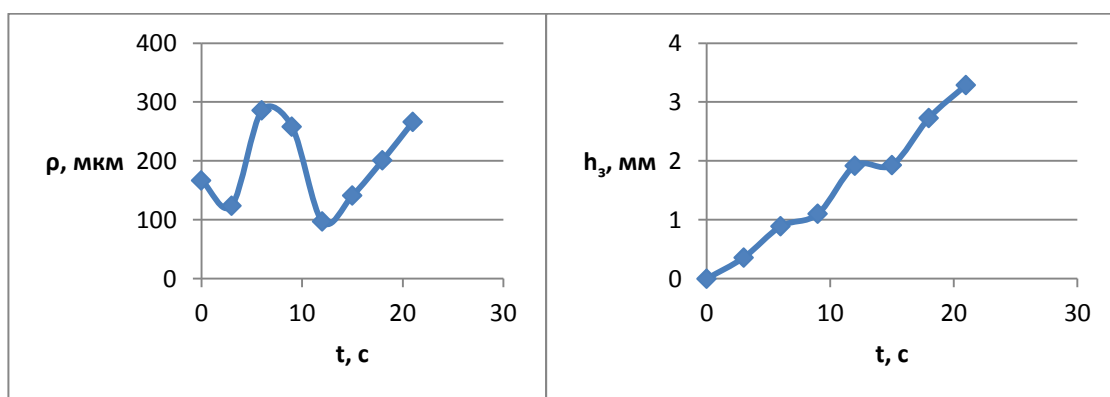


Рисунок 6 – График зависимости радиуса округления режущей кромки ρ (а), линейной величины износа по задней поверхности h_3 (б) от времени t и кривая изменения радиуса округления режущей кромки ρ от изменения величины износа



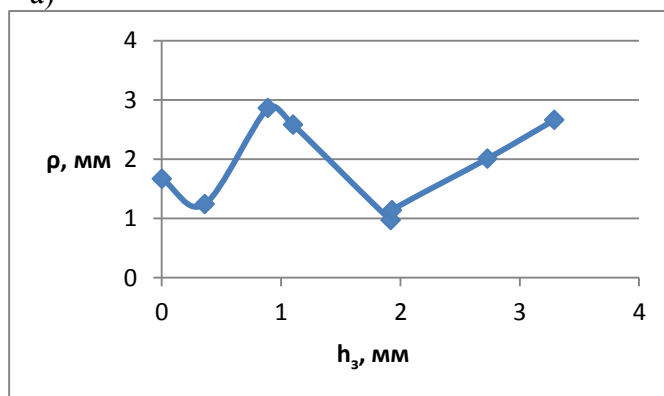
в)

Рисунок 6 – График зависимости радиуса округления режущей кромки (в) при обработке со следующими режимами: скорость резания $v=100$ м/мин, подача $S=0,2$ мм/об



а)

б)



в)

Рисунок 7 – График зависимости радиуса округления режущей кромки (а), линейной величины износа по задней поверхности (б) от времени и кривая изменения радиуса округления режущей кромки от изменения величины износа (в) при обработке со следующими режимами: скорость резания $v=100$ м/мин, подача $S=0,3$ мм/об

Выводы

1. Разработана методика экспериментального определения характера и интенсивности изнашивания режущего инструмента.
2. Предложено:
 - изменение радиуса округления режущей кромки оценивать с помощью двух- и трехмерных ее изображений, получаемых с помощью интерферометра;
 - величину износа на задней (при необходимости и передней) поверхности производить с помощью электронного микроскопа путем совмещения снимков изношенной

поверхности и масштабной линейки, выполненных одной и той же линзой и с одинаковым увеличением;

- измерения износа и радиуса округления режущей кромки производят через установленные периоды времени работы инструмента в зависимости от участка на кривой его изнашивания.

3. Разработанная методика позволяет получить зависимости радиуса округления режущей кромки и величины износа по задней поверхности от времени работы инструмента, а также кривую изменения радиуса округления режущей кромки с увеличением площади износа лезвия инструмента на задней поверхности.

Перечень источников литературы: 1. Мазур М.П. Основы теории резания материалов : підручник [для вищ. навч. закладів] / М.П. Мазур, Ю.М.Внуков, В.Л. Доброскок, В.О. Залога, Ю.К. Новоселов, Ф.Я. Якубов : під заг. ред. М.П. Мазура. – 2-е вид. перероб. і доп. - Львів : Новий Світ – 2000, 2011. 422 с. –(лист №1/11 – 4006 від 10.06. 2009).

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

МЕТОДИКА ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРА И ИНТЕНСИВНОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Сторчак М.Г., Мурат Осак, Залога О.А.

В статье предложен метод для предсказания экспериментальной интенсивности износа режущих инструментов, анализируя его поверхности на современном оборудовании. Также показаны примеры взаимосвязей, которые могут быть получены, пользуясь данной методикой.

МЕТОДИКА ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНОГО ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРУ І ІНТЕНСИВНОСТІ ЗНОШУВАННЯ РІЗАЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТУ

Сторчак М.Г., Мурат Осак, Залога О.А.

У статті запропонований метод для передбачення експериментальної інтенсивності зносу різальних інструментів, аналізуючи його поверхні на сучасному устаткуванні. Також показані приклади взаємозв'язків, які можуть бути отримані, користуючись цією методикою.

EXPERIMENTAL METHOD FOR DETERMINING THE NATURE AND INTENSITY OF CUTTING TOOL WEAR

Michael Storchak, Murat Ocak, Olga Zaloga

This paper proposed a method for predicting the experimental intensity of wear of cutting tools by analyzing its surfaces on modern equipment. It also provides examples of relationships that can be obtained using this technique.

Ключевые слова: метод, износ, интенсивность, поверхность, инструмент.

Ключові слова: метод, знос, інтенсивність, поверхня, інструмент.

Keywords: method, wear, intensity, surface, instrument.

УДК 621.923

Азарова Н.В., Цокур В.П., Горностаев Д.В.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ШЛИФОВАНИЯ И ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНОГО КРУГА НА СРЕДНЕЕ АРИФМЕТИЧЕСКОЕ ОТКЛОНЕНИЕ ПРОФИЛЯ ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Введение

Формирование рельефа шлифованной поверхности происходит в результате одновременного действия геометрического фактора и пластических деформаций, сопровождающих процесс резания [1]. С геометрической точки зрения образованный на детали профиль шероховатости является результатом копирования обрабатываемым материалом геометрической формы контуров вершин зерен, которые, осуществляя относительно детали перемещения по траекториям, обусловленным заданными рабочими движениями, удаляют с обрабатываемой поверхности срезы различной формы и размеров [2, 3, 4]. Пластические деформации, происходящие в процессе резания, искажают микрорельеф, сформированный вследствие действия геометрического фактора. Величина этих искажений зависит от физико-механических свойств обрабатываемого материала. Чем выше твердость обрабатываемого материала, тем меньше объем пластических деформаций, а, следовательно, и величина искажений [5].

Среднее арифметическое отклонение профиля R_a в значительной мере предопределяется сформированными во время электроэрозионной правки (ЭЭП) и шлифования характеристиками рабочей поверхности круга (РПК), механическими режимами обработки и физико-механическими свойствами обрабатываемого материала.

Целью работы является установление влияния различных способов шлифования и зернистости алмазного круга на среднее арифметическое отклонение профиля шлифованной поверхности образцов из титанового сплава ВТ14 и быстрорежущей стали Р6М5Ф3.

Основная часть

Экспериментальные исследования проводили на модернизированном плоскошлифовальном станке модели ЗГ71. Образцы из сплава ВТ14 и стали Р6М5Ф3 шлифовали кругами 1А1 250×76×15×5 следующих характеристик: АС6 100/80-4-М2-01, АС6 160/125-4-М2-01, АС6 250/200-4-М2-01. Параметр R_a определяли после трех способов шлифования. При первом способе шлифования процесс резания алмазными зернами совмещался с электроэрозионным воздействием на инструмент и деталь в зоне резания, при втором – электроэрозионное воздействие на инструмент осуществлялось в автономной зоне, при третьем – алмазное шлифование выполнялось без подвода технологического тока кругом, режущая поверхность которого была запроважена электроэрозионным способом. В качестве источника технологического тока использовали блок питания модели ИТТ-35. Охлаждающей и рабочей средой являлся 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды.

Перед каждым экспериментом круг правили электроэрозионным способом на медном электроде на следующих режимах: скорость круга $v_k=35$ м/с, скорость детали v_d равна нулю, вертикальная подача $s_e=0,002\dots 0,005$ мм/ход, поперечная подача s_{non} ручная, средняя сила тока $I_{cp}=8\dots 10$ А, напряжение холостого хода $U_{xx}=60$ В. Время правки 10-20 мин до полного удаления следов воздействия на РПК предшествующего способа обработки.

Измерение параметра R_a проводили после врезного шлифования образцов кругами, рельеф которых был сформирован ЭЭП, а также шлифованием в течение 15, 30, 45, 60 мин тремя способами на механических режимах: $v_k = 35$ м/с, $v_d = 6$ м/мин, глубина шлифования $t=0,015$ мм, $s_{non} = 1,5$ мм/ход. При шлифовании с электроэрозионным воздействием на РПК электрические режимы были следующие: $U_{xx}=50$ В, $f=50$ Гц. Средний ток I_{cp} и среднее рабочее напряжение U_{cp} были различными в зависимости от обрабатываемого материала и зерни-

стости алмазних кругов. Среднее арифметическое отклонение профиля R_a определяли на профилемере модели 206 по десяти измерениям [6].

Рассмотрим влияние зернистости алмазного круга и времени обработки на параметр R_a при шлифовании сплава ВТ14 различными способами (рис. 1).

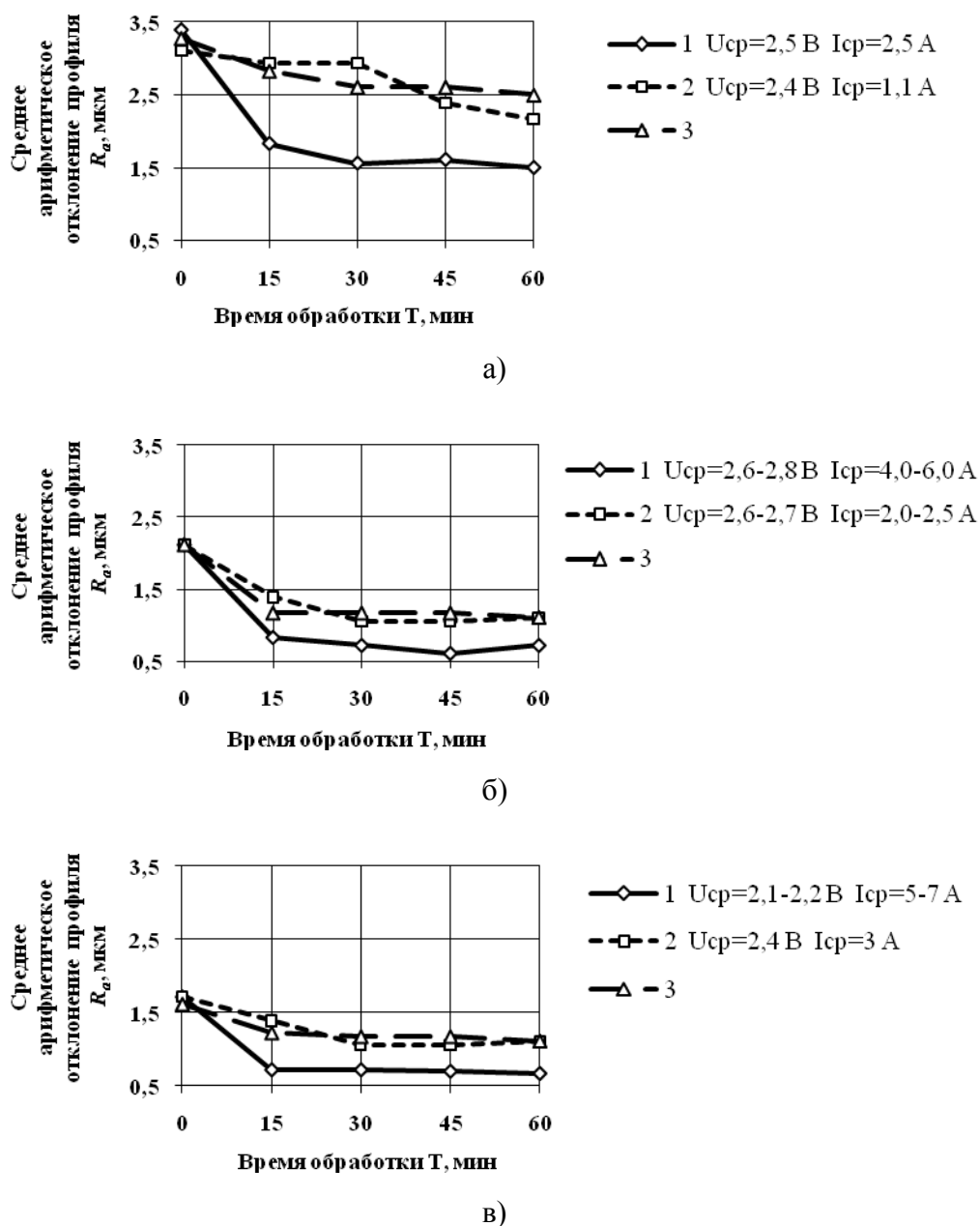


Рис. 1 – Влияние способа и времени шлифования титанового сплава ВТ14 на среднее арифметическое отклонение профиля R_a при обработке алмазными кругами 1А1 250×76×15×5 различной зернистости: а) АС6 250/200-4-М2-01; б) АС6 160/125-4-М2-01; в) АС6 100/80-4-М2-01

- 1 – подвод тока в зону резания;
- 2 – подвод тока в автономную зону;
- 3 – алмазное шлифование

После электроэрозионной правки рабочая поверхность исследуемых кругов сформирована выступающими из связки алмазными зёрнами с очищенной поверхностью. Величина выступления зёрен из связки зависит от зернистости алмазного порошка, свойств связки, а также усилий, действующих на зёрна в процессе ЭЭП, и осуществляющих вырывание зёрен

из связки в момент нарушения прочности их закрепления. В свою очередь усилия, действующие на зерна в процессе ЭЭП, определяются механическими режимами правки и физико-механическими свойствами материала электрода. Таким образом, разновысотность зерен на рабочей поверхности круга, сформированной электроэрозионной правкой в идентичных условиях, будет зависеть только от зернистости алмазного круга. В связи с тем, что при обработке сплава ВТ14 кругами, рельеф которых был сформирован ЭЭП, искажения за счет пластических деформаций отсутствуют, значение среднего арифметического отклонения профиля шлифованной поверхности определяет исходная разновысотность зерен. По этой причине с уменьшением зернистости параметр R_a уменьшается (см. рис. 1).

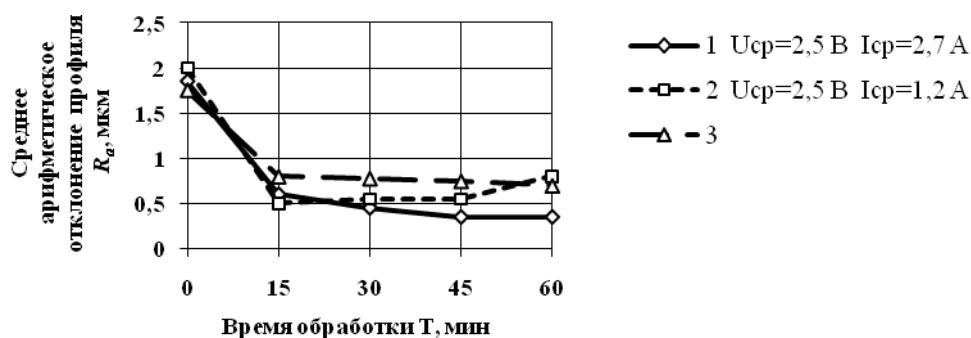
В течение первых 15 мин шлифования сплава ВТ14 происходит вырывание из связки слабо закрепленных зерен, что приводит к снижению разновысотности зерен на РПК. Кроме того, на вершинах контактирующих зерен начинают образовываться площадки с налипшим обрабатываемым материалом, который заполняет субмикронеровности поверхности зерен. Образовавшиеся контактные площадки на зернах увеличивают долю пластических деформаций в формировании параметров рельефа обработанной поверхности. При этом начинают одновременно действовать два конкурирующих фактора. Снижение разновысотности зерен способствуют уменьшению параметра R_a , тогда как наличие искажений, вызванных пластическими деформациями, должно привести к увеличению R_a . В результате преобладания влияния снижения разновысотности над влиянием пластических деформаций параметр R_a уменьшается в 1,3 – 2,3 раза для круга зернистости АС6 250/200, в 1,5 – 2,3 раза для круга зернистости АС6 160/125 и в 1,2 – 2,3 раза для круга зернистости АС6 100/80 (см. рис. 1), а влияние зернистости на величину среднего арифметического отклонения профиля ослабляется, причем в наибольшей мере это относится к алмазному шлифованию (см. рис. 1, а, б, в, кривая 3).

При дальнейшей обработке (30 – 60 мин) среднее арифметическое отклонения профиля R_a сохраняется для каждой зернистости практически неизменным (см. рис. 1). При этом образование на зернах площадок, заполненных обрабатываемым материалом, продолжается при шлифовании кругами всех исследуемых зернистостей. Причем, наиболее интенсивно площадки образуются при алмазном шлифовании, затем (по мере убывания интенсивности) при шлифовании с ЭЭП в автономной зоне, при шлифовании с подводом тока в зону резания. При шлифовании кругом АС6 100/80-4-М2-01 после 30 мин шлифования начинает наблюдаться засаливание межзеренного пространства, которое увеличивается с увеличением времени обработки, что способствует стабилизации параметра R_a .

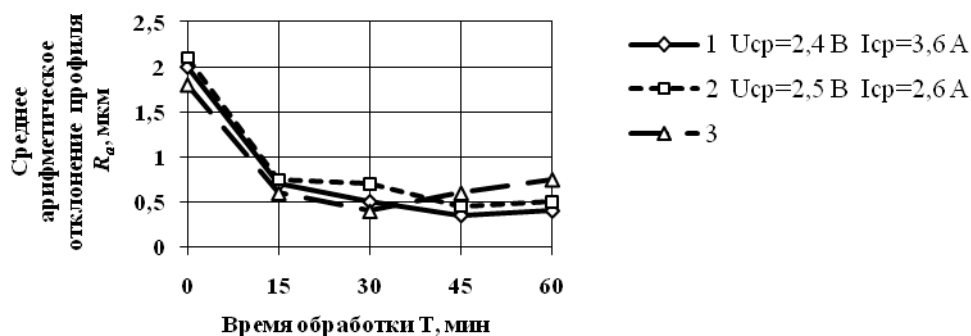
При шлифовании с ЭЭП в автономной зоне очистка поверхности происходит менее эффективно, чем при алмазноэлектроэрозионном шлифовании (АЭЭШ), а при алмазном шлифовании очистка РПК от продуктов засаливания отсутствует полностью. По этой причине степень влияния зернистости на параметр R_a зависит от способа шлифования (см. рис. 1), равно как и влияние способа шлифования на среднее арифметическое отклонение профиля в значительной мере зависит от зернистости. Как видно из приведенных графиков (см. рис. 1), при алмазном шлифовании и шлифовании с правкой в автономной зоне параметры R_a практически идентичны и зависят только от зернистости.

Рассмотрим влияние зернистости алмазного круга и времени обработки на параметр R_a при шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3 различными способами (рис. 2).

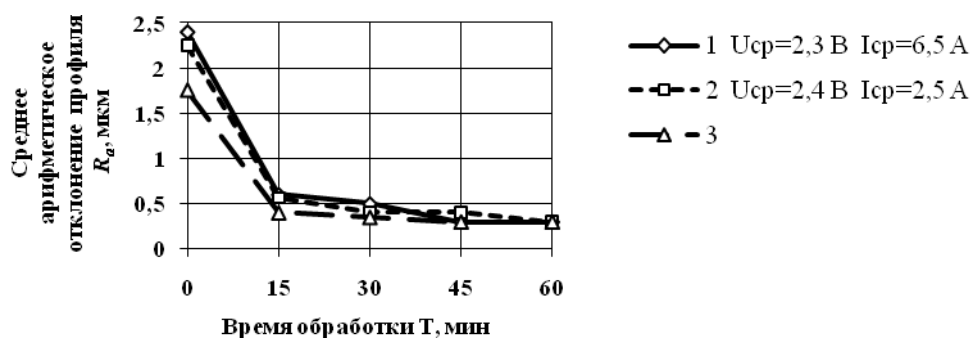
В первый же момент шлифования стали Р6М5Ф3, твердость которой значительно выше твердости материала электрода-инструмента и сплава ВТ14, начинается интенсивное удаление слабо закрепленных в связке зерен и скалывание острых вершин, в результате чего разновысотность зерен уменьшается более интенсивно на кругах, имеющих более крупное зерно. По этой причине среднее арифметическое отклонение профиля R_a при шлифовании кругами, рабочая поверхность которых была сформирована электроэрозионной правкой, практически не зависит от зернистости (см. рис. 2).



а)



б)



в)

Рис. 2. Влияние способа и времени шлифования быстрорежущей стали Р6М5Ф3 на среднее арифметическое отклонение профиля R_a при обработке алмазными кругами 1А1 250×76×15×5 различной зернистости: а) АС6 250/200-4-М2-01; б) АС6 160/125-4-М2-01; в) АС6 100/80-4-М2-01
 1 – подвод тока в зону резания;
 2 – подвод тока в автономную зону;
 3 – алмазное шлифование

После 15 мин шлифования продолжается удаление слабо закрепленных в связке зерен и начинается образование площадок на вершинах зерен, субмикрорельеф которых заполняется обрабатываемым материалом, что приводит к снижению разновысотности. В результате при всех исследуемых способах шлифования среднее арифметическое отклонение профиля R_a уменьшается (по сравнению с параметром R_a после шлифования вновь заправленным кругом) в 2,2 – 4,3 раза для круга зернистости АС6 250/200, в 2,9 – 4,2 раза для круга зернистости АС6 160/125 и в 2,2 – 4,4 раза для круга зернистости АС6 100/80 (см. рис. 2).

При дальнейшей обработке (30 – 60 мин) среднее арифметическое отклонения профиля сохраняется практически неизменным (см. рис. 2), что объясняется стабилизацией параметров РПК. Известно [7], что интенсивность электроэрозионных процессов, за счет которых

осуществляется удаление связки и продуктов засаливания, зависит от межэлектродного зазора, который, в свою очередь, зависит от зернистости шлифовального круга. По этой причине влияние способа шлифования на параметр R_a в значительной мере зависит от зернистости.

В связи с тем, что при обработке закаленной стали Р6М5Ф3 искажения единичных рисок на обработанной поверхности в результате пластических деформаций минимальны, то по отношению параметров шероховатости R_a , определенных на поверхности образцов из сплава ВТ14 и стали Р6М5Ф3, полученной при обработке одним и тем же рельефом круга, можно судить о доли пластических деформаций в формировании параметров шероховатости обработанной поверхности сплава ВТ14. Так, при обработке образцов из сплава ВТ14 и стали Р6М5Ф3 кругом зернистости 160/125, рельеф которого сформирован электроэрозионной правкой, параметр шероховатости R_a практически одинаков на обоих образцах (см. рис. 1, б и рис. 2, б). Напротив, при обработке кругом, рельеф которого сформирован шлифованием (30 – 60 мин) с подводом тока в зону резания или в автономную зону, среднее арифметическое отклонение профиля поверхности образцов из сплава ВТ14 превышает аналогичный параметр шероховатости поверхности образцов из стали Р6М5Ф3 в 1,5 – 2 раза, что является результатом искажений, вызванных пластическими деформациями.

Выводы

1. При обработке титанового сплава ВТ14 наибольшая величина параметра шероховатости R_a наблюдается при шлифовании кругом из алмазов марки АС6 зернистости 250/200, шлифование кругами зернистости 160/125 и 100/80 в период стабилизации рельефа РПК дает практически идентичные результаты, при этом R_a не превышает 1,5 мкм.

2. При обработке быстрорежущей стали Р6М5Ф3 влияние зернистости алмазного круга на параметр шероховатости R_a проявляется слабее, чем при обработке сплава ВТ14. В условиях стабилизации рельефа РПК R_a находится в диапазоне 0,5 – 1 мкм.

3. Полученные данные по влиянию способов шлифования на среднее арифметическое отклонение профиля R_a показывают, что при шлифовании сплава ВТ14 следует отдать предпочтение алмазному шлифованию с электроэрозионной правкой в автономной зоне, а при шлифовании стали Р6М5Ф3 – алмазному шлифованию с электроэрозионной правкой в автономной зоне либо алмазноэлектроэрозионному шлифованию кругами из алмазов марки АС6 зернистостью 160/125 и выше.

Перечень источников литературы: 1. Физико-механическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. В 10 т. Т. 6. Качество обработки деталей машин / Под общ. ред. Ф.В. Новикова, А.В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с. 2. Азарова Н.В. Обеспечение параметров шероховатости шлифованной поверхности с учетом радиальных колебаний шлифовального круга: дис...канд. техн. наук: спец. 05.03.01 / Азарова Наталья Викторовна – Донецк, 2010. – 234 с. 3. Бишутин С.Г. Обеспечение требуемой совокупности параметров качества поверхностных слоев деталей при шлифовании / С.Г. Бишутин. – М.: Машиностроение – 1, 2004. – 144 с. 4. Шумячер В.М. Геометрическая модель формирования профиля шлифованной поверхности / В.М. Шумячер, М.П. Волков // СТИН. – 2002. – № 11. – С. 25-27. 5. Цокур В.П. Повышение производительности и качества обработки труднообрабатываемых материалов при алмазном шлифовании с электроэрозионным воздействием на рабочую поверхность круга: дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / Цокур Виктор Пантелеевич – Донецк, 1995. – 259 с. 6. Азарова Н.В. Экспериментальное определение параметров шероховатости шлифованной поверхности / Н.В. Азарова, В.П. Цокур // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Випуск 8 (190). – С. 9-15. 7. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей / П.Г. Матюха. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ВПЛИВ РІЗНИХ СПОСОБІВ ШЛІФУВАННЯ ТА ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНОГО КРУГА НА СЕРЕДНЄ АРИФМЕТИЧНЕ ВІДХИЛЕННЯ ПРОФІЛЮ ШЛІФОВАНОЇ ПОВЕРХНІ

Азарова Н.В., Цокур В.П., Горностаєв Д.В.

Встановлено, що при обробці сплаву ВТ14 найбільша величина параметра R_a спостерігається при шліфуванні кругом зернистості АС6 250/200, шліфування кругами зернистості 160/125 і 100/80 в період стабілізації рельєфу РПК дає практично ідентичні результати, при цьому R_a не перевищує 1,5 мкм. При обробці сталі Р6М5Ф3 в умовах стабілізації рельєфу РПК параметр R_a знаходиться в діапазоні 0,5 – 1 мкм. Показано, що при шліфуванні сплаву ВТ14 слід віддати перевагу алмазному шліфуванню з електроерозійною правкою в автономній зоні, а при шліфуванні сталі Р6М5Ф3 – алмазному шліфуванню з електроерозійною правкою в автономній зоні або алмазноелектроерозійному шліфуванню кругами з алмазів марки АС6 зернистістю 160/125 і вище.

ВЛИЯНИЕ РАЗЛИЧНЫХ СПОСОБОВ ШЛИФОВАНИЯ И ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНОГО КРУГА НА СРЕДНЕЕ АРИФМЕТИЧЕСКОЕ ОТКЛОНЕНИЕ ПРОФИЛЯ ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Азарова Н.В., Цокур В.П., Горностаєв Д.В.

Установлено, что при обработке сплава ВТ14 наибольшая величина параметра R_a наблюдается при шлифовании кругом зернистости АС6 250/200, шлифование кругами зернистости 160/125 и 100/80 в период стабилизации рельефа РПК дает практически идентичные результаты, при этом R_a не превышает 1,5 мкм. При обработке стали Р6М5Ф3 в условиях стабилизации рельефа РПК параметр R_a находится в диапазоне 0,5 – 1 мкм. Показано, что при шлифовании сплава ВТ14 следует отдать предпочтение алмазному шлифованию с электроэрозионной правкой в автономной зоне, а при шлифовании стали Р6М5Ф3 – алмазному шлифованию с электроэрозионной правкой в автономной зоне либо алмазноелектроэрозионному шлифованию кругами из алмазов марки АС6 зернистостью 160/125 и выше.

INFLUENCE OF DIFFERENT GRINDING METHODS AND CHARACTERIS- TICS OF THE DIAMOND WHEEL ON THE ARITHMETIC MEAN DEVIATION OF THE PROFILE OF POLISHED SURFACE

Azarova N.V., Tsokyr V.P., Gornostaev D.V.

Is established that the processing of titanium alloy the highest value of the parameter R_a is observed at grinding diamond wheel 250/200, grinding diamond wheels 160/125 and 100/80 in the stabilization period of relief the working surface of grinding wheel gives almost identical results, R_a less than 1.5 microns. Processing high speed steel in terms of stabilization of the relief the working surface parameter R_a is in the range 0.5 - 1 micron. It is shown that during grinding of titanium alloy should be preferred to diamond grinding with electroerosion corrections in the autonomous zone, when grinding high speed steel – diamond grinding with electroerosion corrections in the autonomous zone, or diamond electroerosion grinding diamond wheels 160/125 and higher.

Ключові слова: шліфування, шорсткість поверхні.

Ключевые слова: шлифование, шероховатость поверхности.

Keywords: grinding, surface roughness.

УДК 621.9.06-52

Беляєва А.Ю.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ З ДРОБЛЕННЯМ СТРУЖКИ В НАПРЯМКУ ПОЗДОВЖНЬОЇ ПОДАЧІ РІЗЦЕТРИМАЧАМИ З ПРУЖНИМИ ЕЛЕМЕНТАМИ

Вступ

Проблема керування процесом стружкоутворення виникла під час використання в сучасному машинобудуванні автоматизованих виробництв, верстатів з ЧПК та "безлюдних" технологій. В умовах автоматизованого виробництва дроблення та відведення стружки набуває особливого значення, так як її накопичення може порушити автоматичний цикл роботи верстата. При швидкісному точінні багатьох матеріалів, особливо таких, як високолеговані сталі і ряд сплавів кольорових металів, зазвичай утворюється зливна стружка, яка захаращує робочу зону верстата, що ускладнює його експлуатацію, перешкоджає використанню промислових роботів і маніпуляторів. При великих швидкостях різання зливна стружка, температура якої досягає 600^0-700^0C , є травмонебезпечною для робітника-оператора, вкрай незручна для видалення з верстата та за межі цеху.

Вказаними факторами пояснюється постійний пошук заходів в напрямку підвищення ефективності дроблення стружки. На даний час відома значна кількість методів і пристроїв, спрямованих на розв'язання цієї проблеми, однак вони носять частковий характер і мають обмежене застосування.

Одним з найбільш ефективних і надійних способів дроблення стружки при токарній обробці є вібраційне різання. При правильному виборі напрямку коливань, їх частоти та амплітуди вібраційне різання дозволяє надійно і ефективно дробити стружку. Однак, відсутність дієвих виконавчих пристроїв для забезпечення надійного дроблення стружки в широкому діапазоні режимів різання, обмежує широке використання вібраційного дроблення стружки в промисловості. Суттєвим резервом підвищення ефективності вібраційного дроблення стружки при токарній обробці є використання спеціальних пружних елементів для пружного підвісу різця, що забезпечують можливість його додаткового вібраційного руху в заданому амплітудно-частотному діапазоні. Однак, проектування таких пружних елементів потребує додаткового дослідження. Тому, розробка принципів раціонального проектування пружних елементів різцетримачів є актуальною науковою проблемою, вирішення якої дозволить підвищити ефективність процесу точіння з дробленням стружки.

Основна частина

Для реалізації математичної моделі системи інструменту використано програмний комплекс MATLAB/Simulink [1, 2, 3]. Система Simulink є розширенням системи інженерних та наукових розрахунків MATLAB і призначена для моделювання динамічних систем. В системі Simulink використано графічний опис моделей у вигляді структурних схем.

Представлення математичних моделей у вигляді структурних схем в більшості випадках не вимагає написання коду програми у зв'язку з наявністю бібліотеки готових програм, що необхідні для розробки моделі, а саме: засоби відображення та генератори сигналів, дискретні, лінійні та нелінійні компоненти та блоки з'єднань. При побудові моделі проводиться моделювання з використанням методів чисельного інтегрування диференціальних рівнянь. Використовуючи блоки відображення можна продивитись результати моделювання безпосередньо під час моделювання (рис. 1).

демпфірування і жорсткості різцетримача в напрямку поздовжньої подачі h_{x12} , c_{x12} , осьової складової сили різання $P_x(t)$.

Привод коливальних рухів різця представлений у вигляді приведенної маси різцетримача m_1 , вібраційного приводу різцетримача з крутячим моментом M_i , приведеним моментом інерції ротора двигуна I_0 , кутом повороту ротора двигуна $M_i - \varphi_0$, кутом φ_1 повороту вихідного валу приводу, що через за допомогою передаточного механізму К перетворює обертальний рух приводу на зворотно поступальний рух віджимної частини різцетримача з різцем. Крім того в моделі приводу враховано сумарні приведені коефіцієнти крутильного демпфірування і крутильної жорсткості відповідно h_{01} та c_{01} , сумарні приведені коефіцієнти демпфірування і жорсткості віджимної частини різцетримача в напрямку поздовжньої подачі h_{12} , c_{12} .

Для складання рівнянь руху використовують рівняння Лагранжа другого роду [4]. Характерною особливістю методики розв'язання задач за допомогою цих є єдина загальна послідовність окремих етапів розв'язання та дослідження кожної задачі.

Застосовуючи рівняння Лагранжа другого роду

$$\frac{d}{dt} \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_j} - \frac{\partial T}{\partial \varphi_j} = Q_j, \quad (j=1, 2, \dots, N)$$

до розв'язання задач динаміки, треба дотримуватися такої послідовності дій: визначити число ступенів вільності системи вибрати узагальнені координати; визначити узагальнені сили; обчислити кінетичну енергію системи; обчислити похідні $\frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_j}$ і $\frac{\partial T}{\partial \varphi_j}$;

скласти рівняння руху системи.

Коли маси системи, яка розглядається, мають різний вид рухів, то приведення маси, яка рухається поступально до обертової маси виконується при умові рівності кінетичної енергії маси m , яка рухається зі швидкістю v до моменту інерції J і рівняння для моменту інерції має наступний вигляд:

$$J = m \cdot \left(\frac{v}{\omega} \right)^2.$$

Якщо перетворення обертового руху в поступальний здійснюється за допомогою кінематичної пари гвинт-гайка, то

$$\frac{v}{\omega} = \frac{t_g}{2 \cdot \pi},$$

де t_g - крок гвинта.

Момент сил пружності дорівнює добутку коефіцієнта крутильної жорсткості на різницю кутів закручування $c_{23} \cdot (\varphi_2 - \varphi_3)$. Момент сил демпфірування дорівнює добутку коефіцієнта демпфування на різницю кутів закручування $h_{23} \cdot (\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3)$. Система, що розглядається, має два ступені вільності, оскільки положення кожної маси в системі координат характеризується однією незалежною координатою.

Заданий рух позначено координатою x . Положення тіла масою m_2 відносно нерухомої системи координат задане відповідно координатою x_2 . Отже, узагальнені координати φ_2 , φ_3 .

Узагальнені сили у цій задачі обумовлені силовою дією двигуна приводу подач, дією пружних сил і сил в'язкого тертя із врахуванням пари гвинт-гайка за допомогою якої здійснюється перетворення обертового руху в поступальний рух маси m_2 .

Пружні сили демпфірування пропорційні її зміщенню відносно основи, тобто $(\varphi_2 - \varphi_3)$, тому потенціальна енергія системи прийме вигляд:

$$\Pi = \frac{1}{2} \cdot c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3)^2 \quad (1)$$

Про диференціювавши рівняння (1) отримаємо:

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_2} = -c_{23}(\varphi_2 - \varphi_3) \quad (2)$$

Сили в'язкого тертя пружини з жорсткістю c_{23} (рис. 2) діють одночасно з силами пружності та пропорційні відносним швидкостям $(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3)$. Отже,

$$h = h_{23}(\dot{\varphi}_2 - \dot{\varphi}_3) \quad (3)$$

Кінетична енергія системи визначається за виразом:

$$T = \frac{1}{2} \cdot J_3 \cdot \dot{\varphi}_2^2 + \frac{1}{2} \cdot m_2 \cdot \dot{x}_2^2 \quad (4)$$

Частинні похідні (2.4) мають вигляд

$$\frac{\partial T}{\partial \varphi_2} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial \varphi_3} = 0; \quad \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_2} = J_3 \cdot \dot{\varphi}_2; \quad \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_3} = m_2 \cdot \dot{x}_2 \quad (5)$$

Підставивши (1) - (5) в рівняння Лагранжа другого роду та згідно тому, що при різанні з осьовими вібраціями відстань $a(t)$ між траєкторіями вершини різця на двох сусідніх обертах перемінна і залежить як від подачі, так і від амплітуди коливань A , фазового кута ωt та зсуву фаз у вигляді [5]: $a(t) = S + A \cdot \sin \omega t - A \cdot \sin(\omega t - 2\pi \omega_i / \omega_0)$, де ω_i - кругова частота коливальних рухів інструменту; ω_0 - кутова швидкість деталі (при цьому треба враховувати, що для забезпечення дроблення стружки, відношення ω_i / ω_0 не повинно бути цілим числом), дістанемо систему рівнянь руху пружної системи інструменту в напрямку поздовжньої подачі

$$\left\{ \begin{array}{l} J_3 \cdot \dot{\varphi}_2 + h_{23} \cdot (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_2) + c_{23} \cdot (\varphi_3 - \varphi_2) = M_{\text{об.}} \\ m_2 \cdot \dot{x}_2 + h_{x_{12}} \cdot (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_2) + c_{x_{12}} \cdot (\varphi_3 - \varphi_2) - \\ - h_{23} \cdot \frac{2\pi}{t_{\Gamma B}} \cdot (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_2) + c_{23} \cdot \frac{2\pi}{t_{\Gamma B}} \cdot (\varphi_3 - \varphi_2) = -F_{TP} \\ m_1 \cdot \dot{x}_1 + h_{x_{12}} \cdot (\dot{\varphi}_3 - \dot{\varphi}_2) - c_{x_{12}} \cdot (\varphi_3 - \varphi_2) = -P_x \\ J_0 \cdot \dot{\varphi}_1 + h_{01} \cdot (\dot{\varphi}_1 - \dot{\varphi}_0) + c_{01} \cdot (\varphi_1 - \varphi_0) = M_i \end{array} \right. \quad (6)$$

Сила різання $P(t)$ може бути представлена у вигляді [9] $P(t) = K_{pi3} \cdot a(t) \cdot b(t)$,

де $a(t)$ і $b(t)$ - змінні у часі товщина та ширина зрізаного шару,

K_{pi3} - питома сила різання [2; 6].

Блок математичної моделі системи інструменту, що моделює рух мас m_1 та m_2 (рис. 2) в напрямку поздовжньої подачі (вісь Ox) та побудований за системою диференціальних рівнянь (6), представлений на рис. 3. Блок моделює рух різцетримача (маси m_1) за координатою x_1 та рух супорта (маси m_2) за координатою x_2 . З точки зору процесу формоутворення під час точіння у якості вихідного параметра системи супорт – привод подач найбільшу цікавість представляє коливальний рух різцетримача з різцем в напрямку осі Ox .

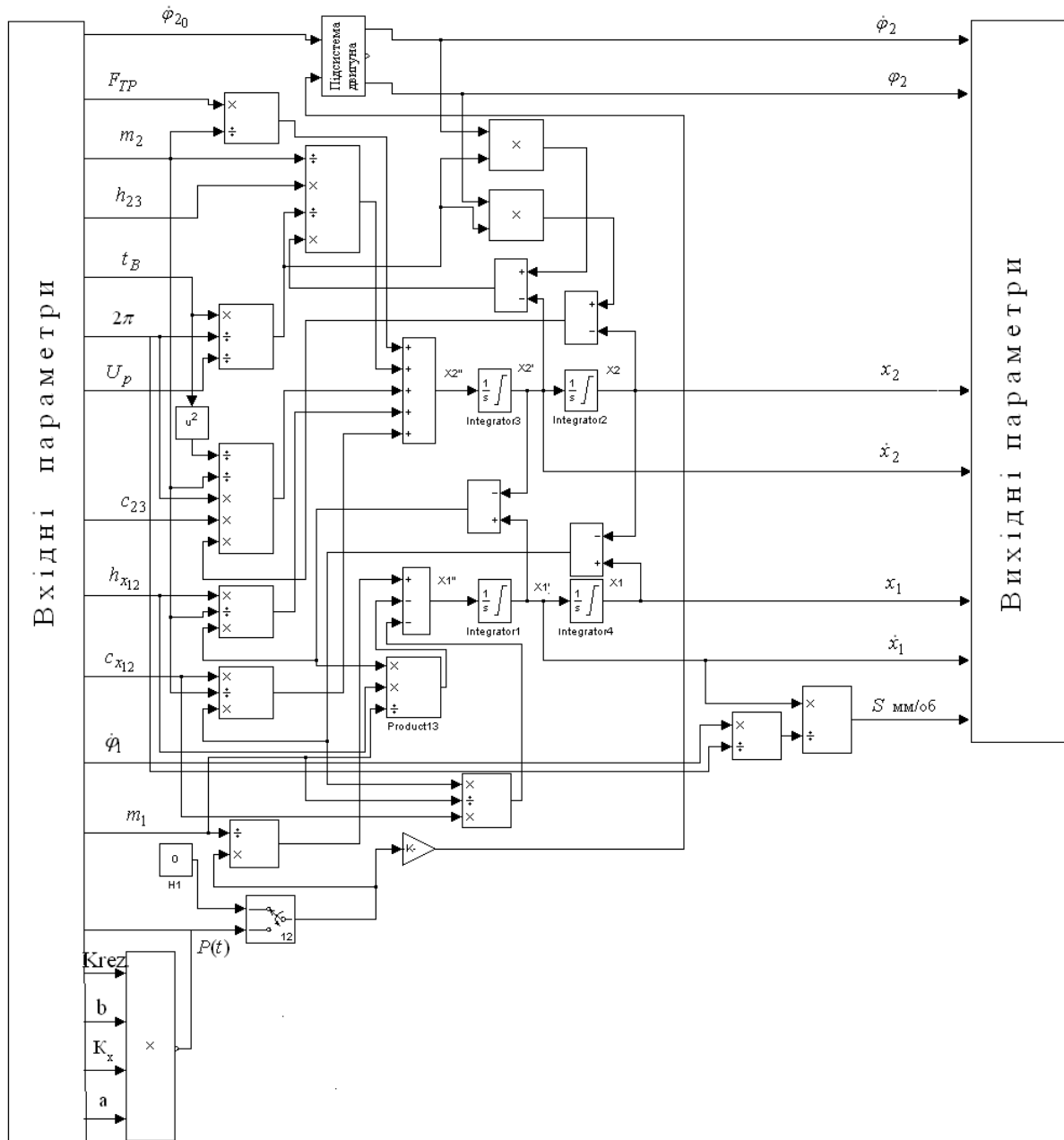


Рис. 3 – Реалізація математичної моделі пружної системи інструменту

На рис. 4 наведено приклад розрахункових графіків залежності руху супорта m_2 зі швидкістю \dot{x}_2 та різцетримача m_1 зі швидкістю \dot{x}_1 від часу t .

Аналіз графіків руху мас m_1 та m_2 показує, що від початку руху системи до стабілізації швидкості подачі проходить близько $0,05$ с. Це є час розгону привода подач від електродвигуна постійного струму. Цей час необхідно врахувати при моделюванні для затримки моменту врізання різця в деталь. Як видно із графіка, в момент врізання ($0,12$ с)

вмикається також привод вібраційних коливань різця.

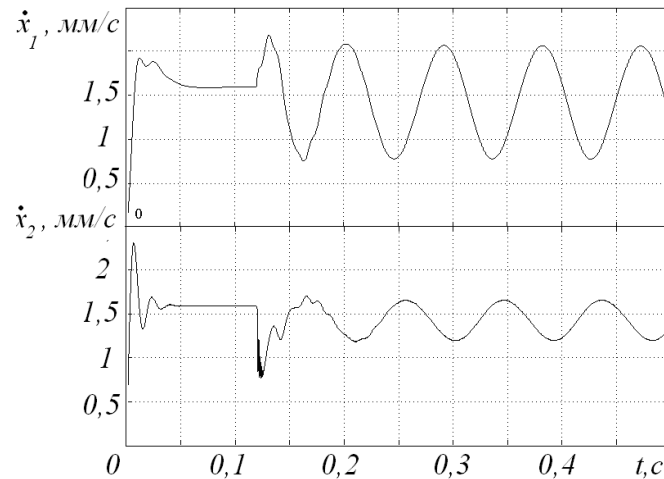


Рис. 4 – Графіки поточних значень швидкостей руху різцетримача (m_1) \dot{x}_1 та супорта (m_2) \dot{x}_2 з моменту включення привода подач

Програмний блок моделі системи двигуна постійного струму (рис. 1) використано з бібліотеки MATLAB/Simulink [1, 2, 3, 8]. Вхідним параметром цього блоку є напруга мережі постійного струму. Напруга пропорційна кутовій швидкості обертання ротора двигуна. Вихідні параметри: кут повороту $\varphi_2(t)$, змінний у часі; $\dot{\varphi}_2$ - кутова швидкість ротора двигуна; $M_{\text{дв}}(t)$ - обертаючий момент електродвигуна.

Результати моделювання процесу розгону двигуна постійного струму приводу поздовжніх подач із врахуванням пускових навантажень, приклад якого наведено на рис. 5.

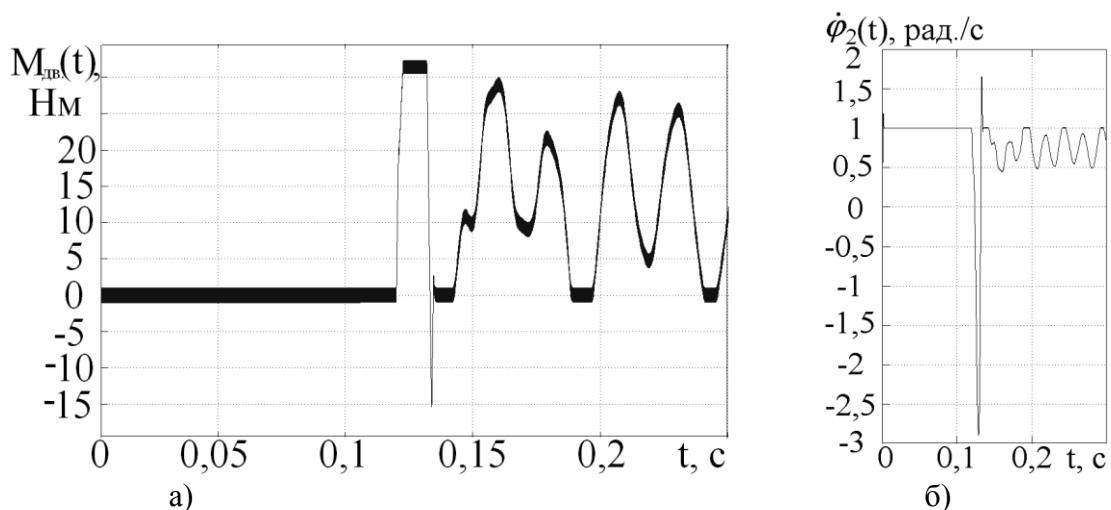


Рис. 5 – Графіки поточного значення обертаючого моменту ротора електродвигуна $M_{\text{дв}}(t)$ (а) та кутової швидкості ходового гвинта $\dot{\varphi}_1$ під час розгону приводу

При цьому використовувались наступні вхідні данні: амплітуда коливань різця $A = 0,1$ мм, $P_x = 3000$ Н, $\omega_{\text{дет.}} = 58,8$ рад/с, $\omega_{\text{дет.}} = 251$ рад/с. Частота обертання ходового гвинта $\dot{\varphi}_1$ постійна, затримка у дії на систему привода навантаження від сили різання встановлена $0,12$ с.

Висновки

Проведені дослідження динамічної системи привода подачі дозволяють зробити висновок про те, що ця модель у подальшому може бути використана для моделювання процесу формоутворення під час токарної обробки в загальній математичній моделі супорт-привод подач.

Перелік джерел літератури: **1.** Дэбин / Дж. Б. Simulink[®] 4. Секреты мастерства / Дж. Б. Дэбин, Т.Л. Харман; пер. с англ. М.Л. Симонова. – М.: БИНОМ. Лаборатория знаний, 2003. – 403 с.; ил. ISBN 5-94774-048-6 (русск.), ISBN 0-13-017085-2 (англ.). **2.** Гуляев А. Визуальное моделирование в среде MATLAB: учебный курс / Гуляев А.– СПб.: Питер, 2000. – 432 с. **3.** Дьяконов В.П. MATLAB: учебный курс / Дьяконов В.П. – СПб.: Питер, 2001. – 560 с. **4.** Павловський М.А. Теоретична механіка: Підручник. / М.А. Павловський– К.: Техніка, 2002. – 512 с. **5.** Прусаков А.П. Изгиб и свободные колебания пологих цилиндрических круговых оболочек с жестким наполнителем / А.П. Прусаков // Изв. вузов. Строительство и архитектура. — 1959.-11. —с.46-52. **6.** Ахметшин Н.И. Вибрационное резание металлов / [Н.И. Ахметшин, Э.М. Гоц, Н.Ф. Родиков; под ред. К.М. Рагульского]. - Л.: Машиностроение, Ленингр. отд-ние, 1987. - 80 стр.- (Б-ка инженера. Вибрационная техника; Вып. 10). **7.** Вульф А.М. Резание металлов / А.М. Вульф — Л.: Машиностроение, 1973. – 483 с. **8.** Еременко С.Ю. Методы конечных элементов в механике твердых тел / Еременко С.Ю. – Харьков: Основа, 1991. – 271 с. **9.** Дьяконов В.П. Simulink 4. Специальный справочник / Дьяконов В.П. – СПб.: Питер, 2002. – 528 с. **10.** Кедров С.С. Колебания металлорежущих станков / С.С. Кедров — М.: Машиностроение, 1978. — 199 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ТОЧЕНИЯ С ДРОБЛЕНИЕМ СТРУЖКИ В НАПРАВЛЕНИИ ПРОДОЛЬНОЙ ПОДАЧИ РЕЗЦЕДЕРЖАТЕЛЯМИ С УПРУГИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ

Беляева А.Ю.

В статье исследуется математическая модель упругой системы инструмента в направлении продольной подачи при помощи программного обеспечения.

МАТЕМАТИЧНЕ МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ТОЧІННЯ З ДРОБЛЕННЯМ СТРУЖКИ В НАПРЯМКУ ПОЗДОВЖНЬОЇ ПОДАЧІ РІЗЦЕТРИМАЧАМИ З ПРУЖНИМИ ЕЛЕМЕНТАМИ

Беляева А.Ю.

В статті досліджується математична модель пружної системи інструменту в напрямку поздовжньої подачі за допомогою програмного забезпечення.

MATHEMATICAL DESIGN OF SHARPENING PROCESS WITH CRUSHING OF SHAVING IN THE DIRECTION OF LONGITUDINAL SERVE РЕЗЦЕДЕРЖАТЕЛЯМИ З ПРУЖНИМИ ЕЛЕМЕНТАМИ

Belyaeva A.Y.

In article the mathematical model of elastic system of the tool in the direction of longitudinal giving by means of the software is investigated

Ключевые слова: модель, упругая система, инструмент, подача, программное обеспечение.

Ключові слова: модель, пружня система, інструмент, подача, програмне забезпечення.

Keywords: model, resilient system, instrument, serve, software.

Ковалёв Д.Г.
ДГМА, Краматорск, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПРЕДЕЛЬНЫХ ПО УСТОЙЧИВОСТИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКА

Введение

Характерной особенностью эксплуатации режущего инструмента и назначения элементов режима резания на тяжелых карусельных станках является то, что на различных операциях существуют большие отличия в жесткости и, особенно, виброустойчивости технологической системы.

При обработке резанием на тяжелых карусельных станках заготовки, как правило, являются жесткими. Размеры заготовки и инструмента определяются типоразмером станка, который можно принять за косвенный показатель средней жесткости и виброустойчивости технологической системы.

Основная часть

Рассматривая амплитудные значения относительных колебаний в диапазоне частот 14-18Гц, можно отметить, что с увеличением вылета ползуна увеличивается уровень колебаний на частотах в диапазонах 8-12 и 90-95Гц. В этих диапазонах амплитуды относительных колебаний наибольшие и превышают амплитуды относительных колебаний в диапазонах 20-25, 48-50Гц в среднем в 1,5 – 2раза. Изменение уровня относительных колебаний в диапазонах частот 20-25Гц и 48-50Гц с увеличением вылета ползуна или параметров режимов резания незначительно.

Увеличение глубины резания или подачи приводит к увеличению амплитуды относительных колебаний в диапазоне частот 8-12Гц. В то же время отмечается значительный уровень относительных колебаний на режимах чистового точения. Например, при черновом обтачивании со скоростью резания $V=38,4$ м/мин, $t=8$ мм, $S=1,0$ мм/об амплитуда относительных колебаний составила 1,74мкм. При чистовом точении с $V_{рез}=83,2$ м/мин, $t=1,5$ мм, $S=0,175$ мм/об, амплитуда относительных колебаний составила 1,43мкм. Оба измерения проведены при резании одной заготовки с вылетом ползуна 575мм.

Как известно, для определения предельных по устойчивости режимов резания удобно использовать амплитудно-фазовый критерий Найквиста. Для этого используется АФЧХ разомкнутой системы, получаемая путем перемножения характеристик упругой системы и процесса резания [1].

В данном случае АФЧХ упругой системы представляет собой отношение колебательного перемещения вершины инструмента в направлении оси Y к силе резания.

$$W_{yc} = \frac{y_{омн}}{P} = R_y - jQ_y = D e^{-j\varphi_y}$$

$$\text{где } y_{омн} = \Delta y + y(1 + \xi), P = \frac{P_z}{\sin \beta}, D = \sqrt{R_y^2 + Q_y^2}, \varphi_y = \arctg \frac{Q_y}{R_y}$$

Динамическую характеристику процесса резания, представляющую собой отношение приращения силы резания к приращению толщины среза, с учетом следов от предыдущего прохода можно записать в виде $W_{рез} = W_{рез}^0 (e^{-j\omega\tau} - 1)$, где τ – время одного оборота детали, $W_{рез}^0$ – характеристика процесса резания при работе по чистому. Для случая работы инструментом с механическим креплением режущей пластины:

$$W_{рез}^0 = \frac{K_p}{1 + T_p^2 \omega^2} - j \frac{K_p T_p \omega}{1 + T_p^2 \omega^2}, \text{ где } T_p = \frac{m a_0 \xi}{n v}, K_p = k b, k = \sigma_0 \xi,$$

σ_0 – условное напряжение, ξ – усадка стружки, a_0, b – толщина и ширина среза, m, n – коэффициенты $\frac{m}{n} \cong 1,5$.

При этом

$$W_{рез} = W_{рез}^0 (e^{-j\omega\tau} - 1) = R_p - jQ_p = A_{рез} e^{-jQ_p}, \text{ где}$$

$$R_p = \frac{K_p}{1 + \omega^2 T_p^2} [(\cos \omega\tau - 1) - \omega T_p \sin \omega\tau]$$

$$Q_p = \frac{K_p}{1 + \omega^2 T_p^2} [\omega T_p (\cos \omega\tau - 1)^2 + \sin \omega\tau],$$

$$A_{рез} = \sqrt{R_p^2 + Q_p^2} = \frac{2K_p}{\sqrt{1 + \omega^2 T_p^2}} \sin \frac{\omega\tau}{2},$$

$$\varphi_p = \text{arctg} \frac{Q_p}{R_p} = \text{arctg} \frac{\text{ctg} \frac{\omega\tau}{2} + T_p \omega}{1 - T_p \omega \text{ctg} \frac{\omega\tau}{2}}$$

По критерию Найквиста граница устойчивости соответствует такое соотношение параметров, при котором $\varphi_y + \varphi_p = \pi$ и $A_{рез} D = -1$.

Используя выражения для φ_y и $A_{рез}$ и проведя соответствующие преобразования, можно получить значение K_p , соответствующее границе устойчивости, в виде

$$K_p = - \frac{0,5(1 + T_p^2 \omega^2)}{D \cos(\pi - \varphi_y) [1 + T_p \omega \text{tg}(\pi - \varphi_y)]},$$

Здесь, по прежнему, D, φ_y – модуль и фаза динамической податливости упругой системы на частоте ω .

Так как на разных частотах значения D и φ_y различны, соответственно будут разными и величины K_p . Очевидно виброустойчивость системы характеризует минимальное из полученных таким образом значений K_p .

При использовании статической характеристики процесса резания $W_{рез}^0 = K_p$, т.е. при $T_p = 0$, получаем общеизвестное выражение

$$K_p = - \frac{0,5}{D \cos(\pi - \varphi_y)},$$

где $D \cos(\pi - \varphi_y) = R_e^0$ – отрицательная действительная часть АФЧХ упругой системы.

Так же, как в предыдущем случае, виброустойчивость системы будет характеризоваться значением K_p , определенным при максимальном (по модулю) значении R_e^0 , обозначаемом $R_e^0 \min$.

Проведенные наблюдения в условиях производства показали, что несмотря на низкие скорости резания следов нароста на обработанной поверхности и на резце нет, стружка сливная, и процесс резания можно считать устойчивым (обрабатываемый материал ст. 5ХНМ). Время установления автоколебаний обычно существенно превышало время одного оборота, а поэтому расчет должен проводиться с учетом влияния следов от предыдущего прохода.

Обработка велась резцом с механическим креплением пластины (рис. 1), причем обычно резец работал до поломки пластины, и в ряде случаев предельные по устойчивости режимы определялись уже при существенно изношенном инструменте. Поэтому полного количественного совпадения результатов расчетного экспериментального определения предельной ширины среза впрямь можно не ожидать. Поскольку при расчете основное значение имеют не абсолютные величины, а их соотношения, соответствующие разным условиям обработки, в качестве основной характеристики упругой системы, определяющей виброустойчивость системы, будем использовать величину $R_e^0 \min$. При определении расчетных значений $b_{пред}$ влияния режимов резания (V и S) приближенно может быть оценено по измерению усадки стружки ($K = \sigma_0 \xi$).



Рис. 1. - Специальные резцовый блок

Для того, чтобы оценить влияние параметров системы ползун-инструмент на устойчивость при резании были проведены расчеты и проведены АФЧХ системы при возмущении в зоне резания при разных значениях параметров. Варьировались – вылет ползуна, демпфирование в направляющих ползуна, жесткость суппорта и ориентация ползуна в корпусе – угол η .

Результаты проведенных расчетов приведены в таблице 1.

Таблица 1

Результаты расчета динамической податливости системы ползун-суппорт.

D, f_D – максимальная динамическая податливость и соответствующая частота колебаний

Re_{min}, f_R – максимальное значение отрицательной действительной части АФЧХ системы и соответствующая этому значению частота колебаний. Расчетные параметры: $m=1,93\text{кг}\cdot\text{сек}^2/\text{см}$, $g=0,159\text{кг}\cdot\text{сек}^2$, $I=103\cdot 10^4\text{сек}^4$, $I_{кр}=2\cdot 10^4\text{см}^4$ ($E=18^0$, $R=11,75\text{см}$), $b=10,7\text{см}$, $d=36\text{см}$, $\eta=10,5\text{см}$, $c=18,8\text{см}$, $K=2\cdot 10^4\text{см}^3/\text{кг}$, $\delta_{суп}=0,4$, $\delta_{\Delta}=0,1$, $I_0=(12,3-15,2)10^3\text{кг}\cdot\text{сек}$.

№ п/п	Расчетные параметры				Результаты расчета			
	l, мм	η^0	δ_y	K_0 кг*см	D, мкм/кг	f_D Гц	Re_{min} мкм/кг	f_R Гц
1	1200	45 ⁰	0,4	20*10 ⁸	2,21	86	0,98	92
2	1000	45 ⁰	0,4	20*10 ⁸	1,16	110	0,47	118
3	800	45 ⁰	0,4	20*10 ⁸	0,52	152	0,21	162
4	600	45 ⁰	0,4	20*10 ⁸	0,20	220	0,09	235
5	800	45 ⁰	0,7	20*10 ⁸	0,30	151	0,11	170
6	800	45 ⁰	0,4	60*10 ⁸				
7	1200	45 ⁰	0,7	20*10 ⁸	1,34	86	0,55	94
8	1200	30 ⁰	0,7	20*10 ⁸	0,99	87	0,58	121
9	1200	15 ⁰	0,7	20*10 ⁸	1,7	116	0,98	121
10	1200	0 ⁰	0,7	20*10 ⁸	2,64	113	1,3	118
11	1200	-15 ⁰	0,7	20*10 ⁸	3,56	111	1,65	115
12	1200	30 ⁰	0,7	60*10 ⁸	1,92	89	0,55	97
13	1200	0 ⁰	0,7	60*10 ⁸	1,92	94	0,64	129

Расчеты проводились по схеме, когда по обоим граням ползуна имеет место защемление и действуют касательные силы упругости. Для сравнения было проведено несколько расчетов, в которых рассматривалось смещение по обоим граням ползуна. В этом случае для определения относительных перемещений инструмента и заготовки в направлении оси У расчетная схема представляет собой систему с двумя степенями свободы (Δy и U), т.е. ползун рассматривается как упруго-защемленная балка (схема III). Поскольку решалась задача устойчивости, влияние на затухание колебаний сил трения, возникающих при смещениях по соответствующим граням, при построении АФЧХ не учитывалось.

Выводы

Таким образом, на основе анализа и математической обработки данных о режимах эксплуатации режущего инструмента на тяжелых карусельных станках, эксплуатационных испытаний по исследованию влияния жесткости и виброустойчивости технологической системы на режимы резания, были определены предельные по устойчивости режимы резания при обработке сборными твердосплавными резцами на тяжелых карусельных станках [2], имеющие ряд следующих существенных отличий от существующих [3]

Перечень источников литературы: 1. Кудинов В.А. Динамика станков. М., «Машиностроение» 1967г. 2. Общемашиностроительные нормативы режимов резания для тяжелых карусельных и лоботокарных станков. — М.: НИИМАШ, 1982. — 35 с. 3. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормативных работ на крупных токарных и карусельных станках. — М.: НИИтруда, 1974. — 214 с.

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

ОСОБЛИВОСТІ ГРАНИЧНИХ ПО СТІЙКОСТІ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ НА ВАЖКИХ КАРУСЕЛЬНІ ВЕРСТАТИ

Ковальов Д.Г.

У статті розглядаються особливості режимів різання при обробці на важких карусельних верстатах, а також особливості граничних по стійкості режимів різання. Також були визначено вплив параметрів системи повзун-інструмент на стійкість при різанні були проведені розрахунки і проведені АФЧХ системи при обуренні в зоні різання при різних значеннях параметрів.

ОСОБЕННОСТИ ПРЕДЕЛЬНЫХ ПО УСТОЙЧИВОСТИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ НА ТЯЖЕЛЫХ КАРУСЕЛЬНЫХ СТАНКА

Ковалёв Д.Г.

В статье рассматриваются особенности режимов резания при обработке на тяжелых карусельных станках, а также особенности предельных по устойчивости режимов резания. Также были определено влияние параметров системы ползун-инструмент на устойчивость при резании были проведены расчеты и проведены АФЧХ системы при возмущении в зоне резания при разных значениях параметров.

THE FEATURES OF MAXIMUM ON STABILITY MODES OF CUTTING ON HEAVY MERRY-GO-ROUND OF MACHINE-TOOL

Kovalev D.G.

In the article are examined the feature of the cutting modes at treatment on heavy merry-go-round machine-tools, and also feature of the maximum on stability modes of cutting. Also were influence of parameters of the system is certain a slide-block-instrument on stability at cutting were conducted calculations and the system is conducted at indignation in the area of cutting at the different values of parameters.

Ключевые слова: Инструмент, нормативы резания, карусельный станок, вылет, ползун, подача.

Ключові слова: Інструмент, нормативи різання, карусельний верстат, виліт, повзун, подача.

Keywords: Instrument, cutting norms, merry-go-round machine-tool, flight, slide-block, serve.

УДК 621.9

Вакуленко С.В.
НТУУ „КПІ”, м. Київ, Україна

ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ З ОРІЄНТОВАНИМ ЦЕНТРОМ ЖОРСТКОСТІ

Вібростійкість системи верстата залежить головним чином від пружних параметрів її елементів, таких як коефіцієнти жорсткості, їх співвідношення та орієнтація осей жорсткості відносно напрямку дії сили різання. Для забезпечення вібростійкості системи верстата її жорсткість повинна бути більшою в напрямку нормалі до оброблювальної поверхні чи в напрямку дії сили різання, а в інших напрямках жорсткість системи повинна бути меншою, щоб не спричинити втрату стійкості системи внаслідок координатного зв'язку.

Пружна система супорта токарного верстата, як складна динамічна система із багатьма ступенями вільності, має багато власних форм коливань, по кожній із яких можна виділити еліпси переміщень, напрямки головних осей яких не співпадають із загальними осями координат верстата. Інтенсивні автоколивання здійснюються на частоті, що відповідає частоті власних коливань домінуючої пружної системи, а саме до частоти коливання тієї ланки, що має найбільші розміри еліпсу переміщення. Враховуючи цей факт, математично можна представити динамічну систему супорта як одномасову систему із двома ступенями вільності. Подібне спрощення багатоланкової системи допустиме, оскільки коливання на інших частотах під час різання не є домінуючими та мають незначні впливи координатного зв'язку на процес обробки. Спрощена одномасова математична модель потенційно нестійкої системи супорта дозволяє провести теоретичні дослідження втрати сталості за критерієм Найквіста, оскільки АФЧХ цієї системи, що складається з частотних (додатної та від'ємної) характеристик кожної із двох нормальних форм коливань, перетинає від'ємну дійсну вісь.

Вирішенням задачі підвищення вібростійкості обробки є використання інструментального оснащення із орієнтованим центром жорсткості, який корегує еліпс переміщення домінуючої системи супорта на основній його частоті коливань, оскільки ці динамічні ланки є парціальними та зв'язаними між собою. Актуальним питанням є проведення теоретичних досліджень впливу пружних параметрів системи оснащення із орієнтованим центром жорсткості на вібростійкість токарної обробки із урахуванням частотних характеристик формоутворюючих вузлів верстата фізичних властивостей оброблюваного матеріалу та геометрії ріжучого інструмента.

Найбільша вібростійкість при точінні досягається при наближенні напрямку дії сили різання до осі найбільшої жорсткості пружної системи супорта верстата, в іншому випадку в динамічній системі верстата посилюється негативний вплив координатного зв'язку на рівень відносних коливань інструменту і деталі. Напрямок максимальної жорсткості системи в приведеній точці вершини різця проходить через точку його центру жорсткості, основні пружні деформації при дії навантаження в цьому напрямку визначаються за напрямками головних осей жорсткості системи. Якщо напрямок навантаження на систему супорта не проходить через точку центру жорсткості, в системі виникає додатковий пружний поворот навколо цієї точки, тому жорсткість в напрямку перпендикулярному до вісі приведеної максимальної жорсткості буде мінімальною. При розробці конструкції токарного верстата досить важко передбачити чи розрахувати майбутнє положення ЦЖ супорта, який визначається експериментально, відомим методом «пеленгації», вже для реальної конструкції верстата. Якщо визначене експериментально фактичне положення ЦЖ супорта верстата та кута розвороту головних приведених осей жорсткості не відповідає наведеним вище вимогам, то пружна система верстата буде потенційно нестійкою і потребуватиме додаткових конструктивних та технологічних заходів для забезпечення умов вібростійкої обробки.

В якості прикладу на рис.1 наведена експериментально визначена діаграма жорсткості супорта із встановленим різцетримачем токарного верстата 16К20, за допомогою якої можна виділити напрямки приведених максимальної та мінімальної жорсткостей, що характеризується кутом $\beta = -60^\circ$ відносно вісі у. Оскільки на досліджуваному верстаті конструктивно закладено проведення обробки лише з однієї сторони, а саме радіальна подача здійснюється в від'ємному напрямку вісі у, пружна система супорта при різанні є потенційно нестійкою і схильною до збільшених амплітуд автоколивань. Проблема заниженої вібростійкості токарної обробки виникає також на токарних верстатах, наприклад ПАБ-350, які за технологічними можливостями дозволяють проводити обробку з двох сторін при зміні напрямку обертання шпинделя. Результати теоретичного визначення приведених пружних параметрів формоутворюючих вузлів верстата ПАБ-350 [1] виявили, що пружна система супорта верстата має направлену жорсткість, що дозволяє забезпечити високу вібростійкість обробки лише з однієї сторони.

При проектуванні інструментального оснащення із орієнтованим центром жорсткості для верстата із визначеними пружними параметрами супорта постає питання вибору раціональних пружних та демпфіруючих параметрів оснащення, використання якого підвищило вібростійкість обробки. Теоретичні дослідження впливу зміни орієнтації головних осей жорсткості інструментального оснащення на динамічні характеристики системи різець-супорт, представлені в роботі [2] за допомогою розробленою математичної моделі. Питання визначення ефективності використання додаткового оснащення з метою підвищення вібростійкості токарної обробки із потенційно-нестійкою динамічною системою супорта верстата при різанні потребує створення загальної математичної моделі динамічної системи верстата її моделювання та визначення запасу вібростійкості обробки при різних пружних параметрах системи оснащення.

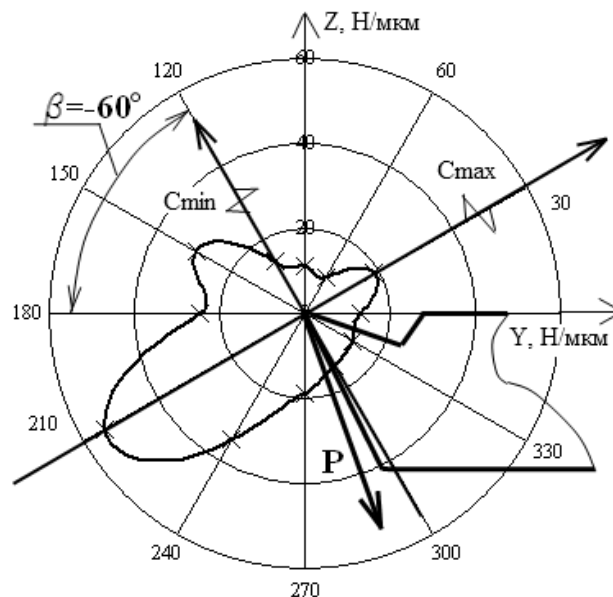


Рис. 1 - Кругова діаграма жорсткості супортної групи двошпindelного токарного верстата мод. 1К62

Структура замкненої динамічної оброблюваної системи в загальному вигляді представлена на рис. 2 та складається з еквівалентної пружної системи (ЕПС) «різець-супорт» та «деталі», що мають від'ємний зворотній зв'язок через процес різання. Визначення запасу стійкості замкненої динамічної системи верстата при різанні проведено за допомогою частотного методу Найквіста, що потребує побудову АФЧХ розімкненої динамічної системи. Відповідно до рис. 2 розімкнена динамічна система верстата має вхід у вигляді зміни

товщини зрізуючого шару оброблюваної деталі Δu та вихід, як загальне відносне динамічне пружне зміщення деталі та інструменту під дією сили різання.

Розрахункову схему пружної системи різець-супорт та деталі представимо в площині, перпендикулярній вісі деталі yOz у вигляді зосереджених приведених мас різцетримача m_1 , супорта m_2 та деталі m_3 , що зв'язані між собою і базою верстата ланками з пружними і дисипативними властивостями (рис. 3). Кожна з мас розглядається як підсистема з орієнтованими осями жорсткості, а саме, для маси m_1 кут розвороту головних осей жорсткості відносно довільної системи координат yOz позначений β , для маси $m_2 - \delta$, для маси $m_3 - \gamma$ відповідно. Під дією динамічної частки сили різання $P(t)$, що прикладена до вершини різця під кутом α до вісі z , маса m_1 здійснює коливальні рухи в напрямках головних осей координат η_1 та η_2 , а маса m_2 в напрямках головних осей координат η_5 та η_6 . Для пружних і дисипативних ланок враховуються сумарні зведені коефіцієнти демпфірування h_1, h_2 і h_5, h_6 та жорсткості c_1, c_2 і c_5, c_6 відповідно різцетримача (m_1) і супорта (m_2). Також сила різання діє в протилежному напрямку на підсистему деталі (m_3), за рахунок чого деталь здійснює коливальні рухи в напрямках головних осей координат η_3 та η_4 з урахуванням приведених параметрів системи шпindelь-патрон-деталь жорсткості c_3, c_4 та демпфірування h_3, h_4 .

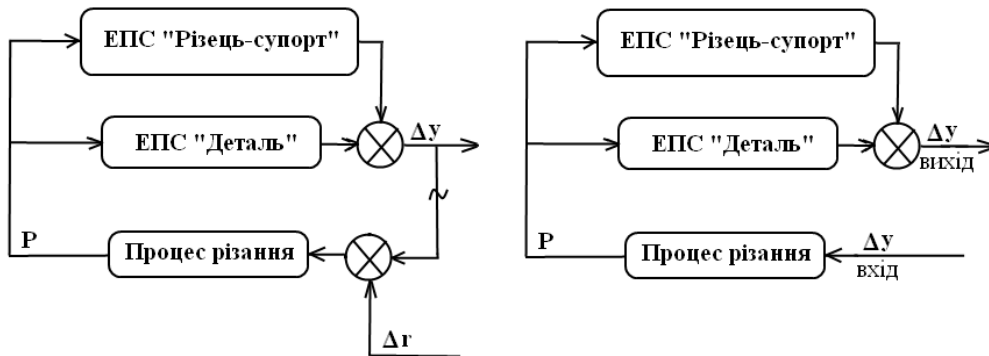


Рис. 2. Блок схема замкненої та розімкненої динамічної системи верстата при різанні

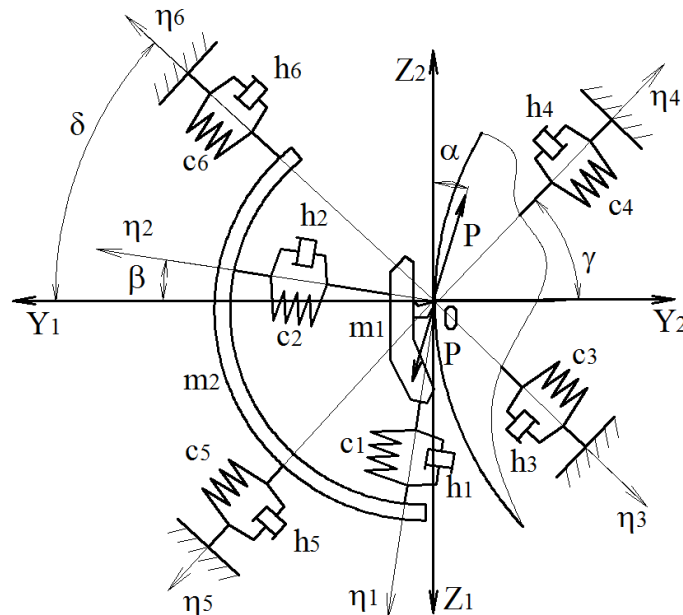


Рис. 3 - Розрахункова схема пружної системи токарного верстата в площині yOz з двома координатними системами

Рівняння руху в напрямках головних координат для динамічної двомасової підсистеми різець-супорт з чотирма степенями вільності представимо у вигляді системи

диференціальних рівнянь другого порядку, що отримані з рівняння Лагранжа другого роду для механічної системи:

$$\left\{ \begin{array}{l} m_1 \ddot{\eta}_1 + h_1 [\ddot{\eta}_1 - \ddot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \ddot{\eta}_6 \sin(\varphi)] + c_1 [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] = \\ = P(t) \cos(\alpha - \beta) \\ m_1 \ddot{\eta}_2 + h_2 [\ddot{\eta}_2 - \ddot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \ddot{\eta}_5 \sin(\varphi)] + c_2 [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] = \\ = P(t) \sin(\alpha - \beta) \\ m_2 \ddot{\eta}_3 + h_2 \sin(\varphi) [\ddot{\eta}_2 - \ddot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \ddot{\eta}_5 \sin(\varphi)] - h_1 \cos(\varphi) [\ddot{\eta}_1 - \ddot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \\ - \ddot{\eta}_6 \sin(\varphi)] + h_5 \ddot{\eta}_3 + c_2 \sin(\varphi) [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] - \\ - c_1 \cos(\varphi) [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] + c_3 \eta_3 = 0 \\ m_2 \ddot{\eta}_4 - h_2 \cos(\varphi) [\ddot{\eta}_2 - \ddot{\eta}_6 \cos(\varphi) + \ddot{\eta}_5 \sin(\varphi)] - h_1 \sin(\varphi) [\ddot{\eta}_1 - \ddot{\eta}_5 \cos(\varphi) - \\ - \ddot{\eta}_6 \sin(\varphi)] + h_6 \ddot{\eta}_4 - c_2 \cos(\varphi) [\eta_2 - \eta_6 \cos(\varphi) + \eta_5 \sin(\varphi)] - \\ - c_1 \sin(\varphi) [\eta_1 - \eta_5 \cos(\varphi) - \eta_6 \sin(\varphi)] + c_6 \eta_4 = 0 \\ \varphi = \beta - \delta \end{array} \right. \quad (1).$$

Рівняння руху в напрямках головних координат одномасової системи деталі так само представимо у вигляді системи диференціальних рівнянь:

$$\left\{ \begin{array}{l} m_3 \ddot{\eta}_3 + h_3 \ddot{\eta}_3 + c_3 \eta_3 = -P(t) \cos(\gamma + \alpha) \\ m_3 \ddot{\eta}_4 + h_4 \ddot{\eta}_4 + c_4 \eta_4 = P(t) \sin(\gamma + \alpha) \end{array} \right. \quad (2).$$

Результатом розрахунків системи (1) та системи (2) є визначення траєкторії коливальних рухів різцетримача m_1 в напрямках головних координат η_1 та η_2 , супорта m_2 в напрямках координат η_5 та η_6 та деталі m_2 в напрямках координат η_3 та η_4 . Зв'язок між узагальненою координатою y_1 з головними координатами η_1 та η_2 для різцетримача m_1 має вигляд: $y_1 = \eta_1 \sin(\beta) + \eta_2 \cos(\beta)$, а між координатою y_2 та головними координатами η_3 та η_4 для деталі: $y_2 = \eta_3 \sin(\gamma) + \eta_4 \cos(\gamma)$.

Динамічна характеристика сили різання $P(t)$, у розглянутих вище моделях підсистем, представляється у вигляді [3]: $T_p \frac{dP(t)}{dt} + P(t) = K_{d\dot{\eta}} \cdot (y_1(t) + y_2(t))$, де $y_1(t)$ і $y_2(t)$ – поточні значення координат відносних коливань інструменту та деталі вздовж вісі y при різанні, які визначають товщину зрізу шару оброблюваної деталі, K_{num} – питома сила різання, рівна $K_{d\dot{\eta}} = 10C_p t^{x-1} S^y V^n k \frac{t}{\tan \varphi}$, де φ -кут в плані різця, T_p – постійна процесу

стружкоутворення $T_p = \frac{m}{n} \cdot \frac{a_0 \xi}{V}$, a_0 – товщина зрізу $a_0 = S \sin \varphi$, ξ – усадка стружки (для сталі $\xi = 3$).

Як приклад моделювання розглянемо експериментально визначені пружні та демпфіруючі параметри систем супорту, базового різцетримача та деталі токарного верстата 1К62, динамічна система різець-супорт якого при різанні є потенційно нестійкою. Характеристики за напрямками головних координат: приведена жорсткість супорта $c_5=80$ Н/мкм, $c_6=47$ Н/мкм та приведена маса $m_2=15$ кг, жорсткість системи шпindelь-патрон-деталь $c_3=c_4=8$ Н/мкм та маса $m_3=4$ кг, жорсткість базового різцетримача $c_1=c_3=20$ Н/мкм та маса $m_3=4$ кг, або інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості $c_1=20$ Н/мкм, $c_6=5$ Н/мкм, приведена маса яких однакова $m_1=1,8$ кг. Коефіцієнти демпфірування для кожної підсистеми в заданому напрямку визначається за формулою:

$h=2t\omega\delta_0$ кг/с, де t - приведена маса, ω - власна частота коливання, δ - логарифмічний декремент затухання коливань ($\delta_0=0,31$). Кут розвороту головних осей жорсткості пружної системи супорту верстата δ дорівнює -60° . Також визначенні основні параметри сили різання, матеріал заготовки – конструкційна сталь, інструмента – твердий сплав, геометрія різця: $\varphi=60^\circ$, $\gamma=10^\circ$, $\lambda=0^\circ$, $\alpha=5^\circ$, $T_p=3,6 \cdot 10^{-4}$, подача $S=0,39$ мм/об, приблизне значення кута різання $\alpha_p=15^\circ$.

Оскільки коефіцієнт різання пропорційний товщині зрізу шару оброблюваної поверхні деталі, то, використовуючи частотний критерій Найквіста, можна визначити граничну глибину різання t_p , що є достатньою за умовою збереження стійкості динамічної системи верстата при різанні. Для систем металорізальних верстатів запас сталості по амплітуді $L_1 \geq 8-12$ дБ, та по фазі $\gamma \geq 30^\circ$ [3]. На рис. 4 представлено результати моделювання процесу токарної обробки та визначення граничної глибини різання t_p для кожного значення кута δ розвороту головних осей жорсткості системи супорту та раціонально обраному значенні кута орієнтації осей жорсткості системи інструментального оснащення β , при якому спостерігається максимальна вібростійкість обробки, та чотирьох варіантів значень параметрів жорсткості оснащення C_1 та C_2 в напрямках головних координат.

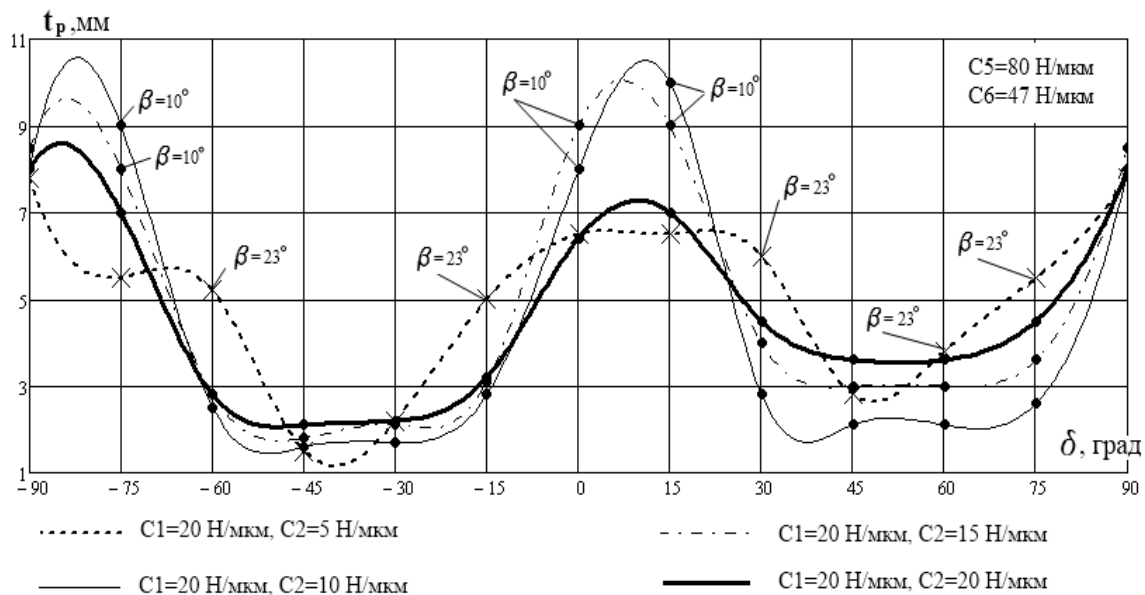


Рис. 4 - Діаграма визначення граничної глибини різання при використанні інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості

Висновки

Аналіз отриманої діаграми визначення граничної глибини різання в залежності від пружних параметрів системи супорту та інструментального оснащення дозволяє зробити наступні висновки:

- використання різцетримачів з орієнтованою відповідним чином жорсткістю дозволяє зменшити амплітуди автоколивань при обробці на верстаті з потенційно нестійкою пружною системою супорта, за рахунок динамічного впливу системи оснащення на коливання домінуючої системи супорта із зменшенням негативного впливу координатного зв'язку;

- за результатами теоретичних розрахунків, для супорту токарного верстата 1К62, що має від'ємний кут орієнтації осей жорсткості $\delta=-60^\circ$ використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості та заданими пружними параметрами $C_{max}=20$ Н/мкм та $C_{min}=5$ Н/мкм, $\beta=23^\circ$, дозволяє підвищити граничну глибину різання в 1,7 разів в порівнянні із використанням базового різцетримача.

Отже, виконані теоретичні дослідження дозволяють рекомендувати розроблену

математичну модель динамічної системи верстата для дослідження ефективності використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості та визначення його пружних параметрів з метою підвищення вібростійкості токарної обробки.

Перелік джерел літератури: 1. Вакуленко С.В. Визначення пружних характеристик вузлів токарного верстата на основі методу скінчених елементів // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем / Збірник наукових праць, – Краматорськ, 2009. Вип. 24. С. 133-138. 2. Шевченко О.В., Вакуленко С.В. Теоретичні дослідження частотних характеристик потенційно нестійкої пружної системи токарного верстата // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем / Збірник наукових праць, – Краматорськ-Київ, 2008. Вип. 23. С. 300-306. 3. Петраков Ю.В. Теорія автоматичного управління в металообробці: Навч. посібник. – К.: ІЗМН, 1999. – 212 с.

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

ТЕОРЕТИЧНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ВИКОРИСТАННЯ
ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ З ОРІЄНТОВАНИМ ЦЕНТРОМ ЖОРСТКОСТІ
Вакуленко С.В.

У статті запропоновано результати теоретичних досліджень ефективності використання державки з орієнтованим центром жорсткості на потенційно нестабільних пружних системах токарних верстатах. Використання державки з орієнтованим центром жорсткості може зменшити вібрації приводу для обробки на токарному верстаті з нестійкою пружної системи за рахунок зменшення негативного впливу зв'язку між рухом різального інструменту в площині, перпендикулярній до оброблюваної поверхні.

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ
ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОСНАСТКИ С ОРИЕНТИРОВАННЫМ ЦЕНТРОМ ЖЕСТКОСТИ
ВАКУЛЕНКО С.В.

В статье предложены результаты теоретических исследований эффективности использования державки с ориентированным центром жесткости на потенциально нестабильных упругих системах токарных станках. Использование державки с ориентированным центром жесткости может уменьшить вибрации привода для обработки на токарном станке с неустойчивой упругой системы за счет уменьшения негативного влияния связи между движением режущего инструмента в плоскости, перпендикулярной к обрабатываемой поверхности.

THEORETICAL STUDY OF THE EFFECTIVENESS OF ORIENTED TOOLING
CENTER OF RIGIDITY
Vakulenko S.

In article proposed the results of theoretical researches of efficiency of use of toolholder with oriented center of rigidity on potentially unstable elastic-system of a lathe carriage. The use of toolholder with oriented center of rigidity can decrease vibration turning for machining on the lathe with unstable elastic-system by reducing the negative influences of coordinate bond between the cutting tool motion in the plane normal to the machined surface and cutting process.

Ключові слова: державка, жорсткість, станок, система, вібрація, інструмент, поверхність.

Ключевые слова: державка, жорсткість, верстат, система, вібрація, інструмент, поверхня.

Key words: holder, stiffness, machine, system, vibration, tool, surface.

РОЗДІЛ 2

ЯКІСТЬ ТА НАДІЙНІСТЬ МЕТАЛОРІЗАЛЬНОГО ОБЛАДНАННЯ

УДК 621.9

Ковалёв В.Д., Иваник И. А.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ТЯЖЕЛОГО МНОГООПЕРАЦИОННОГО СТАНКА НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕФОРМАТИВНОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ

Введение

В настоящее время всё более актуальным становится вопрос создания тяжёлых многоцелевых станков, которые смогут заменить целый комплекс тяжёлых станков. На тяжёлых многооперационных станках проводится обработка большинства деталей, которые входят в состав современных тяжёлых машин: прокатные валки, роторы турбин и ветрогенераторов, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и т.д.. Учитывая специфику установки, базирования и обработки сложных тяжёлых деталей целесообразно развитие направления разработки тяжёлых многоцелевых станков, позволяющих без переустановки детали выполнить максимально возможный перечень технологических операций. Поэтому расширение технологических возможностей является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности выпускаемой машиностроительной продукции.

Несущие системы станков должны обеспечивать и сохранять в течение срока службы станка возможность обработки с заданными режимами и требуемой точностью. Исходя, из этого основными критериями работоспособности несущей системы являются жесткость, а также виброустойчивость в смысле обеспечения возможности устойчивой работы станка при заданных режимах и ограничения уровня амплитуд вынужденных колебаний допустимыми пределами.

Целью данной работы является повышение точности тяжёлых многооперационных станков за счет обеспечения жесткости несущей системы.

Обработка крупногабаритных деталей – процесс, к которому предъявляется два



Рис. 1 – Общий вид тяжелого многоцелевого станка

основных требования: производительность и точность получаемого размера. Соответственно, и оборудование, применяемое при данном процессе, должно иметь достаточную жесткость, точность и скорость, необходимую для успешной реализации поставленной задачи.

На сегодняшний день тяжёлые многоцелевые станки выпускают несколько производителей:

ОАО «КЗТС» является одним из крупнейших разработчиков и изготовителей тяжёлых и уникальных металлорежущих станков для механической обработки деталей вращения диаметром до 6000 мм и весом до 250т. А также такие известные зарубежные компании как «SAFOP» (Италия),

«Innse-Berardi», «BOST» (Испания), «MILLTURN».

На рис.1 представлен общий вид тяжелого много-операционного станка производства фирмы Innse-Berardi.

Станина служит главным образом для монтажа всех основных частей станка. Она должна на протяжении длительного времени обеспечивать правильное взаимное положение и перемещение частей станка при всех предусмотренных режимах работы. Станины станков должны быть прочными, жесткими, технологичными и должны иметь достаточно низкую стоимость. Но важнейшим требованием, предъявляемым к станинам, является требование неизменности их формы. Этого достигают правильным выбором материала станины и технологии ее изготовления.

Обеспечение точности, одного из важнейших показателей функциональности станков, при обработке на тяжелых станках затруднено из-за больших масс изделий, оборудования и элементов несущей системы оборудования. Соответственно, значительное влияние на параметр точности делают большие прогибы от весовых нагрузок, затруднения точного позиционирования, неравномерность медленных перемещений, неизбежны погрешности изготовления и сборки станка и оснащение, а также температурные деформации, пропорциональные большим линейным размерам. В то же время допуски на ряд точных деталей, обрабатываемых на тяжелых токарных станках, измеряются в микрометрах. Поэтому в точности тяжелых станков, особенно, на которых осуществляется чистовая отделка, предъявляемые исключительно высокие требования.

На характеристики точности обработки влияет множество взаимосвязанных факторов. Для тяжелых станков наибольшее значение имеют следующие группы ошибок:

- геометрические;
- упругие, связанные с ужесточением технологической системы;
- температурные;
- погрешности, связанные с износом инструмента;
- погрешности позиционирования, характеризующихся ошибкой вывод суппорта станка в заданную точку по одной или нескольким координатам.

Обычно рассматривают три способа достижения заданной точности:

- Повышение качества технологической системы за счет повышения ее жесткости, прочности, качества изготовления, теплостойкости, износостойкости, виброустойчивости и т. д.;
- подавления действующих негативных факторов за счет введения «мягких» режимов резания;
- управление ходом технологического процесса.

Элементы несущей системы по массе составляют 80-85% от массы станка. Поэтому экономия металла в машиностроении наиболее эффективна в направлении снижения массы именно этих деталей, и вопросы расчета и оптимального конструирования несущих систем имеют первостепенное значение.

Несущие системы станков должны обеспечивать и сохранять в течение срока службы станка возможность обработки с требуемой точностью. Основными критериями работоспособности несущей системы являются жесткость и виброустойчивость. Базовые детали станков рассчитывают на жесткость и температурные деформации с точки зрения точности.

Жесткость отдельных базовых деталей определяется собственной их жесткостью на изгиб, кручение, сдвиг и т.п., а жесткость соединений элементов характеризуется отношением нагрузки P к соответствующему относительному перемещению δ в стыке:

$$j = P/\delta. \quad (1)$$

Изгибная и крутильная жесткость:

$$j_{\text{изг}} = P/f; \quad j_{\text{кр}} = M/\theta_1. \quad (2)$$

Определяют деформации с использованием приближенных формул. Например, прогиб в середине пролета двухопорной балки:

$$f = \frac{PL^3}{48(EJ)_{\text{пр}}}, \quad (3)$$

А прогиб свободного конца балки с заделанным концом:

$$f = \frac{PL^3}{3(EJ)_{\text{пр}}}, \quad (4)$$

где P – поперечная сила соответственно в середине пролета или на конце заделанной балки, H ; L – длина рабочего участка балки, см; $(EJ)_{\text{пр}}$ – приведенная жесткость балки на изгиб.

Расчет на жесткость носит приближенный характер, вместе с тем все чаще применяют сложные, но более точные расчеты на основе метода конечных элементов.

Жесткость неподвижных соединений базовых деталей существенно влияет на погрешности обработки. В общем балансе упругих перемещений несущей системы станка контактные деформации в стыках составляют от 30 до 70%. Линейная деформация и поворот в плоском стыке при нагружении центральной силой P и моментом M определяют из выражений:

$$\delta = c \left(\frac{P}{S}\right)^m; \varphi = C_m \frac{M}{J}, \quad (5)$$

где C , C_m — коэффициенты контактной податливости; S , J — площадь и момент инерции сечения контакта; m — показатель степени, $m = 0,5$ для поверхностей, обработанных чистовыми методами.

Коэффициент контактной податливости связаны соотношением:

$$C_m = cm \left(\frac{P}{S}\right)^{m-1}, \quad (6)$$

и зависят от материала и качества обработки сопрягаемых поверхностей. Для деталей из стали и чугуна при чистовой обработке (тонком точении, шлифовании и тщательном шабрении) $c = 0,15 \div 0,2$; при притирке можно получить $c = 0,07$, а при сравнительно грубой обработке (фрезеровании, грубом шабрении) $c = 0,8 \div 1,2$.

Неподвижные стыки базовых деталей имеют, как правило, предварительную затяжку силами, значительно большими, чем силы резания. Это позволяет считать жесткость стыка в приближенных расчетах близкой к постоянному значению, а деформацию и угол поворота определять по приближенным линейным зависимостям:

$$\delta = \sigma p_0^{m-1} p; \varphi = \sigma p^{m-1} M/J, \quad (7)$$

где p_0 , p — первоначальное и текущее давление в стыке.

Неподвижные стыки базовых деталей имеют, как правило, предварительную затяжку силами, значительно большими, чем силы резания. Это позволяет считать жесткость стыка в приближенных расчетах близкой к постоянному значению, а деформацию и угол поворота определять по приближенным линейным зависимостям:

$$\delta = \sigma p_0^{m-1} p; \varphi = \sigma p^{m-1} M/J, \quad (8)$$

где p_0 , p — первоначальное и текущее давление в стыке.

Касательная жесткость стыков учитывается при расчете также на основе линейной зависимости:

$$\delta_\tau = c_\tau \frac{T}{S}, \quad (9)$$

где c_τ – коэффициент контактной касательной податливости; T – касательная сила, H ; S – площадь стыка, см²

На базе тяжелого токарного станка КЖ16165Ф3 был спроектирован тяжелый многооперационный станок грузоподъемностью 25 т, максимальный диаметр обрабатываемой детали 2 м, максимальная длина – 8 м.

Была спроектирована литая станина тяжелого многооперационного станка. Несущая система станка состоит из двух станин. Одна станина для базирования и закрепления обрабатываемого изделия. Вторая станина служит для перемещения суппорта. Каждая из

станин состоит из двух секций, соединенных между собой шпильками. Длина каждой секции составляет 5,1 м.

На головной секции станины изделия установлены шпиндельная бабка и коробка скоростей. Остальные секции станины имеют две прямоугольные направляющие, которые закалены и прошлифованы. По ним производятся установочные перемещения задней бабки и люнетов. Станина суппорта также состоит из стыкуемых по длине секций. Две прямоугольные направляющие станины суппорта закалены и закрыты телескопической защитой. Приводная рейка суппорта прикреплена к станине между полками направляющих.

Станины изделия и суппорта устанавливаются на регулируемых опорах (башмаках) и крепятся фундаментными болтами.

В боковом направлении станины фиксируются регулируемыми упорами, залитыми в фундамент.

Между станинами встроен транспортер для уборки стружки.

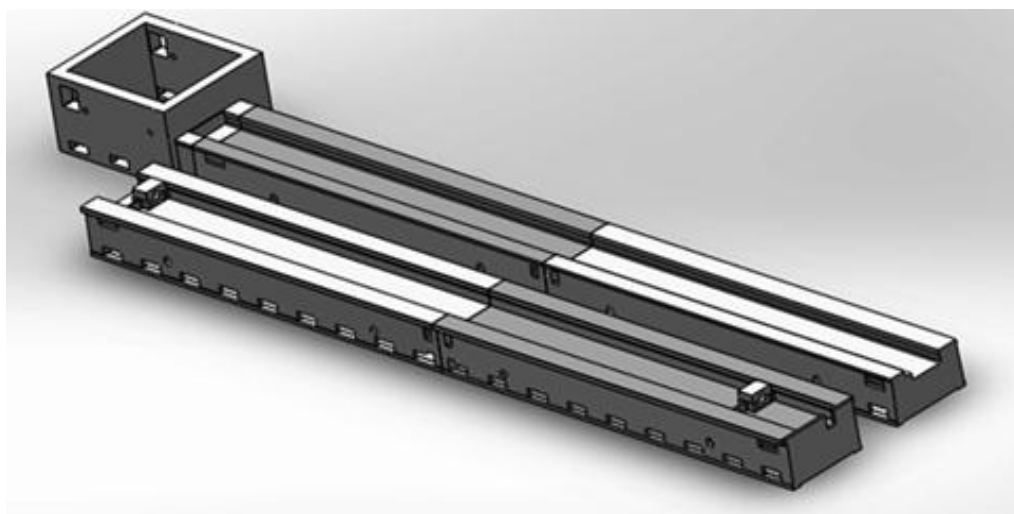


Рис. 2 – Твёрдотельная модель станины тяжелого многоцелевого станка

Твёрдотельная модель станины была выполнена в пакете SolidWorks. Исследование силовых воздействий на станину суппорта и станину изделия рассматривали отдельно из-за многократного увеличения размера объекта, поэтому для обобщения модели пришлось значительно упростить расчет параметров твердотельной модели. Вследствие этого было решено моделировать станину по частям. Как видно из рисунка 2 станины между собой не соединены. Общий вид тяжелого многоцелевого станка представлен на рис.3.

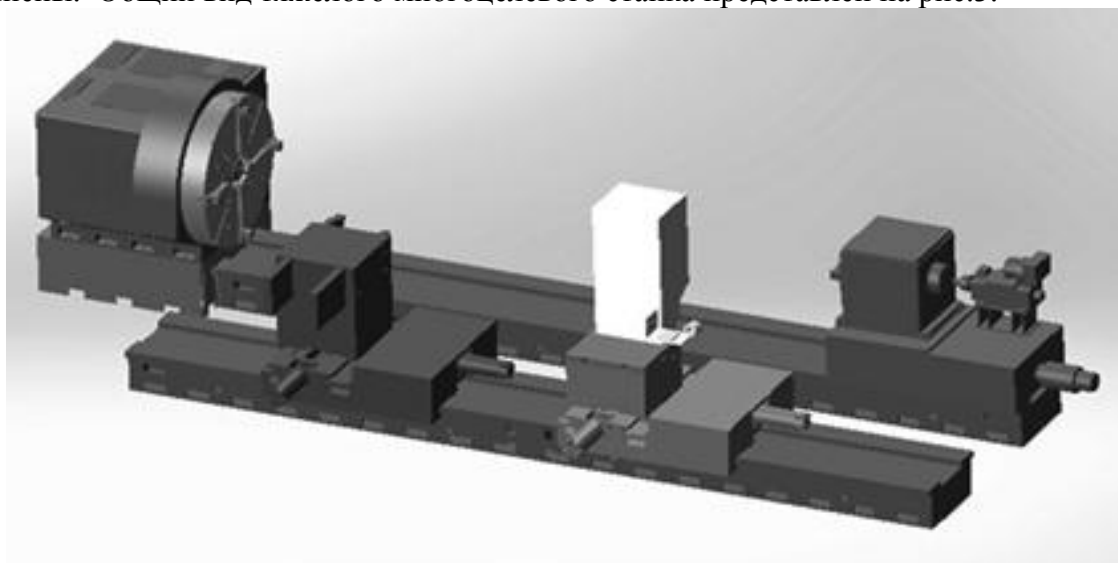


Рис. 3 – Общий вид спроектированного станка

Метод конечных элементов (МКЭ) в настоящее время является стандартом при решении задач механики твердого тела посредством численных алгоритмов. МКЭ занял лидирующее положение благодаря возможности моделировать широкий круг объектов и явлений. Абсолютное большинство конструктивных элементов, узлов и конструкций, изготовленных из самых разнообразных материалов, имеющих различную природу, могут быть рассчитаны посредством МКЭ. При этом, разумеется, нужно учитывать неизбежные при любой численной аппроксимации условности и погрешности.

С помощью инструментов пакета Solid Works Simulation 2012 было произведено моделирование силовых деформаций методом конечных элементов. На станину изделия и станину суппортов были наложены максимальные нагрузки, которые действуют на станок в процессе его работы.

Нагружение станины изделия проводилось в двух местах: головной секции станины и на краю секции, в месте где располагается задняя бабка.

Результаты моделирования представлены на рис. 4, 5.

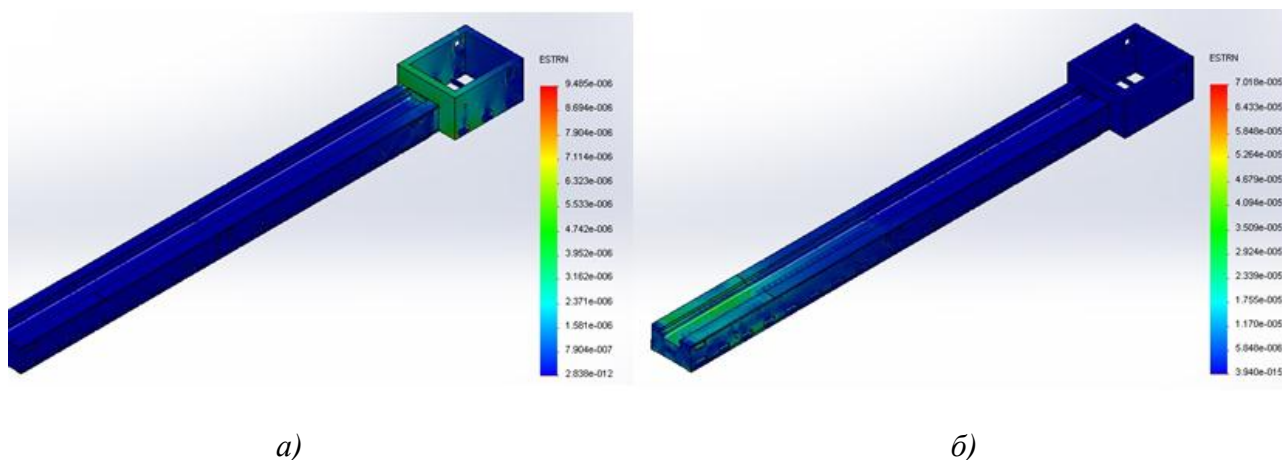


Рис. 4 - Эпюры деформаций станины изделия *а)* головной секции станины, *б)* края секции станины изделия

Как видно из рис. 4 максимальные деформации от действия приложенных сил составляют 35 мкм.

Нагружение станины суппортов проводилось на стыке двух секций.

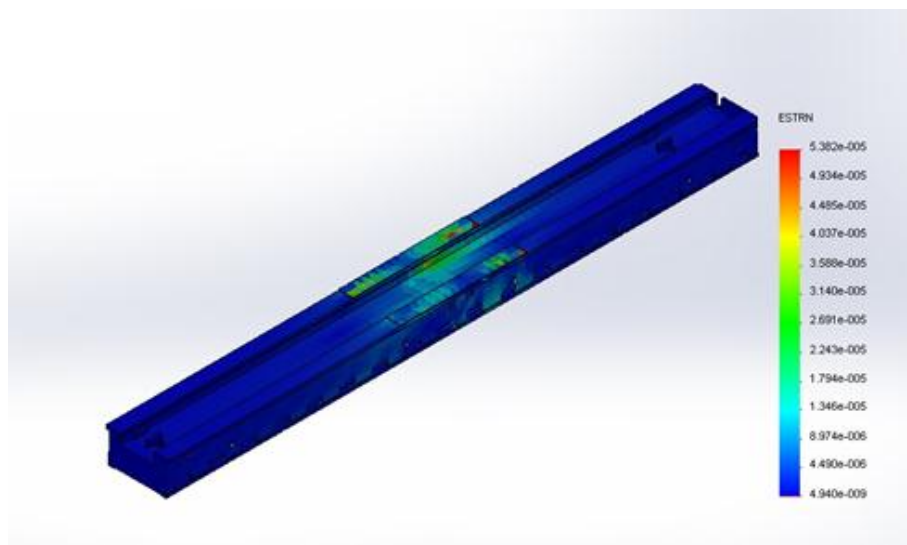


Рис. 5 - Эпюра деформаций станины суппортов

Как видно из рис. 5, максимальные деформации от действия приложенных сил составляют 25 мкм.

Полученные результаты упругих деформаций от действия рабочих нагрузок являются допустимыми для данного класса станков.

Выводы

Тяжелые многооперационные станки - один из основных видов технологического оборудования, на котором изготавливают большинство деталей для тяжелого машиностроения: крупногабаритные валы, прокатные валки, роторы турбин, генераторов, гребные валы кораблей и прочее. Для совершенствования конструкции тяжелых станков эффективным путем является моделирование работы элементов несущей системы станка, как в естественных условиях, так и с помощью современных информационных технологий с целью обеспечения максимальной жесткости, грузоподъемности.

Разработанная модель станины тяжелого токарного станка для обработки деталей массой до 25 тонн, с возможностью обработки деталей длиной до 8 метров и диаметром обработки 2 метра позволяет определять деформации при различных нагрузках. Деформации станины суппортов и станины изделия при предельных рабочих нагрузках являются допустимыми для станков повышенной точности.

Перечень источников литературы: 1. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем / под ред. А.С.Пронникова том 2 часть II. – М.: Машиностроение, 1995. – 320с. 2. Ковалев В.Д. Конструкции и эксплуатация тяжелых станков: / Бабин О.Ф., Пономарев Л.Д. // Учебное пособие. – Краматорск: - ДГМА, 2004. – 112 с.

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

ПОВЫШЕНИЕ ТОЧНОСТИ ТЯЖЕЛОГО МНОГООПЕРАЦИОННОГО СТАНКА НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕФОРМАТИВНОСТИ НЕСУЩИХ СИСТЕМ

Ковалев В.Д., Иваник И. А.

В данной работе представлены оптимальные методы расчетов для определения жесткости несущей системы станка. Определены наиболее эффективные пути повышения точности и продуктивности станков. Представлены особенности конструирования многоцелевых тяжелых токарных станков. Спроектирована конструкция станины для тяжелого многооперационного станка с возможностью обработки детали массой до 25 тонн, произведено моделирование станины спроектированного тяжелого многооперационного станка для определения жесткости несущей системы под действием нагрузок возникающих при обработке детали.

ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ВАЖКОГО МНОГООПЕРАЦІЙНОГО ВЕРСТАТА НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМАТИВНОСТІ НЕСУЧИХ СИСТЕМ

Ковальов В.Д., Іванік І. О.

У даній роботі представлені оптимальні методи розрахунків для визначення жорсткості несучої системи верстата. Визначено найбільш ефективні шляхи підвищення точності і продуктивності верстатів. Представлені особливості конструювання багатоцільових важких токарних верстатів, Спроектвана конструкція станини для важкого багатоопераційного верстата Наведено методи розрахунку несучих систем на жорсткість. Проведено моделювання станини спроектованого важкого багатоопераційного верстата Для визначення жорсткості несучої системи під дією навантажень , що виникають при обробці деталі.

IMPROVING THE ACCURACY OF HEAVY MNOGOOPERATIONNOGO MACHINE
BASED ON STUDIES OF BEARING DEFORMABILITY

Kovalyov V.D., Ivanik.I.A.

In the given work features of the optimal calculation methods to determine the stiffness of the bearing system of the machine. Identified the most effective way to improve the accuracy and productivity tools. Presented features of construction of multipurpose heavy lathes. designed construction of frame for a heavy machine multistage with capable of processing parts. Shows the methods calculating the carrying systems on the stiffness. The third section made modeling of frame designed a heavy lathe to determine the stiffness of carrier system under the loads encountered in the processing of details.

Ключевые слова: тяжелый многооперационный станок, станина, точность, жесткость, несущая способность, метод конечных элементов, моделирование.

Ключові слова: важкий багатоопераційний верстат, станина, точність, жорсткість, несуча здатність, метод кінцевих елементів, моделювання.

Key words: heavy multioperational machine frame, precision, stiffness, load capacity, the method of finite elements simulation.

УДК 621.91.01

Шевченко О.В., Яшник А.В.
НТУУ "КПІ" м. Київ, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ПОКАЗНИКІВ ДИНАМІЧНОЇ ЯКОСТІ КОНСОЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ

Вступ

Одним з розповсюджених видів обробки на токарних верстатах є обробка нежорстким консольним інструментальним оснащенням, до якого відносяться оправки, різцетримачі, борштанги та ін. Особливістю обробки консольним інструментом є легкість виникнення вібрацій при різанні, що знижує точність, якість та продуктивність обробки деталей, обмежує технологічні можливості верстатів.

При токарній обробці нежорстким консольним інструментальним оснащенням боротьба з шкідливими коливаннями є особливо актуальною. Це обумовлено суттєвим впливом такого оснащення на роботу всієї технологічної системи верстата. Вибір раціональних параметрів інструментального оснащення шляхом забезпечення необхідних динамічних характеристик дозволяє суттєво підвищити вібростійкість технологічної системи верстата.

Інструментальне оснащення може мати достатньо високу жорсткість, або бути нежорстким. У першому випадку коливання, які виникають при різанні, визначаються всією багатоконтурною пружною системою верстата, в другому випадку – жорсткістю та коливаннями оснащення, а втрата вібростійкості виникає в основному на формі його коливань.

В залежності від оброблюваного матеріалу, геометрії інструменту, режимів та інших умов різання стружкоутворення може бути стійким з утворенням неперервної зливної стружки, або нестійким з утворенням стружки надлому чи елементарної. Сила різання в першому випадку є відносно постійною, а у другому періодично змінюється.

Нестійке стружкоутворення викликає, як правило, втрату вібростійкості динамічної системи верстата. Виникають недопустимі автоколивання і погіршується якість обробленої поверхні. Основними причинами виникнення автоколивань при різанні є [1, 2, 3]: - нелінійність характеристик сил різання і тертя, наявність „падаючих” ділянок залежності сила – швидкість; - інерційність самого процесу різання, що викликає запізнення сили різання по відношенню до зміни площі зрізу; - зміна площі зрізу та сили різання внаслідок відносного коливального руху інструменту і оброблюваної деталі складною замкненою траєкторією, що обумовлена наявністю координатного зв'язку між процесом різання та рухом за різними координатами пружної системи верстата; - вторинне збудження автоколивань, а саме, вплив вібраційних слідів, що утворилися на поверхнях деталей від попередніх проходів, на наступні проходи; - періодичні зміни переднього та заднього кутів інструменту при виникненні коливань.

Забезпечення необхідної вібростійкості верстатів, що працюють нежорстким інструментом, може здійснюватись за допомогою наступних заходів: - підвищенням статичної жорсткості інструментального оснащення, власної частоти коливань та демпфірування шляхом раціонального вибору його конструктивних параметрів; - відповідною орієнтацією головних осей жорсткості пружної підсистеми інструменту по відношенню до напрямку дії сили різання; - вибором раціонального співвідношення жорсткостей оснащення за головними осями жорсткості; - забезпечення умов, при яких збільшення сили різання викликає відтиск інструменту від оброблюваної деталі; - використанням демпферів та динамічних гасників коливань.

Мета роботи

Метою роботи є дослідження показників динамічної якості консольного інструментального оснащення та визначення напрямків підвищення режимів вібростійкого точіння.

Однією з основних причиною виникнення автоколивань при різанні є зміна площі зрізу та сили різання внаслідок відносного коливального руху інструменту і оброблюваної деталі з урахуванням наявності координатного зв'язку між процесом різання та рухом за різними координатами пружної системи верстата [1, 2]. Найбільші зміни площі зрізу виникають при переміщенні інструменту в напрямку, нормальному до поверхні різання. Зміною напрямку головних осей жорсткості пружної системи різець-супорт верстата відносно напрямку сили різання можна зменшити енергію самозбудження автоколивань та забезпечити вібростійкий процес різання в тому числі при обробці нежорстким інструментальним оснащенням.

Для теоретичного аналізу коливальних процесів при обробці консольним інструментом розроблено принципову схему домінуючої коливальної системи процесу розточування (рис. 1).

При побудові математичної моделі прийняті наступні допущення: - у якості домінуючої коливальної системи розглядається консольна борштанга з різцем 1, встановлена без обертання в інструментальному отворі револьверної головки 3 верстата і здійснює обробку деталі 2; - модель побудована з використанням головних координат, що дозволяє повністю розділити змінні, які визначають рух інструменту в довільній площині uOz ; - маса коливальної системи m приведена до вершини різця; - припускається, що маса m рухається тільки в напрямках головних осей координат $O\eta_1$ і $O\eta_2$; - досліджуються тільки коливання в площині uOz . На масу m діє сила різання $P(t)$, прикладена до вершини різця. Модель пружної системи інструменту представлена як система з двома степенями вільності. За початок координат прийнято вершину різця (т. O). Вісь Oy направлено по нормалі до оброблюваної поверхні, а вісь Oz – перпендикулярно до неї. Сила різання $P(t)$ прикладена під кутом α до осі Oz , а головні координати $O\eta_1$ і $O\eta_2$ розвернуті під кутом β до довільних координат Oy і Oz .

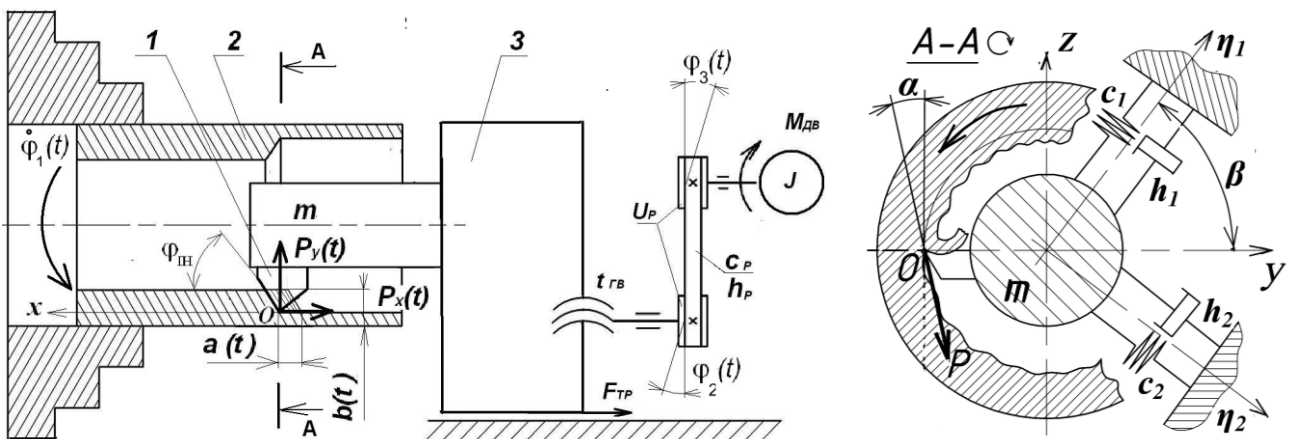


Рис. 1 – Принципова схема процесу розточування

З врахуванням лінійності характеристик жорсткості та пропорційності сили опору швидкості, рівняння руху системи за нормальними координатами може бути представлено у вигляді:

$$\begin{cases} m \cdot \ddot{\eta}_1 + h_1 \cdot \dot{\eta}_1 + c_1 \cdot \eta_1 = P(t) \cdot \cos \beta \\ m \cdot \ddot{\eta}_2 + h_2 \cdot \dot{\eta}_2 + c_2 \cdot \eta_2 = P(t) \cdot \sin \beta \end{cases}, \quad (1)$$

де: m - приведена маса системи; h_1 і h_2 - приведені коефіцієнти демпфірування та c_1 і c_2 - приведені коефіцієнти жорсткості в напрямках головних осей координат $O\eta_1$ і $O\eta_2$.

Для зв'язку узагальнених координат y і z з головними координатами η_1 і η_2 використовують рівняння:

$$\begin{cases} y = \eta_2 \cdot \cos(\alpha + \beta) - \eta_1 \cdot \sin(\alpha + \beta) \\ z = \eta_2 \cdot \sin(\alpha + \beta) + \eta_1 \cdot \cos(\alpha + \beta) \end{cases} \quad (2)$$

Сила різання $P(t)$ представляється у вигляді [4]:

$$P(t) = K_{\text{пит}} a(t) \cdot b(t), \quad (3)$$

де $a(t)$ і $b(t)$ – поточні значення товщини і глибини зрізу, що змінюються в часі в залежності від інтенсивності відносних коливань інструменту і деталі при різанні, $K_{\text{пит}}$ – питома сила різання, що дорівнює $K_{i\partial\partial} = \sigma_0 \cdot \xi$, де σ_0 – умовне напруження, ξ – усадка стружки.

Поточне значення приведеної товщини зрізу $a(t)$ можна визначити, якщо величину швидкості $\dot{x}(t)$ переміщення борштанги (m) в напрямку поздовжньої подачі поділити на частоту обертання деталі $\dot{\varphi}_1(t)$. Зв'язок рухів двох динамічних систем приводу подачі інструменту та приводу деталі дає можливість отримати значення перемінної у часі величини подачі різця на оберт деталі, що фактично і визначає товщини зрізу у вигляді:

$$a(t) = \frac{\dot{x}(t)}{\dot{\varphi}_1(t)} \cdot 2\pi. \quad (4)$$

Поточне значення глибини різання визначається складовими:

$$b(t) = b_0 + \Delta_y(t) + e \cdot \sin \dot{\varphi}(t), \quad (5)$$

де b_0 – задана глибина різання; e – ексцентриситет заготовки; $\Delta_y(t)$ – складова, обумовлена відносними пружними деформаціями пружних систем інструменту та деталі вздовж осі Oy під дією сили різання $P(t)$.

У якості координати, що визначає поступальний рух системи від положення статичної рівноваги, для маси m прийнято координату Ox . У якості узагальнених координат для обертальної частини приводу подач вибрано кут повороту ходового гвинта $\varphi_2(t)$ з кроком $t_{ГВ}$ та кут повороту ротора двигуна $\varphi_3(t)$ з моментом інерції J , приведений до ходового гвинта множенням на величину передаточного відношення пасової передачі U_p з параметрами демпфірування h_p та жорсткості c_p . На систему приводу діють обертаючий момент електродвигуна $M_{дв}(t)$, осьова $P_x(t)$ та радіальна $P_y(t)$ складові сили різання $P(t)$, а також сумарна сила тертя $F_{тр}$. Сили тертя в приводі обумовлені тертям в напрямних полозок супорта, гвинтовій парі та ущільненнях ходового гвинта.

За базовими виразами (1 - 5) з використанням пакету Matlab Simulink побудована математична модель динамічної системи процесу розточування, що дозволяє визначити вплив конструктивних параметрів консольного інструментального оснащення на вібростійкість процесу розточування.

Для визначення коефіцієнтів математичної моделі та експериментального дослідження динамічних характеристик консольного інструменту запропоновано комплекс засобів, що реалізований у вигляді стенду на базі токарно-гвинторізного верстата мод.1К62. Стенд дає можливість визначити амплітудно-фазово-частотні характеристики в пружній системі заготовка-інструмент методом гармонічного збурення в діапазоні частот 30-1800 Гц.

До складу стенду входять: безконтактний електромагнітний вібратор для збурення гармонічних коливань в пружній системі верстата, прилади що живлять вібратор змінною та постійною напругою, вібровимірювальна апаратура для визначення параметрів коливань та ін.

Стенд може використовуватись для динамічних випробувань консольного інструменту типу борштанги різних конструкцій, дає можливість порівнювати їх за вібростійкістю та динамічною жорсткістю та отримувати вихідну інформацію для

подальшого вдосконалення конструкцій в напрямку підвищення режимів вібростійкого розточування.

Експериментальні дослідження на вібростійкість та динамічну жорсткість виконуються в наступному порядку. У відповідності до блок-схеми (рис. 2), для імітації змінної складової сили різання $P(t)$ до електромагнітного вібратора підводять збудючий гармонічний сигнал. Для цього вихідну напругу генератора сигналів ГЗ-112 збільшують підсилювачем потужності УТ-200. Проте, при роботі генератора виникає потреба в корегуючій ланці, що обумовлене тим, що в усьому частотному діапазоні збудючого сигналу бажано використовувати постійну амплітуду вихідної напруги підсилювача для того, щоб підтримувати постійну амплітуду зусилля в усьому частотному діапазоні.

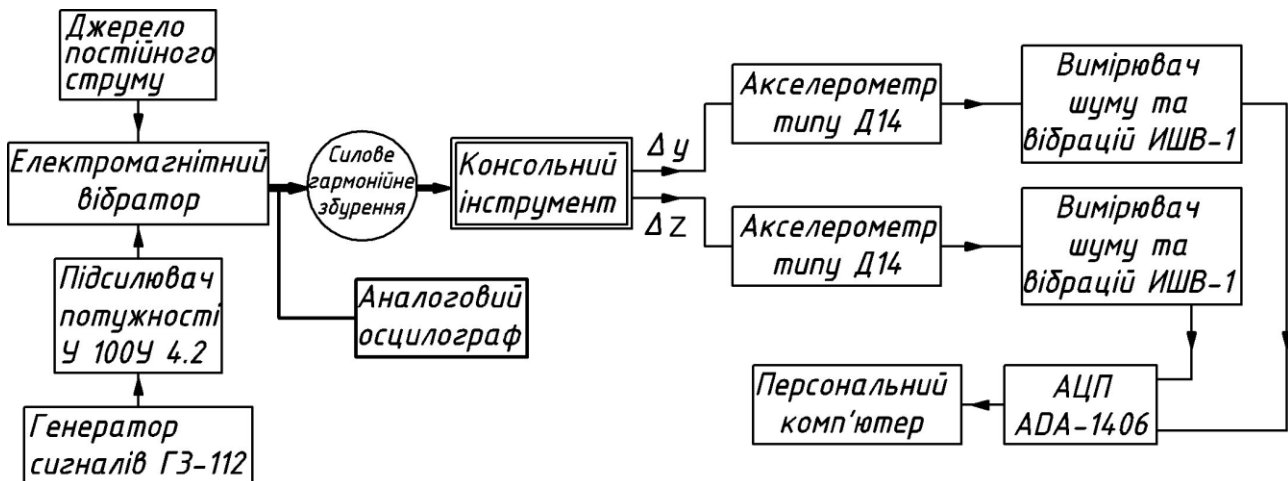


Рис. 2 – Блок-схема стенду для дослідження динамічної вібростійкості консольного інструменту

Щоб забезпечити таку постійність по мірі збільшення частоти, необхідно збільшувати по певному закону вихідну напругу генератора. Зазвичай при випробуваннях це виконується вручну. Для того, щоб автоматизувати вказану операцію, між генератором ГЗ-112 та підсилювачем УТ-200 виникає потреба в ланці корекції, що в діапазоні частот 30÷1800 Гц представляє собою диференційну ланку, а в діапазоні частот до 30 Гц дільник напруги.

Одночасно, з метою імітації постійної складової сили різання, на котушку постійного струму вібратора подається постійна напруга від джерела живлення (рис. 3). В результаті вібратор 2 збудює в пружній системі верстата постійні та перемінні зусилля, які можна регулювати в широкому діапазоні частот. Отримані електромагнітні коливання заданої частоти та амплітуди перетворюються в гармонічний силовий вплив на пружну систему верстата, який контролюється акселерометрами 5 мод. Д14, встановленими на консольній частині борштанги. Далі сигнали $U_{\text{вих}}$ з датчиків через підсилювачі ИШВ-1 та аналогово-цифровий перетворювач АЦП АДА-1406 надходять до ПЕОМ з програмним забезпеченням для цифрової обробки сигналів PowerGraph.

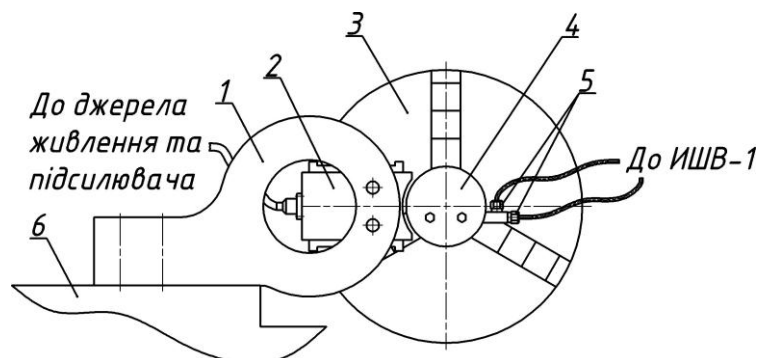


Рис. 3 – Схема встановлення електромагнітного вібратора

При динамічних дослідженнях безконтактний вібратор 2 встановлюється в кронштейні 1 замість поворотного різцетримача безпосередньо на полозках супорта 6 з зазором 1 мм. Консольний інструмент 4, що випробовується, може бути встановлений в патроні або конусі шпинделя 3.

Контроль вихідних параметрів підсилювача та джерела постійного струму, перевірка форми кривих силового сигналу, переміщення та вихідної напруги підсилювача УТ-200 здійснюється осцилографом СІ-112А (рис. 4).

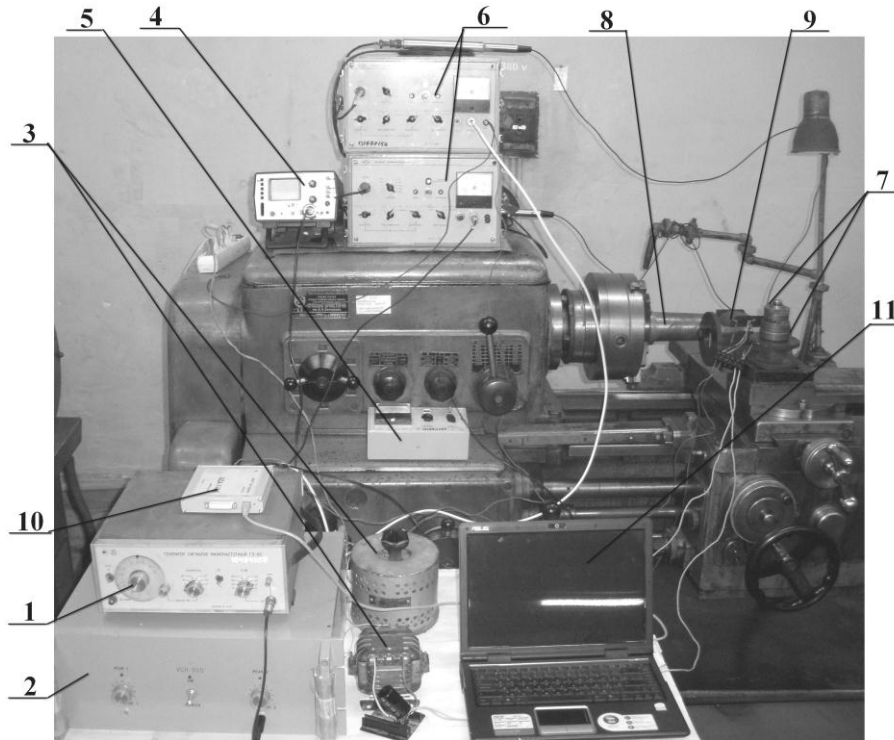


Рис. 4 – Загальний вигляд стенду на базі верстата мод 1К62, де: 1 – генератор ГЗ-112, 2 – підсилювач УТ-200, 3 – елементи джерела постійного струму; 4 – осцилограф СІ-112А; 5 – вібровимірювач контрольний; 6 – вимірювачі шуму та вібрації ИШВ-1; 8 – борштанга; 9 – електромагнітний вібратор; 10 - АЦП ADA-1406; 11 – ПЕОМ з програмою цифрової обробки сигналів PowerGraph

На рис. 5 приведено траєкторії коливань вісі борштанги в площині uOz , внаслідок імпульсного силового впливу, що отримані з використанням вібровимірювальних приладів стенду та програми PowerGraph. Порівняння коливань штатної борштанги (рис. 5, а) та борштанги з орієнтованою жорсткістю (рис.5, б) в площині uOz показує на вплив конструкції з орієнтованою жорсткістю на зміну траєкторій руху осі борштанги. Таким чином, за рахунок відповідної зміни конструктивних параметрів консольної частини борштанги можна встановити такий напрямок коливань вершини різця при різанні, при якому будуть забезпечені найбільш сприятливі умови для вібростійкої обробки.

Висновки

Забезпечення умов вібростійкої обробки на верстатах, що працюють нежорстким консольним інструментом, може здійснюватись шляхом раціонального вибору конструктивних параметрів консольного інструменту з врахуванням відповідної орієнтації головних осей жорсткості його пружної системи по відношенню до напрямку дії сили різання та вибором раціонального співвідношення жорсткостей оснащення за головними осями жорсткості.

Розроблений стенд дозволяє проводити статичні та динамічні випробування консольного інструменту типу борштанги, дає можливість порівнювати їх за вібростійкістю та динамічною жорсткістю та отримувати вихідну інформацію для подальшого вдосконалення конструкцій в напрямку підвищення режимів вібростійкого розточування.

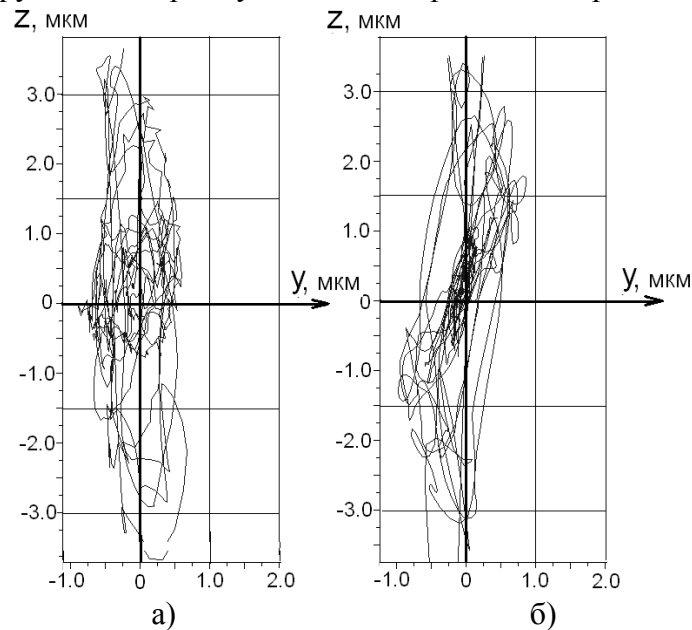


Рис. 5 – Експериментальні траєкторії коливань штатної борштанги (а) та борштанги з орієнтованою жорсткістю (б) в площині YOz внаслідок імпульсного силового впливу в напрямку осі Oz

Перелік джерел літератури: 1. Жарков И.Г. Вибрации при обработке лезвийным инструментом. - Л.: Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1986. -184с. 2. Кудинов В.А. Динамика станков.-М.: Машиностроение, 1967. -360с. 3. Орликов М.Л. Динамика станков: Учеб. пособие для вузов.-2-е изд. перераб. и доп. - Киев: Выща школа, 1989. - 272 с. 4. Кудинов В.А. Автоколебания на низких и высоких частотах (устойчивость движений) при резании // Станки и инструмент. - 1997.- №2. - с.16-21.

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

ДОСЛІДЖЕННЯ ПОКАЗНИКІВ ДИНАМІЧНОЇ ЯКОСТІ КОНСОЛЬНОГО ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ОСНАЩЕННЯ

О.В. Шевченко, А.В. Яшник

В статті наведені результати теоретичних та експериментальних досліджень, які визначають умови підвищення вібростійкості токарної обробки нежорстким консольним інструментальним оснащенням, що полягають у врахуванні впливу орієнтації та забезпеченні відповідного положення головних осей жорсткості оснащення в пружній системі інструменту відносно напрямку дії сили різання та рекомендованому співвідношенні жорсткостей оснащення за цими осями.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ДИНАМИЧЕСКОГО КАЧЕСТВА КОНСОЛЬНОЙ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОЙ ОСНАСТКИ

А.В. Шевченко, А.В. Яшник

В статье приведенные результаты теоретических и экспериментальных исследований, которые определяют условия повышения вибростойкости токарной обработки нежестким консольным инструментальным оснасткам, которые заключаются в учитывании влияния ориентации и обеспечении соответствующего положения главных осей жесткости оснастки в упругой системе инструмента относительно направления действия силы резания и рекомендованном соотношении жесткостей оснастки за этими осями.

RESEARCH OF DYNAMIC QUALITY CHARACTERISTICS OF THE CANTILEVER TOOLHOLDERS

Shevchenko O.V., Yashnik A.V.

The results of researches, which determine the conditions for improving the vibration stability of turning processing by nonrigid toolholders, taking into account the effects of orientation and providing of the relevant proportion of stiffness along the principal axes of stiffness in an elastic-system of the tool relatively to the direction of cutting forces and recommended ratio of the stiffness of toolholders for these axes.

Ключові слова: токарна обробка, нежорстке інструментальне оснащення, орієнтована жорсткість, вібростійкість, процес розточування.

Ключевые слова: токарная обработка, нежесткая инструментальная оснастка, ориентированная жесткость, вибростойкость, процесс растачивания.

Key words: turning, nonrigid toolholder, principal axes of stiffness, chatter stability, boring.

УДК 621.91.002

Высочина А.И., Ковалев В.Д., Васильченко Я.В.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

msi@dgma.donetsk.ua

РАЗРАБОТКА ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ДЛЯ ОБРАБОТКИ РОТОРОВ ВЕТРОГЕНЕРАТОРОВ НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ЗАВОДОВ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Введение

В настоящее время всё более актуальным становится создание тяжёлых многоцелевых станков, которые смогут заменить целый комплекс тяжёлых станков. На тяжёлых токарных станках с числовым программным управлением проводится обработка большинства деталей, которые входят в состав современных тяжёлых машин: прокатные валки, роторы турбин и ветрогенераторов, колесные пары железнодорожного и горного транспорта, корабельные гребные валы и т.д.. Учитывая специфику установки, базирования и обработки сложных тяжёлых деталей целесообразно развитие направления разработки тяжёлых многоцелевых станков, позволяющих без переустановки детали выполнить максимально возможный перечень технологических операций. Поэтому расширение технологических возможностей является актуальной задачей для обеспечения конкурентоспособности выпускаемой машиностроительной продукции.

К большинству деталей тяжёлого машиностроения предъявляются требования повышенной точности, поэтому тяжёлые станки изготавливаются для двух типов операций: черновой (станки с повышенной жесткостью и устойчивостью к воздействиям переменных нагрузок) и чистовой (станки повышенной точности и стабильности исходных геометрических характеристик).

На точностные характеристики обработки влияет множество взаимозависимых факторов. Для тяжёлых станков наибольшее значение имеют следующие группы погрешностей:

- геометрические;
- упругие, связанные с жесткостью технологической системы;
- температурные;
- погрешности, связанные с износом инструмента;
- погрешности позиционирования, характеризующиеся ошибкой вывода суппорта станка в заданную точку по одной или нескольким координатам.

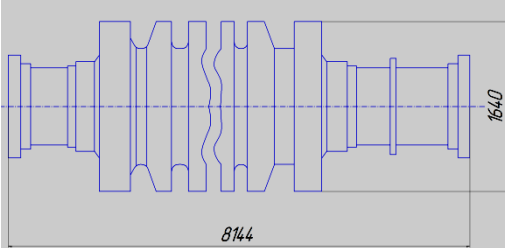
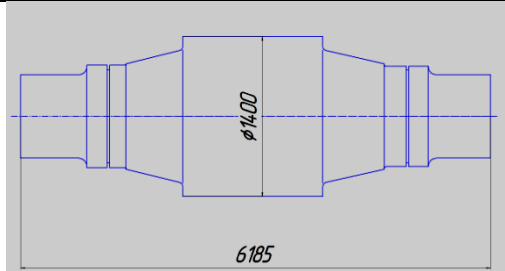
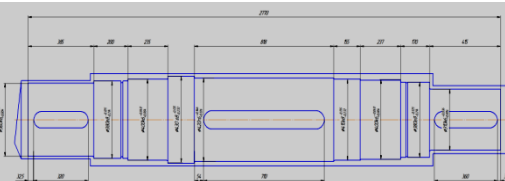
Целью работы является повышение эффективности тяжёлых токарных станков за счет совершенствования их технических характеристик и режимов работы на базе изучения условий тяжёлого машиностроения.

Рассмотрены типовые детали и тяжёлые токарные станки для их обработки. Проанализированы детали представители предприятий тяжёлого машиностроения, типовые технологические процессы для их производства и инструмент, который используется для обработки этих деталей. Проанализированы существующие конструкции, компоновочные схемы, технические характеристики тяжёлых многоцелевых станков современных производителей.

Основная часть

Произведен анализ типовых деталей предприятий тяжёлого машиностроения, проанализированы технологии обработки крупногабаритных типовых деталей, данные по которым сведены в таблицу 1.

Таблица 1 - Таблица типовых деталей, изготавливаемых на ПАО «ЭМСС»

Наименование деталей	Масса, кг	Материал	Твердость	Шероховатость
 <p>Ротор</p>	97000	30Cr2Ni4Mo V	219-300 HB	12,5 мкм
 <p>Валок</p>	35100	90ХФ	260HB	25мкм
 <p>Вал</p>	2552	Сталь 45	180 HB	2.5мкм

На основании анализа существующих конструкций станков, опыта их использования при на предприятиях тяжелого машиностроения предложены новые конструкции и технические характеристики тяжелых токарных станков с максимальным диаметром обработки 1300 и 2000 мм, предназначенных для обработки деталей типа тел вращения. Станки оснащены контурной системой ЧПУ, что позволяет производить обработку криволинейных контуров, нарезания резьбы, спиралей с высокой точностью в автоматическом режиме по программе. Станина станков сварена из 4-х балок. Направляющие станины закалены. По двум задним направляющим полкам осуществляется перемещение суппорта. Эти полки закрыты телескопической защитой. Открытый люнет устанавливается на трех направляющих. При этом в зоне установки люнета телескопическая защита убирается. Суппорт спроектирован с учетом обеспечения необходимой точности обработки деталей со сложным криволинейным контуром. Привод продольной (ось Z) и поперечной (ось Y) подачи осуществляется от высокомоментных двигателей постоянного тока через редукторы с высокоточных зубчатых передач с ограниченным боковым зазором. Конечным звеном приводов подачи по оси X является передача винт-гайка качения. Редуктор оси Z оснащен гидролюфтовибрирующим устройством для выборки люфта в рельсовом зацеплении. Резцовые блоки специальной конструкции крепятся в плоских резцедержателях.

Передняя бабка для обеспечения высокой жесткости выполнена с неразъемными шпиндельными опорами. В качестве привода применен двигатель постоянного тока, регулируемый при 1500-315 об / мин с постоянной мощностью, а при 315-35 об / мин - при постоянном моменте. Станки оснащены контурной системой ЧПУ СМС типа «Sinumeric 840D». Механизмы основных несущих узлов снабжены автоматической системой смазки.

Модификации станков с межцентровым расстоянием 10000 мм и с межцентровым расстоянием 18000 мм оснащены двумя токарными суппортами и восемью специальными люнетами.

Для эффективного применения новых станков созданы единая система нормативов режимов резания и рациональной эксплуатации режущего инструмента.

Большинство существующих нормативов по режимам резания построены на основе степенной зависимости вида:

$$V_m = \frac{C_v}{T^m \cdot C_{y^v} \cdot t^{xv}} \cdot K_{HB} \cdot K_k \cdot K_u,$$

где K_{HB}, K_k, K_u - поправочные коэффициенты на твердость обрабатываемого материала, на наличие корки, на марку инструментального материала и т. д. При точении сталей коэффициент K_{HB} рассчитывают по формуле:

$$K_{HB} = \frac{C_{HB}}{(HB)^{n_v}}.$$

Связь между твердостью и пределом прочности отображается в следующей зависимости:

$$\delta_\sigma = \frac{HB}{3} + 3 \approx \frac{HB}{3}.$$

Скорость резания рассчитывается по формуле :

$$V_{20} = \frac{C}{S_B^{1,5}}.$$

Формула для определения действительного предела прочности S_B :

$$S_B \approx 0,95 \cdot \delta_B \cdot \left(1 + \frac{\delta}{100}\right).$$

Для токарного резца средняя толщина срезаемого слоя a может быть подсчитана по формуле:

$$a = \frac{s \cdot t}{b'} = \frac{s}{\sqrt{1 + \left(\frac{s}{t} + ctg\varphi\right)^2}}.$$

Температуры на передней и задней поверхностях инструмента приблизительно характеризовать критериями:

$$X_1 = \frac{S_6}{C_v} \sqrt{\frac{V_{\delta_L} \cdot a}{\omega}} \quad X_2 = \frac{HB}{C_v} \sqrt{\frac{V_{\delta_L} \cdot h}{\omega}},$$

где C_v - объемная теплоемкость;

ω – температуропроводность обрабатываемого материала.

Интенсивность изменения износа инструмента по пути резания может быть охарактеризована дифференциальной характеристикой δ_L :

$$\delta_L = \frac{dh}{dL}.$$

В зоне нормального износа интенсивность износа δ_L практически постоянна и может быть оценена своим средним значением (рис. 1):

$$\delta_L \approx \delta_{Lcp} = \frac{h^* - h_0}{L^*} = \frac{h^* - h_0}{VT},$$

а в зоне катастрофического износа интенсивность δ_L резко возрастает (рис.2):

$$\delta_L = \frac{h^* - h_{кр}}{\Delta L} > \delta_{Lcp} .$$

Между интенсивностью износа δ_L и стойкостью T существует связь. В общем случае она может быть представлена соотношением:

$$VT = \int_0^{h^*} \frac{dh}{\delta_L(h)}.$$

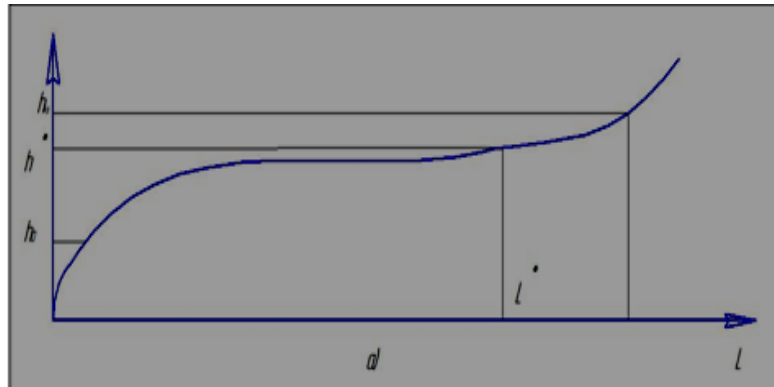


Рис. 1– Типичные зависимости износа h от пути резания L .

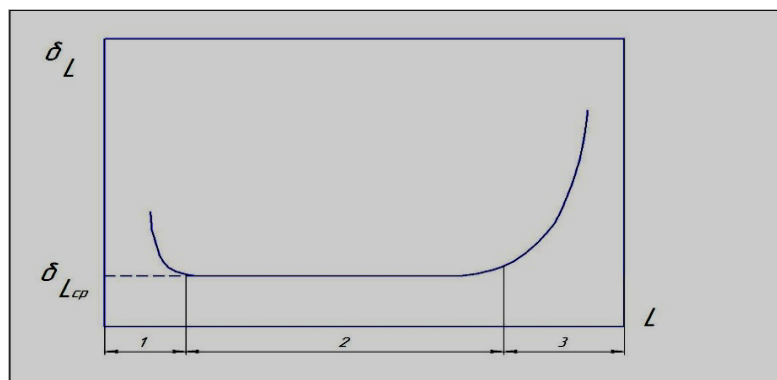


Рис. 2 - Изменение интенсивности износа δ_L по пути резания L :

1-зона приработки; 2 – зона нормального износа, 3- зона катастрофического износа.

Интенсивность износа δ_L более тесно, чем стойкость T , связана со свойствами инструментального и обрабатываемого материалов и режимами резания. В связи с этим стойкость инструмента целесообразно определять на основе изучения зависимости интенсивности износа от условий резания. В случае, когда интенсивности износа в зонах нормального и катастрофического износов резко отличаются, необходимо указывать границу области нормального износа - $h_{кр}$. Для расчета стойкости инструмента и определения рациональных режимов резания необходимо изучение зависимости критического износа $h_{кр}$ от условий резания. Скорость резания, толщина срезаемого слоя и прочностные характеристики обрабатываемого материала оказывают существенное влияние на величину $h_{кр}$.

На рисунке 3 представлены графики зависимости подач от глубины резания при точении стали на крупных станках с пластинками твёрдого сплава Т5К10 по различным источникам. Величины подач, рекомендуемые различными организациями, существенно отличаются друг от друга. Н.Н. Зоревым установлено, что средний уровень фактических режимов резания на ряде предприятий составляет от уровня рациональных режимов для черновых операций – 0,65, для чистовых – 0,7. 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.

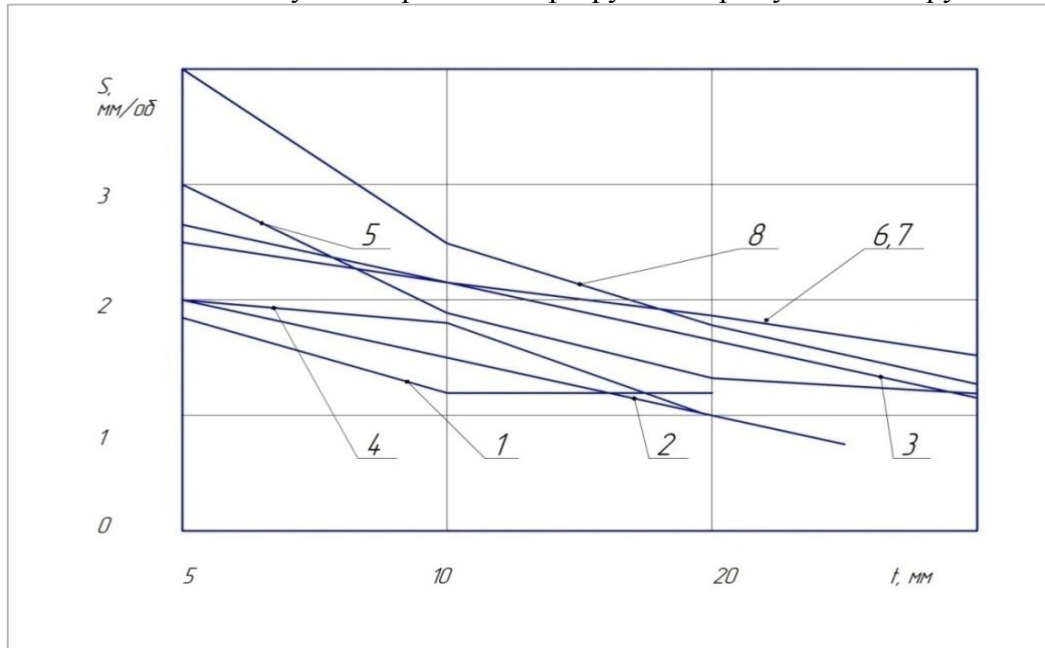


Рис. 3 - Зависимости рекомендуемой величины подачи от глубины резания по различным нормативам (продольное точение, сталь $\sigma_B = 650$ МПа, резцы Т5К10):

1 – ВПТИ, 2 и 5 – НКМЗ, 3 – ДГМА, 4 и 6 – УЗТМ, 7 – ЦНИИТМАШ, 8 – ЦБПНТ

Выводы

Тяжелые токарные станки являются одним из основных видов оборудования предприятий тяжелого машиностроения, для изготовления типовых деталей типа вал, ротор, обечайка, прокатный валок, траверса и т.д.

Для обеспечения конкурентоспособности продукции тяжелого машиностроения необходимы новые станки, обеспечивающие высокую точность и производительность обработки деталей, с применением современных инструментов.

Для обеспечения эффективной работы новых станков необходима разработка нормативов режимов резания для них. Исследованные условия обработки типовых деталей являются базой для назначения характеристик станков для обработки таких деталей и нормативов режимов резания.

Предложены технические характеристики для новых тяжелых токарных станков, обеспечивающие высокую эффективность их работы. Характеристики новых станков являются основой для назначения требований к станочным узлам, кинематических характеристик станков и прикладываемых нагрузок при расчетах и моделировании.

Разработаны рекомендации по выбору режимов резания для новых тяжелых токарных станков. Нормативы отличаются от ранее существующих применением новых моделей, учитывающих повышение прочностных характеристик новых инструментальных материалов и конструкции инструмента. Нормативы предусматривают расширение технологических возможностей, повышение производительности, точности и качества обработки на новом оборудовании.

Перечень источников литературы: 1. Ковалёв В.Д. Исследование эксплуатационных характеристик гидростатических опорных узлов для тяжелых станков /Пономаренко А.В., Куриленко Я.С./ Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов.- Краматорск- Киев, вып.№19, 2006 с.130-137. 2. Васильченко Я.В. Выбор оптимальных режимов резания при автоматическом

управлении тяжелыми станками /Ковалёв В.Д./ Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов.- Краматорск- Киев, вып.№ 20, 2006 с.48-53. 3. Ерохин В.В. Расчет оптимальных параметров точности станочного приспособления /Ерохин В.В. / Машиностроение и техносфера XXI века //Сборник трудов XII международной научно-технической конференции в г.Севастополе 11-16 сентября 2006 г. В 5-ти томах.- Донецк: ДонНТУ, 2006. Т.2. с. 32-35.

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

РАЗРАБОТКА ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА ДЛЯ ОБРАБОТКИ РОТОРОВ ВЕТРОГЕНЕРАТОРОВ НА ОСНОВЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ УСЛОВИЙ ЗАВОДОВ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ.

Высочина А.И., Ковалев В.Д, Васильченко Я.В.

Проанализированы детали представители предприятий тяжелого машиностроения, типовые технологические процессы для их производства и инструмент, который используется для обработки этих деталей. Проанализированы существующие конструкции, компоновочные схемы, технические характеристики тяжелых многоцелевых станков современных производителей; проработаны технические характеристики проектируемого тяжёлых токарных станков и особенности их конструирования. На основе всего этого созданы нормативы режимов резания для предложенных новых токарных станков.

РОЗРОБКА ВАЖКОГО ТОКАРНОГО ВЕРСТАТА ДЛЯ ОБРОБКИ РОТОРІВ ВІТРОГЕНЕРАТОРІВ НА ОСНОВІ ДОСЛІДЖЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ УМОВ ЗАВОДІВ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ.

Высочина А.И., Ковальов В.Д., Васильченко Я.В.

Проаналізовані деталі представники підприємств важкого машинобудування, типові технологічні процеси для їх виробництва і інструмент, який використовується для обробки цих деталей. Проаналізовані існуючі конструкції, компоновальні схеми, технічні характеристики важких багатоцільових верстатів сучасних виробників; пропрацювали технічні характеристики проєктованого важких токарних верстатів і особливості їх конструювання. На основі усього цього створені нормативи режимів різання для запропонованих нових токарних верстатів.

WORKING OUT OF A HEAVY LATHE FOR PROCESSING OF ROTORS WIND GENERATORS ON THE BASIS OF RESEARCH OF TECHNOLOGICAL CONDITIONS OF FACTORIES OF HEAVY MECHANICAL ENGINEERING

Vysochina A.I., Kovalev V. D., Vasilchenko Y.V.

In the article typical details and heavy lathes for their processing are considered. Details representatives of the enterprises of heavy mechanical engineering, typical technological processes for their manufacture and the tool which is used for processing of these details are analysed. Existing designs, layout schemes, technical characteristics of heavy multi-purpose machine tools of modern manufacturers are analysed; technical characteristics projected heavy lathes and feature of their designing are worked. On the basis of all it specifications of modes of cutting for the offered new lathes are created.

Ключевые слова: тяжелый токарный станок, нормативы режимов резания.

Ключові слова: важкий токарний верстат, нормативи режимів різання.

Key words: heavy lathe, cutting regulations.

УДК 621.923

Гейчук В.М.
НТУУ "КПІ", м. Київ, Україна

СТВОРЕННЯ РОТОРНИХ ВЕРСТАТІВ ДЛЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ НА ОСНОВІ СИНТЕЗУ КІНЕМАТИКИ ПРОЦЕСУ ТА МОДУЛЬНОГО ПРИНЦИПУ

Введение

Математичні моделі кінематики та критеріальної оцінки [1-4] дозволяють визначити тип, склад та параметри формотворних і додаткових рухів ефективного процесу магнітно-абразивної обробки (МАО) заданого комплексу оброблюваних поверхонь. Склад елементарних формотворних і додаткових рухів і зв'язків між цими рухами визначають кінематичну структуру верстата, яка є основою побудови компоновання і усїєї конструкції [5]. Обумовленість кінематичної структури верстата і його компоновання взаємна. Залежний від компоновання верстата розподіл елементарних рухів між заготовкою і різальним інструментом робить істотний вплив на структуру кінематичних, зв'язків. Проте кінематична структура верстата є первинним чинником, а компоновання – вторинним [6, 7].

Визначення кінематичної структури верстата складає зміст одного із основних етапів алгоритму проектування, що включає стадії і їх етапи. Згідно приведеної схеми проектування металорізальних верстатів на етапі розробки технічної пропозиції, що відповідає етапу інженерного пошуку (формування задуму технічного рішення) важливими стадіями є [7]:

- аналіз і вибір способу обробки деталей;
- обґрунтування технічної характеристики верстата;
- побудова структурно-кінематичної схеми (СКС) верстата;
- розробка структурної формули компоновання (СФК) верстата;
- аналіз принципів схем приводів;
- структурний аналіз варіантів компоновок.

Виконання цих етапів дозволяє вибрати принципове рішення верстата.

Мета роботи

Тому метою роботи є розробка методики структурно-параметричного синтезу кінематики роторних верстатів для МАО деталей складної просторової форми.

Основна частина

Початковим моментом аналізу і синтезу кінематики верстатів є розгляд вихідних характеристик заготовки та кінцевих характеристик готової деталі.

Характеристики, що мають визначальний вплив на спосіб МАО деталей в кільцевій ванні в умовах великих робочих зазорів, приведені далі в порядку зниження ступеня впливу:

- макрогеометрія: габарити, типи поверхонь, їх взаємне положення (компоновання);
- серійність виробництва;
- мікрогеометрія: шорсткість, хвилястість, стан кромок (задирки, сколи, зазубреність);
- матеріал та фізико-механічні властивості;
- точність оброблюваних поверхонь.

Габарити деталі мають найбільший вплив у тому сенсі, що в кільцевій ванні економічно вигідно обробляти такі деталі, у яких два габаритні розміри не перевищують 30-40 мм. При перевищенні цих розмірів зростає ширина робочої зони (величина "повітряного" зазору магнітної системи), що приводить до значного збільшення енергетичних витрат на підтримання потрібного рівня магнітної індукції $B = 0,2 \div 0,7 \text{ Тл}$ [9].

Типи поверхонь та їх взаємне розташування мають найбільший вплив на базування заготовки в робочій зоні кільцевої ванни, склад елементарних формотворних і додаткових рухів та зв'язків між ними, що визначає кінематичну структуру верстата. Загальними рухами при МАО в кільцевій ванні всіх груп деталей є:

- головний рух різання (обертання навколо осі кільцевої ванни);

- рух врізання – занурення деталі частково або повністю в кільцеву ванну (прямолінійний рух вздовж осі для магнітних систем з торцевим завантаженням або у радіальному напрямку для систем з радіальним завантаженням [10]).

Деталі кожної із груп мають такі загальні кінематичні параметри:

- базування в робочій зоні, нахил осі обертання деталі в русі основної кругової подачі в площині, дотичній до серединного циліндру кільцевої ванни, або в паралельній їй, під кутом ξ до проекції осі кільцевої ванни на цю площину;

- наявність основної кругової подачі (обертання навколо власної осі);

- наявність додаткової кругової подачі: обертання осі основної кругової подачі навколо проекції осі кільцевої ванни на площину, дотичну до серединного циліндру кільцевої ванни, або паралельну їй, або установчого повороту навколо цієї осі;

- наявність і тип установчих переміщень в радіальному напрямку для установки оброблюваної деталі по ширині робочої зони в магнітних системах з торцевим завантаженням [10].

Базування деталі в кільцевій ванні виконується таким чином, щоб базова (основна) поверхня та більша частина оброблюваних поверхонь була нахилена до вектора головного руху під кутом ξ якомога ближчим до оптимального кута атаки χ_{opt} для матеріалу, з якого виготовлена деталь, і його фізико-механічних характеристик. Наприклад, для кінцевого та осьового інструменту в більшості випадків поверхнями, по яких визначається нахил, є зовнішня циліндрична, передня та задня поверхні зуба (стружкова канавка). Оскільки ці поверхні або паралельні осі інструменту або ж нахилені до неї в більшості випадків під кутом $\omega \leq 30^\circ$, то практично кут нахилу задається по осі інструменту. В інших випадках, як, наприклад, для шнекових свердел, мітчиків, тощо, обробка може виконуватись послідовно при двох кутах нахилу осі.

Розподіл рухів між деталлю та інструментом (МАІ або магнітною системою) залежить від типу магнітної системи:

- у верстатах з магнітною системою з торцевим завантаженням всі рухи виконує деталь;

- у верстатах з магнітною системою з радіальним завантаженням головний рух різання може виконувати деталь, магнітна система або ж рух може розподілятися між ними.

Серійність виробництва визначає такі характеристики схеми обробки як автономність, багатопозиційність, автоматизацію операцій завантаження-розвантаження, зміни МАІ та інших допоміжних операцій.

Із мікрогеометричних характеристик заготовки та готової деталі найбільший вплив на схему обробки можуть мати такі, як розташування слідів попередньої обробки, стан кромки, тощо. Розташування слідів попередньої обробки впливає на базування заготовки в кільцевій ванні, а необхідність заокруглення кромки може потребувати певних співвідношень швидкостей рухів подач, розширення їх діапазонів, введення додаткових допоміжних та установчих рухів для завдання певних траєкторій руху оброблюваних поверхонь по відношенню до МАІ.

Матеріали і фізико-механічні властивості деталей впливають на величину кутів нахилу оброблюваних поверхонь до вектора головного руху та діапазон його зміни в залежності від мети обробки – отримання заданої шорсткості чи зміцнення, або того і іншого. Схема МАО в кільцевій ванні впливає на точність оброблюваних поверхонь через рівномірність і час обробки. Рівномірність обробки забезпечується рухами подач, напрямками та відношенням їх швидкостей до швидкості головного руху. Ступінь рівномірності обробки, яка залежить від кінематики процесу, контролюється рівномірністю розподілу коефіцієнта активності обробки $k_{кеф}$ по оброблюваній площі [3, 4].

Процедури аналізу і синтезу структурно-кінематичних схем верстатів базуються на заданій сукупності виконавчих рухів вузлів верстату [5, 6, 7]. Математичною базою цих процедур може бути модель формоутворюючої системи (ФС) верстата, або функція

формування r_0 , яка записується у вигляді [11]:

$$r_0 = A_{0,l} \cdot r_l = A_{0,l} \cdot A_l \cdot e^4 = \prod_{i=1}^l A_{i-1,i}^{k_i}(q_i) \cdot \prod_{j=l+1}^{l+p} A_{j-1,j}^{k_j}(q_j) e^4 \quad (1)$$

де $A_{0,l}$ – загальна матриця перетворення координат ФС верстата; r_l – радіус-вектор формуючих точок інструмента в системі координат інструмента (математична модель інструмента); A_l – матриця перетворення початкової точки інструмента; $A_{i-1,i}^{k_i}(q_i)$ і $A_{j-1,j}^{k_j}(q_j)$ – матриці перетворення координат для суміжних ланок ФС верстата і послідовних перетворень початкової точки інструмента; q_i і q_j – параметри руху i -ї ланки ФС верстата і j -го перетворення початкової точки інструмента; k_i і k_j – коди матриць перетворення координат, l і p – число рухомих ланок (вузлів) ФС верстата і перетворень початкової точки інструмента; $e^4 = (0,0,0,1)^T$ – радіус-вектор початку системи координат інструмента.

Вираз (1) у позначеннях узагальненої математичної моделі [4] має такий вигляд:

$$[R_{Pt}]_n^4 = MRT_{1-n} \cdot MRT_{0-1} \cdot [R_{Pt}]_0^4 \quad (2)$$

Загальна матриця MRT_{1-n} відповідає загальній матриці $A_{0,l}$. Якщо $[R_{Pt}]_0^4 = (0,0,0,1)^T$, то матриця переходу із системи $X_0Y_0Z_0$ в систему $X_1Y_1Z_1$ MRT_{0-1} відповідає матриці перетворення початкової точки інструмента A_l . Але ці відповідності є формальними тому, що при MAO в кільцевій ванні ці матриці відображають не відносні формуючі рухи деталі та інструменту, а рухи маніпуляції деталлю (сукупністю оброблюваних поверхонь) для отримання раціональних значень кутів атаки та сумарних швидкостей різання на оброблюваних поверхнях. Крім цього, деякі із складових загальної матриці MRT_{1-n} відповідають не рухам ланок ФС верстату, а конструктивним параметрам. Таким є переміщення на величину $T_y = \pm R_{cp}$, що задається матрицею $MT(0, T_y, 0)$. Для таких оброблюваних поверхонь яка лопатки (розділ 4) матриці A_l не існує. Можливі також додаткові переміщення в напрямках основних переміщень, які не відображені у загальній матриці MRT_{1-n} . Це, наприклад, налагоджувальне переміщення лопатки у радіальному напрямку (вздовж осі Y), або переміщення у русі осциляції $MT(0,0, V_{oz} \cdot t)$ вздовж осі Z , вздовж якої відбувається рух врізання при зануренні оброблюваної деталі в робочу зону кільцевої ванни.

Для зручності розробки СКС та структурних формул компонування загальну матрицю MRT_{1-n} можна привести до розгорнутого вигляду, коли елементарним рухом, крім обертань навколо осей, є також і кожне окреме переміщення вздовж осей. Тоді загальна матриця MRT_{1-n} , наприклад, за (13) [4] буде мати вигляд:

$$MRT_{1-9} = MR_Z(\Phi) \cdot MT(0,0, A_0) \cdot MT(0,0, T_Z) \cdot MT(0, T_Y, 0) \cdot MR_Z(\alpha) \cdot MT(T_X, 0, 0) \cdot MR_Y(\xi) \cdot MR_Z(\varphi) \quad (3)$$

Або у позначеннях [11]:

$$A_{07} = A^6(\Phi) \cdot A^3(A_0) \cdot A^3(T_Z) \cdot A^2(T_Y) \cdot A^6(\alpha) \cdot A^1(T_X) \cdot A^5(\xi) \cdot A^6(\varphi) \quad (4)$$

Елементарні матриці перетворення координат, які входять в загальну матрицю MRT_{1-n} за (3), відносяться до таких типів рухів або до конструктивних параметрів:

- $MR_Z(\Phi)$: головний рух $\Phi_v(C)$;

- $MR_Z(\varphi)$: рух кругової подачі $\Phi_S(B)$ для дискових фрез і $\Phi_S(D)$ – для осьового і кінцевого інструменту;

- $MR_Y(\xi)$: установчий рух $Vc(Y)$;
 - $MT(T_X, 0, 0)$: установчий рух $Vc(X)$;
 - $MR_Z(\alpha)$: може бути рухом додаткової кругової подачі $\Phi_S(D)$ або відповідним установчим рухом повороту $Vc(Z)$ [1, 2, 3, 10];

- $MT(0, T_Y, 0)$: конструктивний параметр. Визначає первинне розташування деталі в робочій зоні кільцевої ванни в радіальному напрямку (в напрямку осі Y). В більшості випадків це розташування передбачає дотичність площини симетрії деталі або площини, в якій лежить вісь симетрії, до серединного циліндру кільцевої ванни [1, 2, 3, 10]. Для лопаток це площина, в якій лежить вісь коливання лопатки при MAO;

- $MT(0, 0, T_Z)$: рух врізання $Bp(Z)$;

- $MT(A_{OX}, A_{OY}, A_{OZ})$: рух осциляції. Віднесемо його до руху подачі Φ_S , оскільки, на відміну від руху врізання, він виконується на протязі циклу обробки деталі і має суттєвий вплив на кути атаки.

Вибір способу обробки деталей або завдання сукупності виконавчих рухів вузлів верстату базується на результатах аналізу процесу MAO тієї чи іншої групи/груп деталей, для обробки яких проектується верстат. Вибір установчих та режимних кінематичних параметрів процесу MAO пропонується виконувати за:

- середніми величинами критеріїв активності обробки $k_{кеф}$ для комплексу оброблюваних поверхонь;

- рівномірністю розподілу значень критерію активності обробки по комплексу оброблюваних поверхонь, наприклад, у вигляді максимальних відхилень $R_{k_{max}}$ критерію $k_{кеф}$ та його складових $R_{\chi_{max}}$ $R_{\chi_{tp_{max}}}$ від середніх величин, або у вигляді дисперсії критерію та його складових.

Процедура аналізу структурно-кінематичних схем верстатів докладно описана в [5, 7], синтезу – в [7]. З урахуванням проведених досліджень кінематики процесу MAO [1-4, 10] та особливостей загальної матриці перетворення координат ФС розроблені структурно-кінематичні схеми роторних верстатів для MAO таких груп деталей: стрижні (кінцевий та осьовий інструмент, пальці кульові, гвинти, тощо); диски та пластини малорозмірні (БНТП, колеса зубчасті, філь'ери, тощо); дискові фрези та пили; пластини та лопатки. Графічні позначення елементів структурно-кінематичних схем металорізальних верстатів відповідають прийнятим у [5, 7]. На рис. 1 представлена СКС верстата з ЧПК для MAO БНТП, осьового та кінцевого інструменту з використанням додаткової кругової подачі або відповідного установчого повороту.

Загальна матриця координатних перетворень моделі процесу MAO БНТП, осьового та кінцевого інструменту з використанням додаткової кругової подачі або відповідного їй установчого повороту має вигляд:

$$MRT_{1-8} = MR_Z(\Phi) \cdot MT(0, 0, T_Z) \cdot MT(0, T_Y, 0) \cdot MR_Z(\alpha) \cdot MT(T_X, 0, 0) \cdot MR_Y(\xi) \cdot MR_Z(\varphi) \quad (5)$$

СКС, що відповідає загальній матриці координатних перетворень (5) (рис. 1) відноситься до елементарних кінематичних структур класу E66. Головний рух $\Phi_V(C)$, рухи основної $\Phi_{S1}(D)$ та додаткової $\Phi_{S2}(D)$ кругових подач є простими замкнутими рухами. Тому вони налаштовуються тільки за швидкістю (V) та напрямком (W). Рух врізання $Bp(Z)$ та установчі рухи $Vc1(B)$, $Vc2(X)$ і $Vc3(F)$ є простими незамкнутими рухами. Тому вони налаштовуються по чотирьох параметрах: за швидкістю (V), напрямком (W), кінцевою точкою (A) та шляхом (L). Всі кінематичні групи (КГ) в якості джерел руху мають електромеханічні приводи, що керуються блоками керування БК системи ЧПК.

Структурна формула компонування верстата, що відповідає розробленій СКС, є

такою: $6(D_{x/y}bxF)\hat{C}_Vz00MS$ або $6(D_{x/y}bxf)\hat{C}_Vz00MS$.

$\Phi v(C')$ - [v,w] $[6D_{x/y}bxf][0\hat{C}_V][0z][0][0MS]$
 $\Phi s1(D')$ - [v,w] $6(D_{x/y}bxf)\hat{C}_Vz00MS$
 $\Upsilon c1(B')$ - [a,l,v,w]
 $\Upsilon c2(X')$ - [a,l,v,w]
 $\Phi s2(F')$ - [v,w] або $\Upsilon c3(F')$ - [a,l,v,w]
 $Bp(Z')$ - [a,l,v,w]

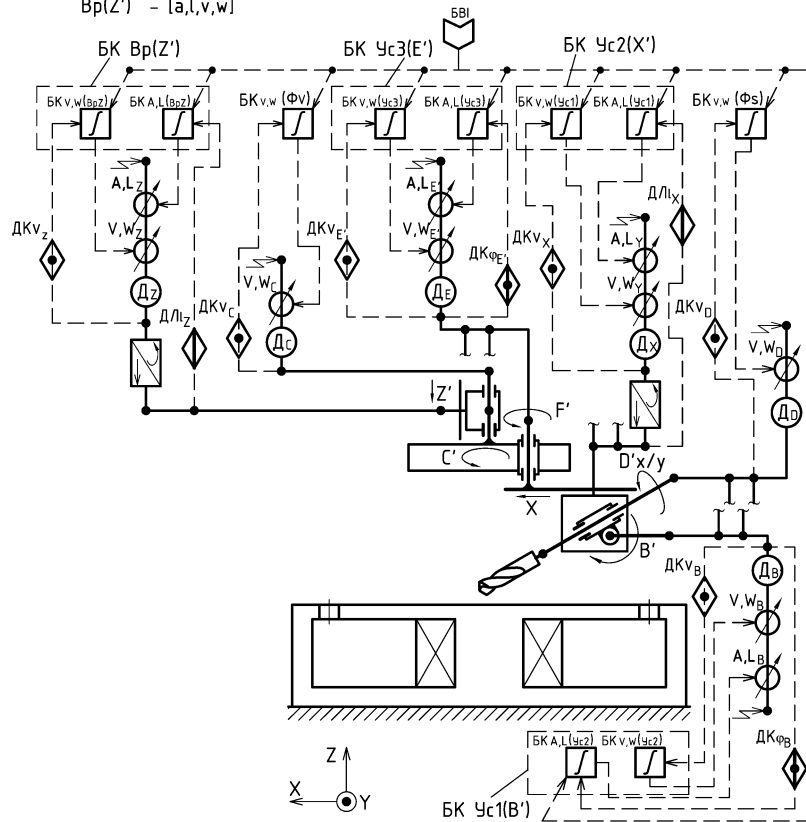


Рис. 1 – СКС верстата з ЧПК для MAO БНТП, осьового та кінцевого інструменту з використанням додаткової кругової подачі або установчого повороту

З врахуванням поділу компоновання верстата на конструктивні модулі формула має вигляд: $[0(6D_{x/y}bxF)][0\hat{C}_V][0z][0][0MS]$ або $[0(6D_{x/y}bxf)][0\hat{C}_V][0z][0][0MS]$.

Загальною особливістю СКС роторних верстатів для MAO на базі магнітних систем типу "кільцева ванна" є те, що за рахунок спроможності обтікання МАІ оброблюваних складних поверхонь не потрібно точно узгоджувати елементарні складові складного руху, тому відпадає потреба у складних кінематичних групах [5, 7].

На основі узагальнення результатів проведених досліджень розроблена методика синтезу структурно-кінематичних схем та структурних формул компоновання роторних верстатів, схема якої представлена (рис. 2). На основі проведених досліджень кінематики процесу MAO кінцевого та осьового інструменту, лопаток ГТД, дискових фрез та БНТП, розроблених СКС та СФК верстатів з врахуванням попередніх досліджень умов формування МАІ, технології обробки зазначених груп деталей в кільцевій ванні в умовах великих робочих зазорів [1-4 і др.] розроблений комплект модулів (табл. 1).

Він призначений для реалізації гама верстатів для MAO кінцевого та осьового інструменту, лопаток ГТД, дискових фрез та БНТП. Основою комплексу модулів є магнітна система з торцевим завантаженням з діаметром серединного циліндру $D_{cp} = 480 \text{ мм}$ за [12].

Тип магнітної системи визначає в значній мірі і тип компоновки верстатів, побудованих на її основі.

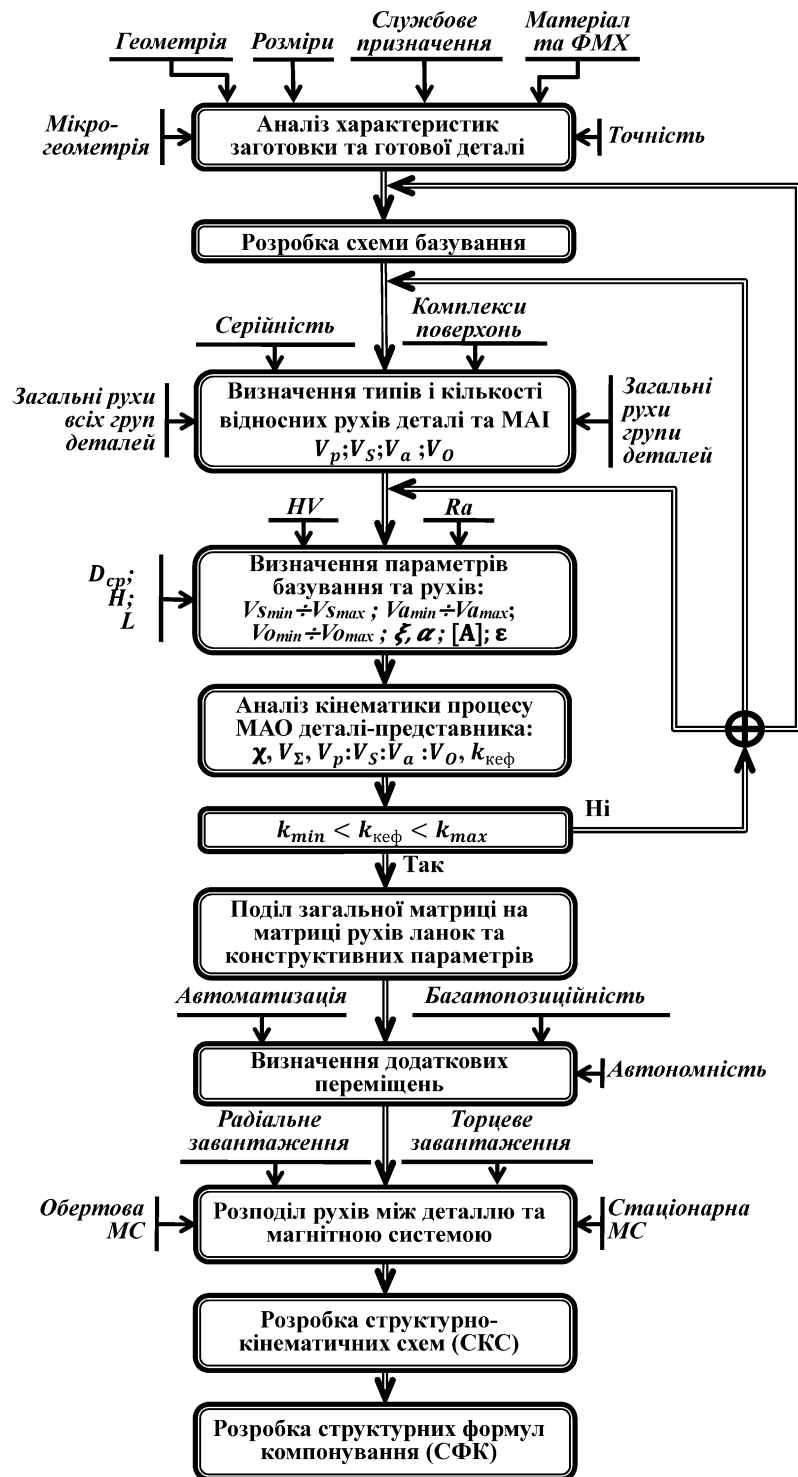


Рис. 2 – Узагальнена схема розробки СКС та СФК

На основі розробленого комплексу модулів реалізовані моделі п'яти верстатів. Модульна будова 6-ти шпindelного верстата для MAO кінцевого та осьового довго вимірного інструменту (за пат. 102009015158, Німеччина) представлена на рис. 3. Модель верстата для MAO БНТП, осьового та кінцевого інструменту з використанням з основною та додатковою круговими подачами, реалізована у вигляді дослідного стенду, що встановлений на кафедрі ІТМ НТУУ "КПІ".

Висновки

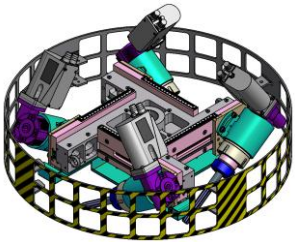
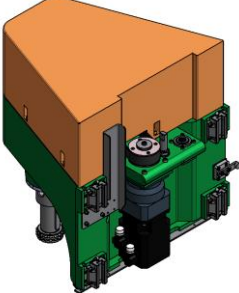
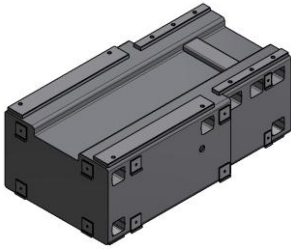
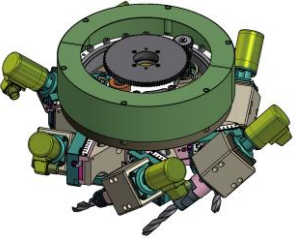
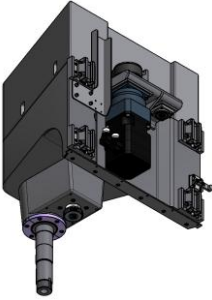
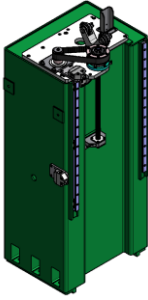

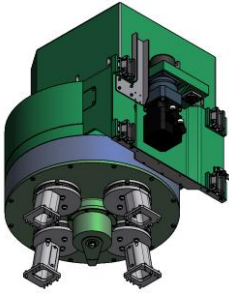
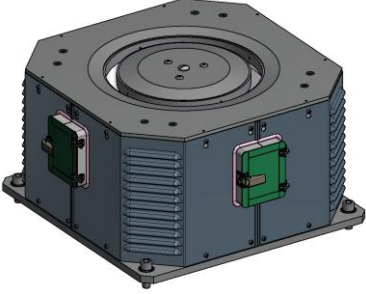
1. Типи поверхонь та їх взаємне розташування мають найбільший вплив на базування заготовки в робочій зоні кільцевої ванни, склад елементарних формотворних і додаткових рухів та зв'язків між ними, що визначає кінематичну структуру верстата.

2. Вибір способу обробки деталей або завдання сукупності виконавчих рухів вузлів верстату базується на результатах аналізу процесу MAO тієї чи іншої групи/груп деталей, для обробки яких проектується верстат. Вибір установчих та режимних кінематичних параметрів процесу MAO пропонується виконувати за:

- середніми величинами критеріїв активності обробки $k_{кеф}$ для комплексу оброблюваних поверхонь;

Таблиця 1

Модульна система роторних верстатів на базі кільцевої ванни

Індивідуальні модулі	Групові модулі	Загальні модулі
$MT(T_X, 0, 0) \cdot MR_Y(\xi) \cdot MR_Z(\varphi)$ [04(D _{x/y} bx)] 	$MR_Z(\Phi)$ [0C _V] 	- [0] 
$MT(T_X, 0, 0) \cdot MR_Y(\xi) \cdot MR_Z(\varphi)$ [06(D _{x/y} bx)] 	$MR_Z(\Phi)$ [0C _V] 	$MT(0, 0, T_Z)$ [0z] 
$MR_Y(\xi_2) \cdot MR_Z(\alpha) \cdot MR_Y(\xi_1) \cdot MR_Z(\varphi)$ [06(D _{x/y} be)] 	$MR_Z(\Phi) \cdot MT(0, T_{y2}, 0) \cdot MR_Z(\alpha)$ [04(D)C _V] 	$MT(0, T_y, 0)$ [0MS]  (за пат. Пат. 84464, Україна)

- рівномірністю розподілу значень критерію активності обробки по комплексу оброблюваних поверхонь, наприклад, у вигляді максимальних відхилень $R_{k_{\max}}$ критерію

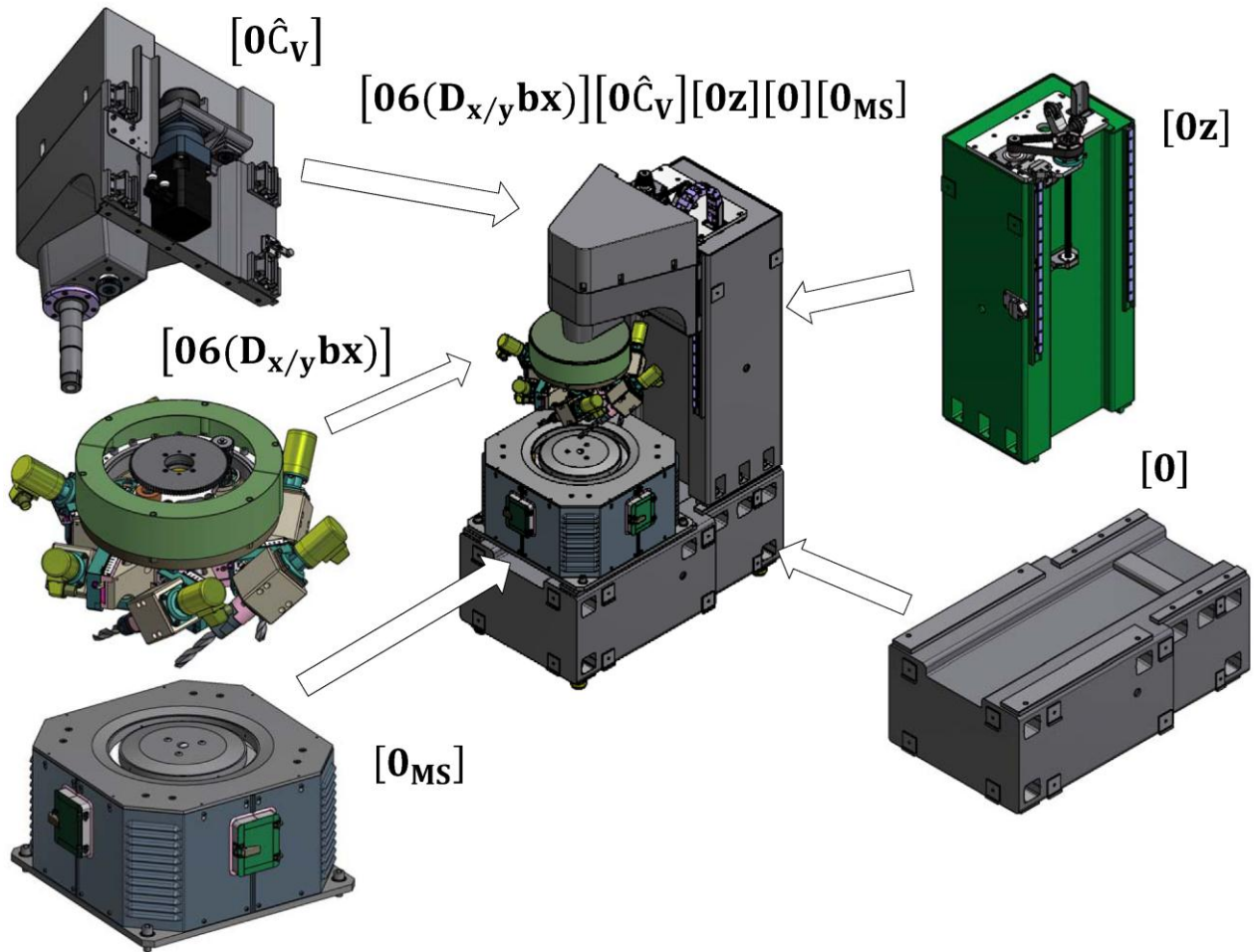


Рис. 3 – Модульна будова 6-ти шпindelного верстата для MAO кінцевого та осьового інструменту (за пат. 102009015158, Німеччина) $k_{кеф}$ та його складових $R\chi_{\max}$ $R\chi p_{\max}$ від середніх величин, або у вигляді їх дисперсії.

3. Процедури аналізу і синтезу структурно-кінематичних схем та структурних формул компонування роторних верстатів для MAO базуються на аналізі математичної моделі формоутворюючої системи верстата, яка може бути представлена загальною матрицею координатних перетворень у розгорнутому вигляді. Особливістю загальної матриці координатних перетворень кінематики процесу MAO в кільцевій ванні є наступне:

- елементарні матриці загальної матриці відображають не відносні формоутворюючі рухи деталі та інструменту, а рухи маніпуляції деталлю (сукупністю оброблюваних поверхонь) для отримання раціональних значень кутів атаки та сумарних швидкостей різання на оброблюваних поверхнях;

- деякі із складових загальної матриці відповідають не рухам ланок формоутворюючої системи верстату, а конструктивним параметрам, які в свою чергу потребують введення установчих рухів для точного настроювання положення оброблюваної деталі по ширині робочої зони.

4. Загальною особливістю структурних кінематичних схем роторних верстатів для MAO на базі магнітних систем типу "кільцева ванна" є те, що за рахунок спроможності обтікання МАІ оброблюваних складних поверхонь не потрібно точно узгоджувати елементарні складові складного руху, тому відпадає потреба у складних кінематичних групах.

Перелік джерел літератури: 1. Гейчук В.М. Роторні верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": кінематика обробки спіральних свердел//Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені М.Остроградського. – Кременчук, № 2(49), ч. 2. 2008. С. 45-50. 2. Гейчук В.М. Кінематика магнітно-абразивної обробки багатограних непереточуваних твердосплавних пластин в магнітній системі типу "кільцева ванна"/В.М. Гейчук, В.С. Майборода//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ. - Житомир.:ЖДТУ. - 2010. - вип.8. - С.41-76. 3. Гейчук В.М. Верстати для магнітно-абразивної обробки на базі магнітної системи типу "кільцева ванна": кінематика обробки дрібномодульних зубчастих коліс/В.М. Гейчук, В.С. Майборода, А.Ю. Гаврушкевич, О.О. Шамшур//Вісник Кременчуцького державного університету імені М.Остроградського, № 2(54), ч. 1. – стор. 48-53. – Кременчук: в-во КДПУ. – 2010. 4. Гейчук В.М. Математична модель кінематики процесу магнітно-абразивної обробки комплексів поверхонь//Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наукових праць ЖДТУ. - Житомир.:ЖДТУ. - 2011. - Вип. 10. - С. 99-114. 5. Федотенок А.А. Кинематическая структура металлорежущих станков. Издание 2-е, дополненное и переработанное/ Федотенок А.А. М.: Изд. Машиностроение 1970 г. 408 с. 6. Врагов Ю.Д. Анализ компоновок металлорежущих станков. (Основы компонетики) / Врагов Ю.Д. – М.: Машиностроение, 1978. – 208 с. 7. Левицкий Л. В. Структурный анализ и синтез кинематики металлорежущих станков: учебное пособие / Л. В. Левицкий, С. В. Птицын. - УМК ВО, Киев, 1989. - 70 с. 8. Гейчук В.М. Верстати для магнітно-абразивної обробки, побудовані на основі модульного принципу/ В.М. Гейчук, В.С. Майборода// Прогресивна техніка технологія машинобудування, приладобудування і зварювального вир-ва. Праці міжнародної науково-технічної конференції присв. 100-річчю мех.-машин. будівного і 50-річчю зварюв. факультетів 25-28 травня, т.1, Київ, 1998, с. 217-221. 9. Амитан Г.Л. Справочник по электрохимическим и электрофизическим методам обработки//Г.Л. Амитан, И. А. Байсупов, Ю. М. Барон и др.; Под общ. ред. В. А. Волосатова. — Л. Машиностроение. Ленингр. отделение, 1988. - 719 с. 10. Пат. 92190 Україна В24В31/00 (2009); Спосіб магнітно-абразивної об'ємної обробки/В.М. Гейчук, В.С. Майборода; заявник та патентовласник. Національний технічний університет України "КПІ". № а200805438; заявл. 25.04.2008; опубл. 11.10.2010 р.; бюл. №19. 11. Решетов Д.Н. Точность металлорежущих станков/ Д.Н. Решетов, В.Г. Портман. М.: Машиностроение, 1986. - 276 с. 12. Пат. 84464 Україна В24В 31/112 (2006.01). Магнітна система для об'ємної обробки феромагнітними порошками/В.М. Гейчук, В.С. Майборода; заявник та патентовласник. Національний технічний університет України "КПІ". а200611768; заявл. 08.11.2006; опубл. 27.10.2008; бюл. № 20.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

СОЗДАНИЕ РОТОРНЫХ СТАНКОВ ДЛЯ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ НА ОСНОВЕ СИНТЕЗА КИНЕМАТИКИ ПРОЦЕССА И МОДУЛЬНОГО ПРИНЦИПА

Гейчук В.Н.

Разработана методика синтеза структурно-кинематических схем и структурных формул компоновки роторных станков для магнитно-абразивной обработки на основе анализа математической модели формообразующей системы станка, которая представлена общей матрицей координатных преобразований в развернутом виде. Представлены разработанные структурно-кинематические схемы и компоновки станков, спроектированные с использованием модульного принципа, и предназначенные для обработки конечного и осевого инструмента, многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин, лопаток и дисковых фрез.

СТВОРЕННЯ РОТОРНИХ ВЕРСТАТІВ ДЛЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ НА ОСНОВІ СИНТЕЗУ КІНЕМАТИКИ ПРОЦЕСУ ТА МОДУЛЬНОГО ПРИНЦИПУ

Гейчук В.М.

Розроблена методика синтезу структурно-кінематичних схем та структурних формул компонування роторних верстатів для магнітно-абразивної обробки на основі аналізу математичної моделі формоутворюючої системи верстату, яка представлена загальною матрицею координатних перетворень у розгорнутому вигляді. Представлені розроблені структурно-кінематичні схеми та компонування верстатів, спроектованих на базі модульного принципу та призначених для обробки кінцевого та осьового інструменту, багатограних непереточуваних твердосплавних пластин, лопаток та дискових фрез.

CREATION OF ROTOR MACHINE-TOOLS FOR MAGNETIC-ABRASIVE MACHINING ON BASIS OF SYNTHESIS OF KINEMATICS OF PROCESS AND MODULE PRINCIPLE

Geichuk V.M.

Methodology of synthesis of structurally-kinematic charts and structural formulas of structural configuration of rotor machine-tools is worked out for magnetically-abrasive treatment on the basis of analysis of mathematical model of the shape-generating system of machine-tool, that is presented by the general matrix of coordinate transformations to the unfolded kind. The worked out structurally-kinematic charts and arrangements of machine-tools, projected with the use of module principle, are presented, and intended for treatment of eventual and axial instrument, many-sided carbide cutting tips, shoulder-blades and disk milling cutters.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, угол атаки, критерий активности обработки, структурно-кинематическая схема, структурная формула компоновок, комплект модулей.

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, кут атаки, критерій активності обробки, структурно-кінематична схема, структурна формула компонувань, комплект модулів.

Keywords: magnetically-abrasive machining, corner of attack, criterion of activity machining, structurally-kinematic chart, formula of structural configuration, complete set of the modules.

УДК 621.73.06-5

Ковалев В.Д., Агапотова М.В.
ДГМА, г. Краматорск, Украина

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА

Введение

В современных тяжёлых станках применяют направляющие с гидростатическими опорами, у которых точность, нагрузочная способность, скоростные и динамические характеристики превосходят аналогичные показатели других опор скольжения и качения. Основные перспективы исследований и опытно-конструкторских разработок в этом направлении связаны с созданием и комплексным использованием функциональных возможностей гидростатических опор. Дальнейшее совершенствование теории, развитие исследований и разработка на этой основе гидростатических опор нового поколения, а также разработка методов оптимального проектирования направляющих с такими опорами является актуальной научно-технической проблемой машиностроения, решение которой позволяет значительно повысить точность и производительность обработки на металлорежущих станках различного технологического назначения.

Основная часть

Применение гидростатических опор в станках обеспечивают необходимые эксплуатационные характеристики узлов такие как: высокая несущая способность, минимальный износ при отсутствии зазоров, высокую плавность перемещений и точность позиционирования, исключение скачкообразного перемещения при малых скоростях, долговечность, жесткость, точность и т.д.

На основе анализа конструкций современных тяжелых станков была спроектирована модель суппорта с гидростатическими направляющими для тяжелого токарного станка. Работа гидростатических направляющих в тяжелых токарных станках описывают модель на основе уравнения Рейнольдса [1]:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(h^3 \frac{\partial p}{\partial z} \right) = -6\mu U \frac{\partial p}{\partial x} \quad (1)$$

Это уравнение соответствует граничным условиям, и предполагает что значение функции давления p равным нулю по границам исследуемой области,

$$\left. \begin{aligned} p = 0 \quad \text{на} \quad & 0 \leq x \leq A \quad \text{при} \quad z = 0, \\ & 0 \leq x \leq A \quad \text{при} \quad z = B, \\ & 0 \leq z \leq B \quad \text{при} \quad x = 0, \\ & 0 \leq z \leq B \quad \text{при} \quad x = A, \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Эти уравнения приведены к безразмерному виду и позволяет получить давление и распределение скоростей между сопрягаемыми поверхностями опоры.

$$\left. \begin{aligned} \bar{x} &= x/A; \quad 0 \leq \bar{x} \leq 1; \\ \bar{z} &= z/A; \quad 0 \leq \bar{z} \leq B/A = D; \\ \bar{p} &= p/C; \quad C = C_1 + C_2; \quad C_1 = \frac{6UA\mu}{h_0^2}; \quad C_2 = p_c; \\ \bar{h} &= h/h_0 = 1 + \alpha\bar{x} + \beta\bar{z}; \\ \alpha &= \frac{h_{\max}x}{h_0} - 1, \quad \beta = \left(\frac{h_{\max}z}{h_0} - 1 \right) D^{-1}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где p_c - давление в системе питания;
 A и B - длина и ширина опоры.

На основании рассмотренной модели разработаны рекомендации по проектированию гидростатических направляющих суппортов тяжелых станков, и назначении их конструктивных величин, а также рекомендации по выбору эксплуатационных характеристик в зависимости от конструктивных параметров:

Несущая способность.

$$W = \iint_F p dF .$$

Мощность, затрачиваемая на преодоление сил вязкогосдвига.

$$N_{mp} = UF_{TP} = U \iint_F \tau dF . \quad (4)$$

Расход смазочного материала.

$$Q_{G_0} = \sum_{i=1}^4 Q_{G_{0i}} = \frac{h_0^3 C}{\mu} K_{Q_{G_0}} \quad (5)$$

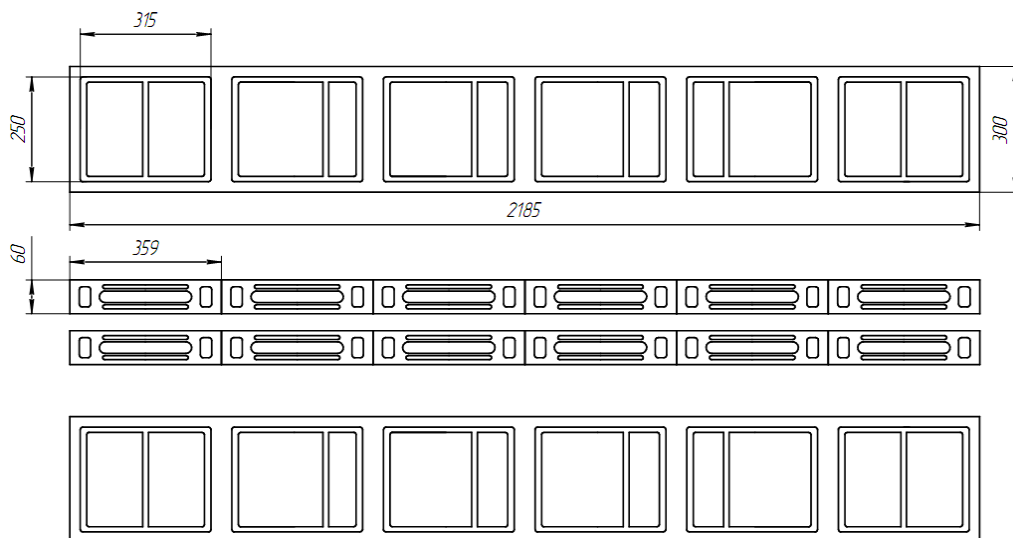
Мощность, затрачиваемая на прокачку смазочного материала.

При расчете гидростатических опор, часто их геометрические параметры выбирают из условия минимальных затрат мощности на прокачку смазочного материала, эта характеристика также нужна и при определении его средней температуры:

$$N_{np} = p_c Q = \frac{h_0^3}{\mu} p_c^2 K_{Q_{G_{0cm}}} \quad (6)$$

По рекомендациям разработаны продольные и поперечные направляющие нового тяжелого токарного станка. На горизонтальных направляющих – однорядное расположение камер по 6 на направляющей, на вертикальных направляющих – однорядное расположение камер, на плавающих опорах – схема с одной камерой подвода смазки и четырьмя глухими камерами на опору. Развертка гидростатических направляющих каретки суппорта приведена на рисунке 1. На рисунке 2 показана развертка направляющих салазок суппорта.

Горизонтальные опоры



Вертикальные опоры

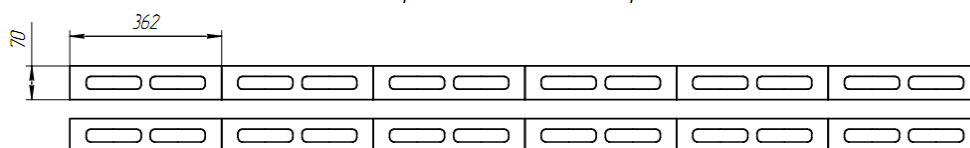


Рис. 1 – Развертка гидростатических направляющих продольных перемещений

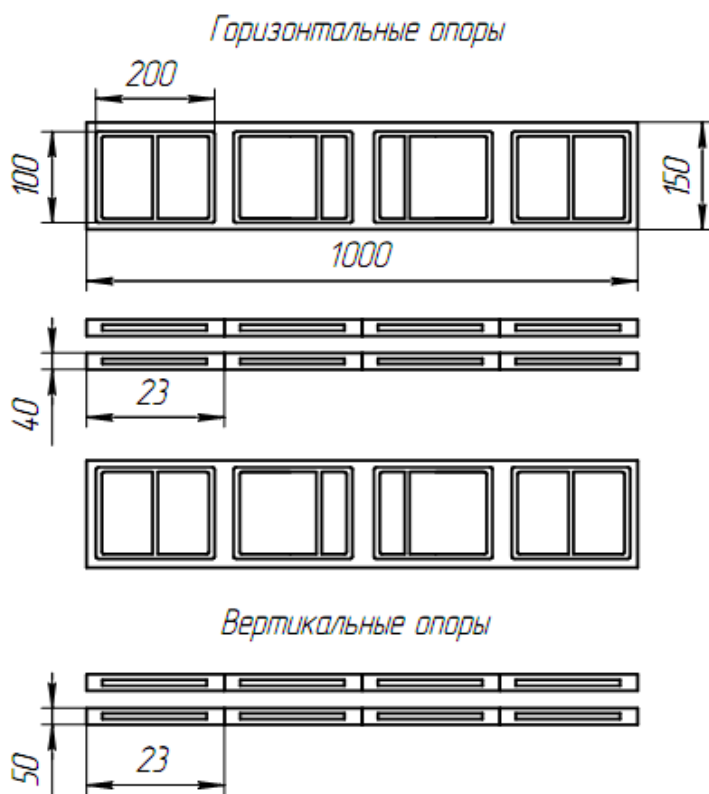


Рис. 2 – Развертка направляющих поперечных перемещений

В использовании таких направляющих очень важно учитывать деформации узлов станка, потому что они оказывают существенное влияние на эксплуатационные характеристики, например деформированная опора изменяет распределение давления, и значительно изменяют ее характеристики. Поэтому исследовано поведение всего узла в целом: как он воспринимает эти деформации и как эти деформации минимизируются за счет гидростатических направляющих.

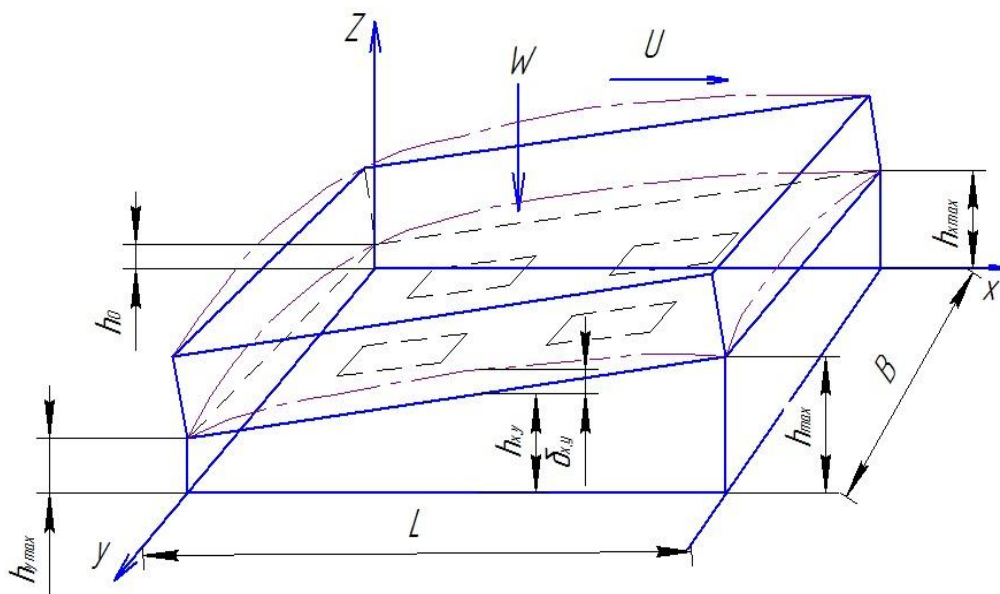


Рис. 3 – Расчетная схема плоской опоры с учетом деформации опорных поверхностей.

Твердотельная модель суппорта создавалась в программной среде Solid Works с учетом всех его конструктивных и геометрических особенностей, а также материалов всех деталей. В работе исследуемого токарного станка возможны режимы, допускающие силы резания до 200 кН. При исследовании деформаций максимальная нагрузка прикладывалась к вершине режущего лезвия инструмента, и соответствовала максимально возможному значению силы резания P_z .

Расчет деформаций производился методом конечных элементов в среде COSMOS Works. При расчете задавались следующими граничными условиями: масса суппорта с ламелями 10 тонн, габаритные размеры: 2180×1800×1740 мм. Прикладываемые нагрузки: составляющая силы резания $P_z=200\text{кН}$, $P_x=P_y=75\text{ кН}$, давление смазки в карманах 1,5 МПа.

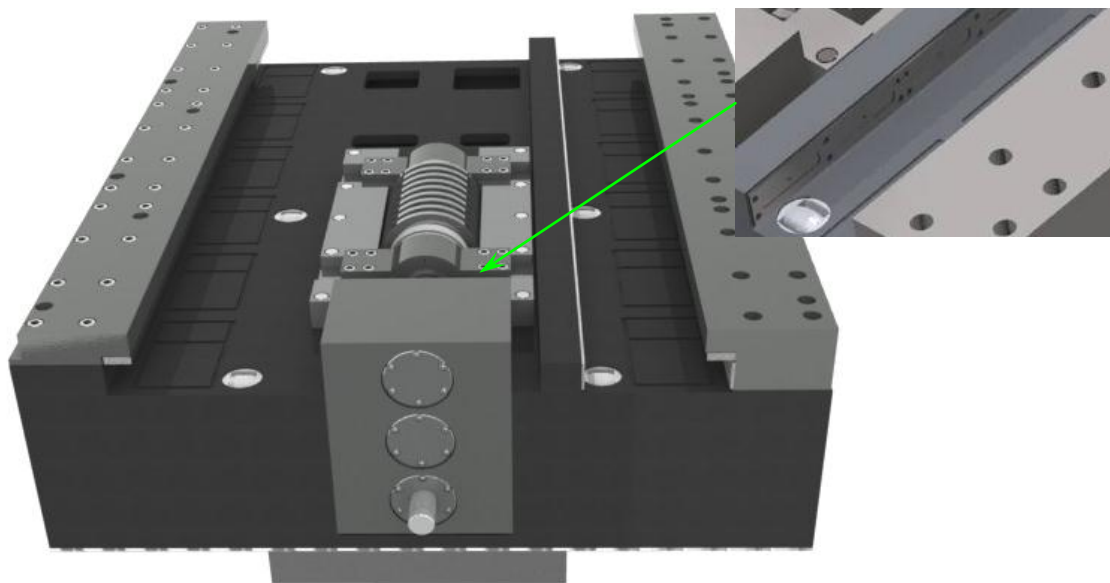


Рис. 4 – Гидростатические направляющие суппорта

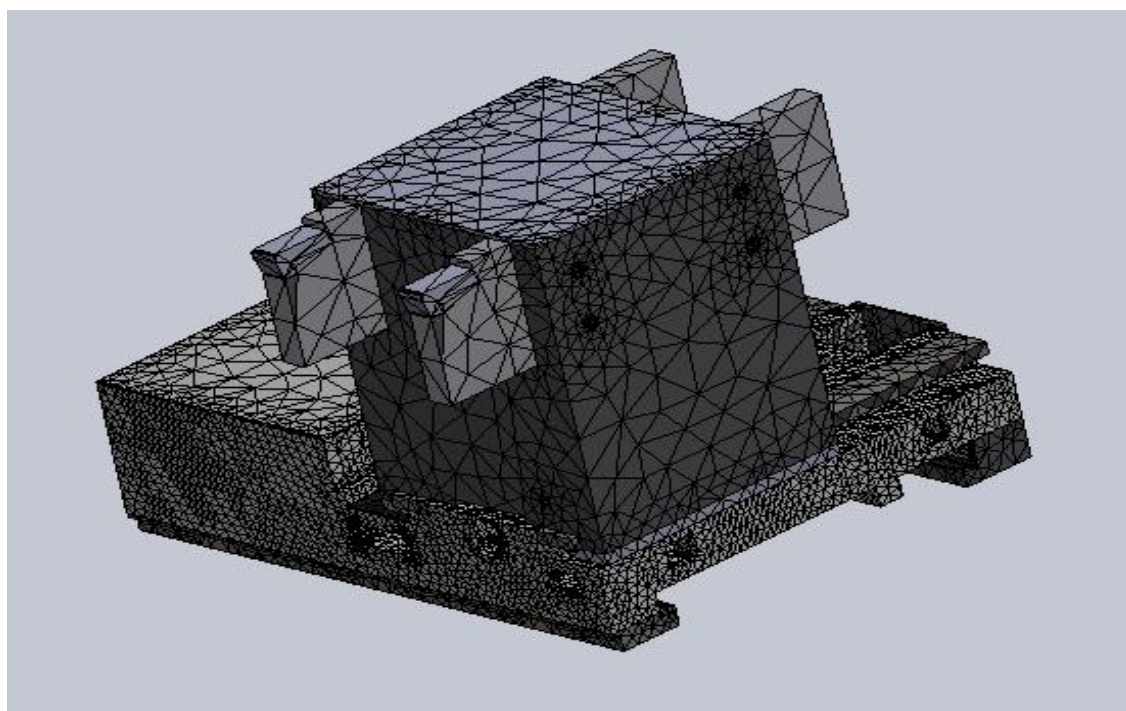
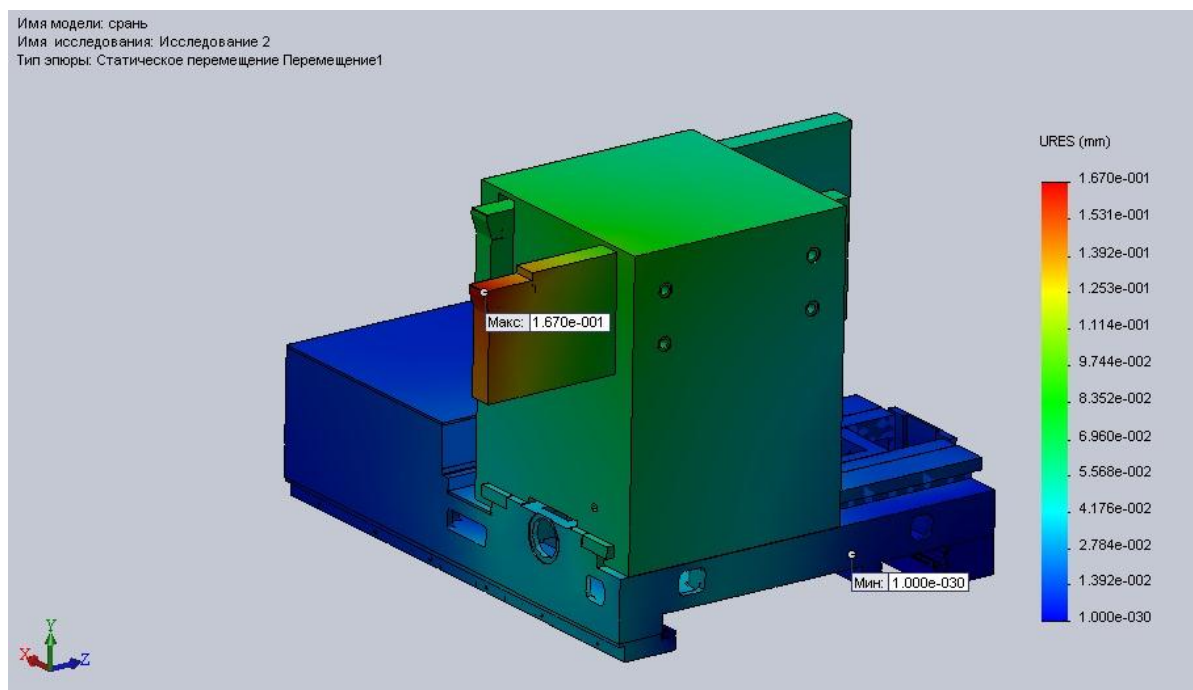


Рис. 5 – Сетка конечных элементов

Рис. 6 – Эпюра перемещений при обработке d_{\min}

При максимальном нагружении суппорт испытывает, в основном, деформации не в области направляющих, а в области инструментального блока. Направляющие, даже при максимальном нагружении, деформируются гораздо меньше.

Разработанный суппорт полностью удовлетворяет условиям работы нового станка, его точности и нагрузки.

Выводы

Гидростатические направляющие позволяют обеспечить высокие показатели точности, жесткости, надежности станочного оборудования; позволяют контролировать нагрузки и облегчают реализацию самонастраивающихся систем; они позволяют легко автоматизировать ряд процессов.

Моделирование и расчет направляющих необходимо проводить на основании совместного решения уравнения Рейнольдса с учетом тепловых и упругих деформаций.

Разработана конструкция гидростатических направляющих тяжелого токарного станка с рациональными конструктивными параметрами.

Моделирование работы суппорта при повышенных нагрузках показало удовлетворительную работоспособность направляющих.

Перечень источников литературы: 1. Ковалев В.Д., Бабин О.Ф. Опоры и передачи жидкостного трения станочного оборудования - Краматорск:ДГМА, 2003. –с.43-70, 97-102. 2. Ковалев В.Д. Общий алгоритм расчетов и исследований опор жидкостного трения // Трение и износ.-Т.18.-№6.-С.750-760. 3. Бушуев В.В. Станкостроение: перспектива и состояние // Обработка металла. № 4 (29). Новосибирск, 2005. С. 4–6. 2. 4. Численное решение задач в гидромеханике :Механика. Новое в заруб. науке/Под ред.Р. Рихтмайера.- М.: Мир, 1977 . - Сер.14.- 208 с. 5.А.С.Пронников Проектирование металлорежущих станков и станочных систем / под ред. А.С.Пронникова том 2 часть II. – М.: Машиностроение, 1995. – 320с.

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

РОЗРОБКА І ДОСЛІДЖЕННЯ ГІДРОСТАТИЧНІ ОПОРНИХ ВУЗЛІВ ДЛЯ ВАЖКИХ ТОКАРНИХ ВЕРСТАТІВ

Ковальов В.Д., Агапітова М.В.

У даній роботі представлені особливості гідростатичних направляючих важкого токарного верстата, з урахуванням дії навантажень, що діють при роботі. Розглянуто розрахунок направляючих, розроблені рекомендації з проектування гідростатичних направляючих супортів важких верстатів, призначення їх конструктивних величин та рекомендації щодо вибору експлуатаційних характеристик в залежності від конструктивних параметрів. Розроблені гідростатичні направляючі супорта повністю задовольняє умовам роботи верстата, його точності і навантаження.

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЯ ГИДРОСТАТИЧЕСКИХ ОПОРНЫХ УЗЛОВ ДЛЯ ТЯЖЕЛОГО ТОКАРНОГО СТАНКА

Ковалев В.Д., Агапитова М.В.

В данной работе представлены особенности гидростатических направляющих тяжелого токарного станка, с учетом действия нагрузок, действующие при работе. Рассмотрен расчет направляющих, разработаны рекомендации по проектированию гидростатических направляющих суппортов тяжелых станков, назначении их конструктивных величин и рекомендации по выбору эксплуатационных характеристик в зависимости от конструктивных параметров. Разработанные гидростатические направляющие суппорта полностью удовлетворяет условиям работы станка, его точности и нагрузки.

RESEARCH DESIGN AND HYDROSTATIC SUPPORT UNITS FOR HEAVY TURNING LATHE

Kovalev V.D., Agapitova M.V.

This paper presents the characteristics of hydrostatic guides heavy lathe, taking into account of the loads acting at work. We consider the calculation of the guide, developed recommendations for the design of hydrostatic guides calipers heavy machinery, the appointment of their design values and recommendations on the choice of performance depending on the design parameters. Designed hydrostatic slide rails fully satisfies the conditions of the machine, its accuracy and load.

Ключові слова: важкий токарний верстат, гідростатичні направляючі, супорт, експлуатаційні характеристики.

Ключевые слова: тяжелый токарный станок, гидростатическая направляющая, суппорт, эксплуатационные характеристики.

Key words: heavy lathe, hydrostatic guide, support universal, performance.

УДК 621.9

Мироненко Е.В., Марчук Е.В.
ДГМА, Краматорск, Украина

УПРАВЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

Введение

Эффективность механообработки на тяжелых токарных станках определяется производительностью и себестоимостью. Повышение производительности на прорезных операциях ограничивается прочностью режущей пластины, которая оказывается наиболее слабым элементом конструкции резца, поэтому частым видом отказа инструмента является поломка пластины.

Причинами частой поломки режущей пластины прорезных резцов для тяжелых токарных станков являются значительные удельные нагрузки на режущие лезвия, а также взаимодействие стружки со стенками канавки, что вызывает рост напряжений в режущей пластине, которые приводят к её разрушению [6].

Прочность инструмента также зависит от колебаний, которые возникают в технологической системе механической обработки (ТСМО). В работе Боброва В. Ф. «Определение напряжений в режущей части металлорежущих инструментов» [7] показана тесная связь между колебаниями резцов и прочностью. Сочетание амплитуды и частоты резца определяет вид отказа. Параметры колебаний в значительной мере зависят от способа закрепления режущей пластины и жесткости конструкции прорезного резца.

Для решения этой задачи существовало, устройство, которое состоит из электрического преобразователя механических колебаний, который присоединен к ультразвуковому усилителю мощности, жестко соединяется с резцом, который крепится в резцедержателе токарного станка. Электрический преобразователь механических колебаний, созданный на магнитострикционном эффекте, подмагничивается постоянным полем электромагнита, питаемого от постоянного (автоматически регулируемого) источника тока. Управляющий сигнал с преобразователя скорости виброперемещений, установленного на расстоянии 0,5-1,5 мм от заготовки, через измеритель скорости вибраций и блок коррекции управляет усилителем мощности. В этом устройстве сила демпфирования генерируется с помощью преобразователя, с одной стороны закрепленный в суппорте, а с другой через зону резания действует на деталь

В этом устройстве невозможно демпфировать тангенциальные нагрузки, через горизонтальное установление магнитострикционного преобразователя, устройство имеет значительные массогабаритные показатели, значительную мощность питания, а также частотная характеристика такого демпфера должна соответствовать характеристике регулятора, т.е. в систему должен вводиться электронный корректирующее устройство.

Основная часть

В основу нового устройства поставлена задача усовершенствования для управления колебаниями путем изменения конструкции, что позволяет работать устройству при диапазоне частот колебаний до 5 кГц как активным демпфером, а в диапазоне ультразвуковых колебаний - в качестве резонатора колебаний, что позволит повысить стойкость инструмента и улучшить процесс стружкодробления .

Поставленная задача решается тем, что в устройство для управления колебаниями при точении дополнительно введена система управления, которая включает датчик виброускорения, присоединенный через усилитель к входу аналого-цифрового преобразователя, который входит в состав быстродействующего микроконтроллера, с программным обеспечением в состав которого добавлен ряд модулей генерации ультразвуковых колебаний, демпфирование низкочастотных колебаний до 5 кГц и корректировки нелинейности усилителя мощности, которые через цифро-аналоговый

преобразователь и усилитель мощности подключен к пьезоэлектрического преобразователя механических колебаний с волноводом.

Такое выполнение устройства позволяет существенно уменьшить необходимую мощность питания при хранении нужной амплитуды ультразвуковых колебаний за счет наличия волновод и резонансного режима работы, что приводит к повышению устойчивости и улучшения процесса стружкодробления. При этом один датчик виброускорения используется в двух кругах обратной связи с помощью соответствующей фильтрации измеренного сигнала.

Суть полезной модели поясняется чертежами где изображены:

- На рис. 1 – общий вид устройства, установленного на токарном станке;
- На рис. 2 - вид А;
- На рис. 3-структурная схема системы управления;

Устройство для управления колебаниями при точении состоит из датчика виброускорения 1, подключен к входу системы управления 2, которая управляет пьезоэлектрическим вибратором 3. Основой системы управления 2 является контроллер семейства ARM7 фирмы Analog Device ADUC7020 4, работающий на частоте 40МГц и оснащен быстродействующим 12-разрядным аналого-цифровым преобразователем 5 с временем преобразования 1 мкс, на входы "0" и "1" которого через усилитель 6 и фильтр нижних частот 7 подается сигнал с датчика виброускорения 1. Считаны значения после обработки по двум каналам программной фильтрации используются для программного формирования задания напряжения на встроенном цифро-аналоговом преобразователе 8, напряжение с выхода цифро-аналогового преобразователя через усилитель 9 и высоковольтный трансформатор 10 управляет пьезоэлектрическим вибратором 3, из которого через решения " связывающий усилитель 11 и вход "2" аналого-цифрового преобразователя напряжение обратной связи подается на программный регулятор напряжения 12, выполняющий корректировки ошибки, образованным разницей измеренной напряжения на пьезоэлектрическом вибраторе 3 и задачи, в свою очередь, является суммой компенсирующего и вибрационного сигналов. Компенсирующий сигнал вычисляется в модуле 13 на основании квазиинтегрирования сигнала датчика вибрации 2 и лежит в полосе частот до 5 кГц, вибрационный сигнал снимается с выхода программного модуля генерации ультразвуковых колеблющиеся 14 и предназначен для создания резонансных колебаний в пьезоэлектрическом вибраторе 3 на ультразвуковой частоте. Настройка резонанс обеспечивает программный модуль отладки ультразвуковых колебаний 15, используя отфильтрованный программным полосовым фильтром 16 сигнал с датчика виброускорения 1. Пьезоэлектрический вибратор состоит из корпуса 17, нижняя часть которого с высокой точностью установлена на основании 18, а в верхнюю часть вставлен с зазором волновод 19, что позволяет ему совершать возвратно-поступательные движения. В волновод ввернут один конец шпильки 20, на которую попеременно собраны без зазоров контактные шайбы 21 и пьезокерамические пластины 22, а для обеспечения изоляции между контактными шайбами 21 из пьезокерамическими пластинами 22 и шпилькой 20 используется фторопластовая втулка 23. Другой конец шпильки с помощью гайки 24 прикреплен к основанию 18 и с осевой усилием соединяет контактные шайбы 21 и пьезокерамические пластины 22. Контактные шайбы 21 соединяются через одну между собой, образовав два полюса подключения.

При точении резцом обрабатываемой детали на выходе датчика виброускорения 1 появляется напряжение в диапазоне частот до 25 кГц. Это напряжение усиливается усилителем 6 и фильтруется фильтром нижних частот 7, который ограничивает верхнюю частоту сигнала виброускорения на уровне 20кГц. Встроенный в управляющий контроллер 4 аналого-цифровой преобразователь 5 превращает входное напряжение в пропорциональный ей 12 разрядный код, которой используется программным обеспечением контроллера. Для стабилизации амплитуды колебаний в диапазоне до 5 кГц измеряемое значение виброускорения подлежит программному квазиинтегрированной

филтрованию с помощью модуля 13. Полученный код скорости представляет собой одну из составляющих кода задачи для цепи управления напряжением. Вторая составляющая задачи цепи управления напряжением создается модулем генерации ультразвуковых колебаний 14, параметры которого меняются с помощью обратной связи с программного модуля настройки ультразвуковых колебаний 15 путем воздействия полученного из программного полосового фильтра 16 сигналов виброускорения на ультразвуковой частоте. Код задачи цепи управления напряжением сравнивается с кодом обратной связи. Для получения кода обратной связи напряжение с пьезоэлектрического вибратора 3 измеряется развязывающим усилителем 11 и через фильтр нижних частот 7 подается на встроенный аналого-цифровой преобразователь 5. Отнимает от кода задания код обратной связи получаем код ошибки, который через программный регулятор напряжения 12 подается на встроенный цифро-аналоговый преобразователь 8, где превращается в пропорциональную кода напряжение управления усилителем мощности 9, которой подключен к высоковольтному трансформатору 10. Напряжение с выхода трансформатора 10 обеспечивает управление пьезоэлектрическим вибратором 3. Таким образом на пьезоэлектрическом вибраторе замыкаются три круга управления - по напряжению, круга стабилизации амплитуды колебаний в диапазоне до 5 кГц и круга генерации ультразвуковых колебаний на резонансной частоте пьезоэлектрического вибратора. Предварительно волновод 19 с помощью шпильки 23, и гайки 20 соединяет пьезокерамические пластины 22 и контактные шайбы 21 с основанием 18, а шпилька 23 изолирована с помощью фторопластовой втулки 23, поэтому при подаче напряжения на контактные шайбы 21 на пьезокерамические пластины 22 действует электрическое поле и благодаря пьезоэффекту пластины 22 изменяют свои размеры. Изменение размеров приводит к перемещению волновод 19 в отверстии корпуса 17. Через постоянное изменение электрического тока возникает соответствующее перемещение волновод 19, который в своей конструкции работает концентратор колебаний и приводит к усилению.

Применение устройства управления колебаниями при точении дает улучшения стружкодробления, улучшения условий процесса резания, повышения стойкости инструмента, уменьшить мощность питания, а также управление жесткости.

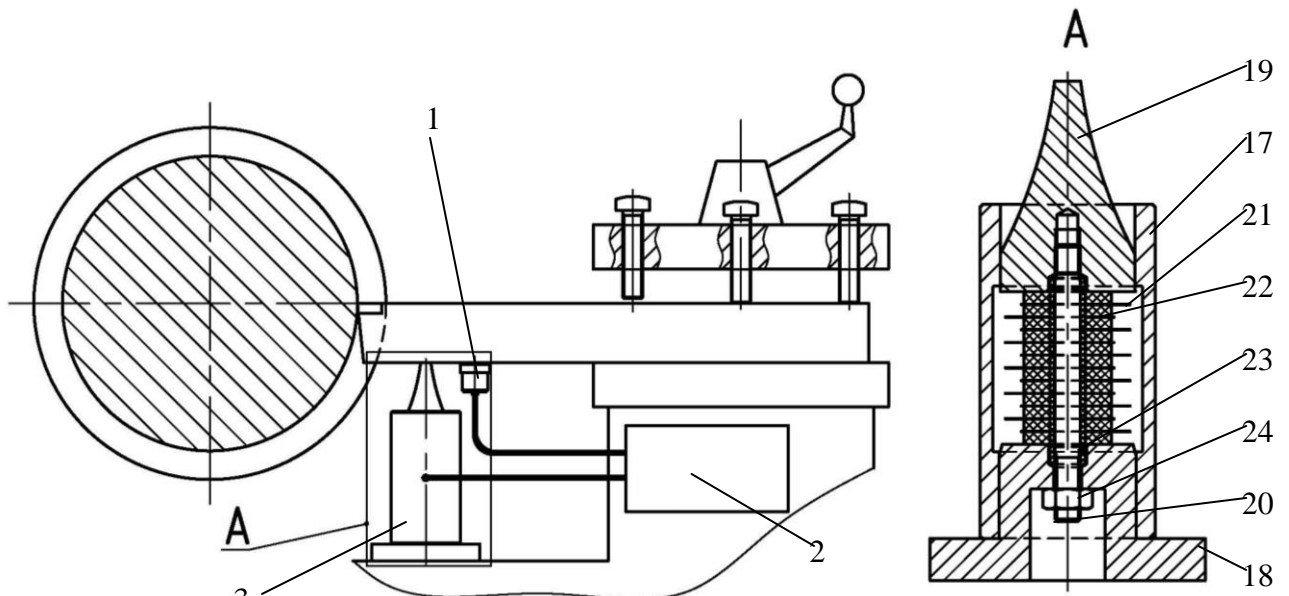


Рис. 1 - Общий вид устройства, установленного на токарном станке

Рис. 2. - вид А

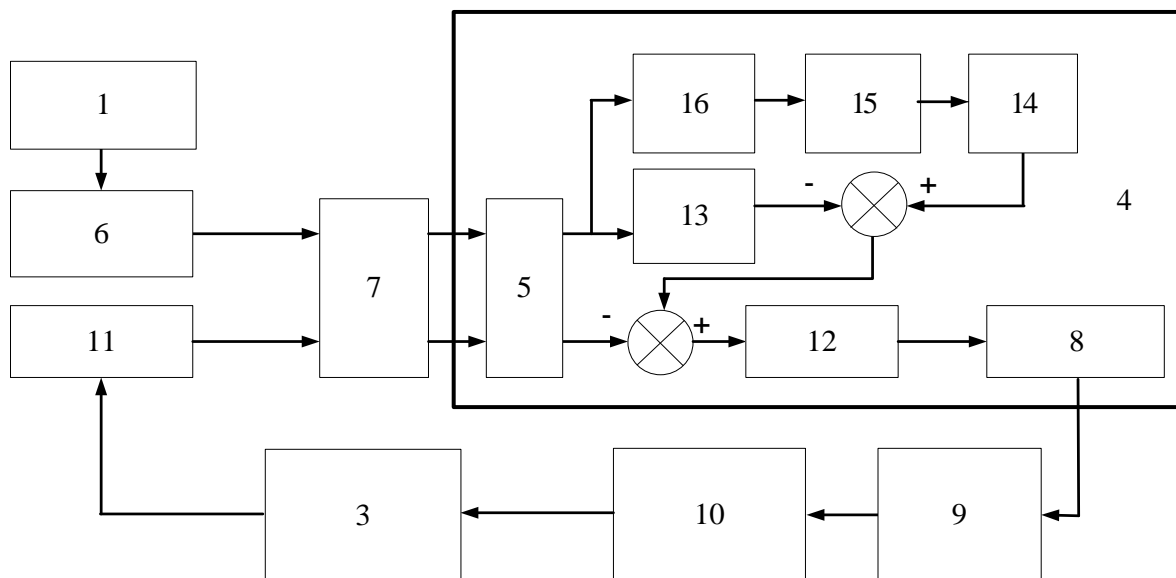


Рис. 3 - Структурная схема системы управления



Рис. 4- Разработанная установка управления колебаниями.

Исследования колебаний производились непосредственно при обработке заготовки прорезным резцом. Регистрация колебаний инструмента проводилась с помощью пьезоэлектрических датчиков, установленных на резце в направлениях составляющих силы резания P_z , P_y , P_x и которые подключены к измерительному усилителю с питанием от аккумулятора. Для измерения мгновенной частоты вращения на шпинделе станка

установлена переходная муфта с датчиком вращения, который подключен к интерфейсному модулю с питанием от сети переменного тока. Измерительный усилитель и интерфейсный модуль подключены к аналого-цифровому преобразователю, а тот в свою очередь к ЭВМ. Полученный с измерительных датчиков сигнал записывался в виде файла на ЭВМ, визуальный контроль производился по дисплею персонального компьютера. Запись процесса обработки выполнялась с частотой дискретизации 57,143 КГц в течение 4 секунд на каждом из принятых режимов обработки, что позволяло получить 37448 дискретных значений каждого измерительного параметра в процессе резания при 3 полных оборотах заготовки.

Анализ полученных экспериментальных данных выполнялся с использованием дискретного преобразования Фурье при помощи пакета Matlab и программного комплекса Lgraph. Предварительно для определения амплитуды колебаний прорезных резцов проводилось векторное суммирование записанных сигналов колебаний в различных направлениях.

Анализ динамических характеристик исследуемого инструмента проводился по амплитудно-частотным характеристикам (спектрограммам). Амплитудно-частотные характеристики инструмента строились после применения к измеренному сигналу дискретного преобразования Фурье (ДТФ). Дискретное преобразование Фурье дает возможность выявить частоты и амплитуды, которые имеют место в зависимом от времени сигнала и определяются следующей зависимостью:

$$F(j\omega) = \int_{-\infty}^{+\infty} f(t)e^{-j\omega t} dt = \sum_{n=0}^{N-1} f(n)e^{-j\omega n} N$$

где $F(j\omega)$ - спектр зависимого от времени сигнала $f(t)$, полученного в результате экспериментальных исследований;

N - количество дискретных значений функции $f(t)$, к которым применяется дискретное преобразование Фурье;

j - мнимая единица.

Для практического применения вычисления дискретного преобразования Фурье применялся программный пакет для математических расчетов Matlab v. 7.0. При помощи Matlab v. 7.0 разработана программа для вычисления ДТФ.

Для вычисления ДТФ в Matlab используется функция FFT(). Исходными данными служит вектор действительных чисел, определяющий временную функцию сигнала Y , и имеющий длину L . Значение переменной L должно быть кратно степени с основанием 2, поэтому определяется по формуле:

$$L = \text{round}(\log_2(M))$$

где round() - функция округления до целого числа в меньшую сторону;

$\log_2()$ - функция логарифма по основанию 2;

M - количество дискретных значений по каналу.

Результат вычислений FFT() является вектор значений ДТФ для $f(x)$, размерность которого совпадает с размерностью преобразовываемого временного сигнала.

В качестве примера на рисунках 5 и 6 показаны измеренные с помощью датчиков вибрации данные колебаний инструмента вдоль осей OZ и амплитудно-частотная характеристика OZ соответственно.

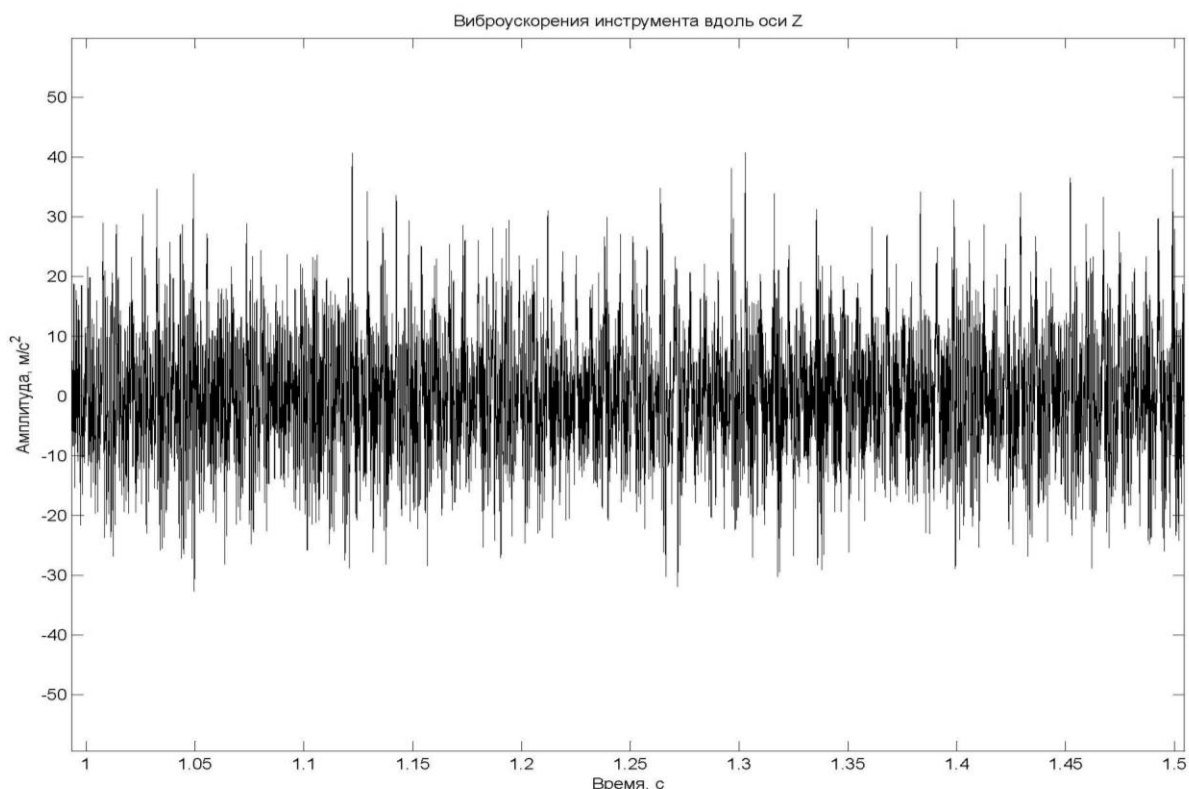


Рис. 5 – Виброускорення прорезного резца измеренного вдоль оси Z. Материал 40ХН2МА, D=210 мм, t=40 мм, S=0.1 мм/об, V= 10 м/мин.

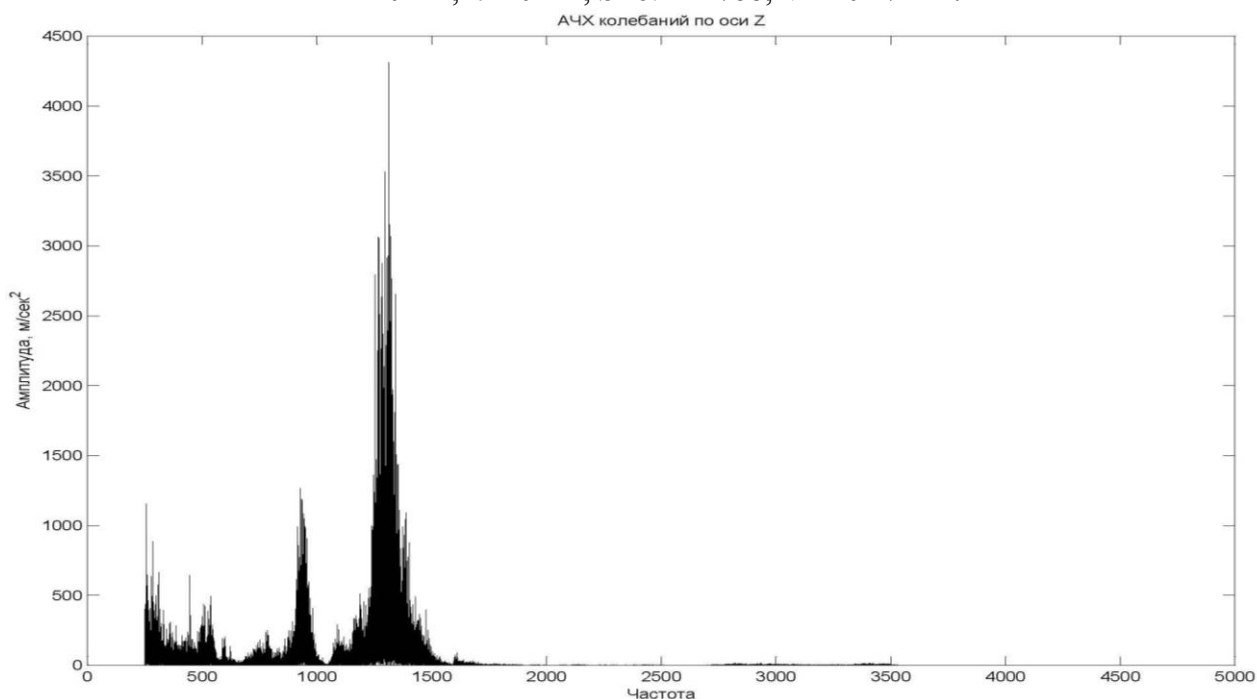


Рис. 6 – АЧХ виброускорення колебаний прорезного резца вдоль оси Z. Материал 40ХН2МА, D=210 мм, t=40 мм, S=0.1 мм/об, V= 10 м/мин.

Выводы

Создан виброизмерительный комплекс, который позволяет в режиме реального времени измерять частоту колебаний и виброускорения, в диапазоне частот от 2 до 12500 Гц, а также мгновенную частоту вращения привода главного движения.

Разработана методика проведения испытаний на виброустойчивость в процессе резания на металлорежущих станках и программное обеспечение обработки получаемых данных.

Перечень источников литературы: 1. Коткин Г.Г. Гузенко В.С. Мироненко Е.В. и др. Системный анализ: оптимизация и принятие решений в механообработке.– Краматорск. ДГМА;1998– 234 с. 2. Мироненко Е.В. Исследование надежности блочных резцов для уникальных станков// Надежность режущего инструмента. Вопросы надежности, оптимального проектирования и эксплуатации инструмента. Сб. Статей. Вып. 5 / Под общ. редакцией В.С. Гузенко и Г.Л. Хаета / Краматорск: ДГМА, 1994.-С.196-209. 3. Остафьев В.А. Расчет динамической прочности режущего инструмента. - М.: Машиностроение, 1979. - 168с. 4. Писаренко Г.С, Лебедев А.А. Деформирование и прочность материалов при сложном напряженном состоянии. - К.: Наукова думка, 1976. - 416с. 5. Казакова Т.В., Мироненко Е.В., Марчук Е.В. Прогнозирование структуры отказов сборных модульных резцов для станков с ЧПУ.// Сб. Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. - Краматорск: ДГМА, 2003. - №14 С.36 - 40. 6. Щуров И.А., Попов М.Ю., Болдырев И.С. Расчет напряжений и деформаций метчиков //Изв. Челяб. науч. центра. - 1999. -№ 2. - С.50 - 53. 7 Бобров В.Ф. Определение напряжений и режущей части металлорежущих инструментов. //Кн. Высокопроизводительное резание в машиностроении. - М.: Наука, 1966. - С.223 - 228.

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

УПРАВЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

Мироненко Е.В., Марчук Е.В.

В данной статье описано создание виброизмерительного комплекса, который позволяет в режиме реального времени измерять частоту колебаний и виброускорения, в диапазоне частот от 2 до 12500 Гц, а также мгновенную частоту вращения привода главного движения.

КЕРУВАННЯ ДИНАМІЧНИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

Мироненко Е.В., Марчук Е.В.

В даній статті описано створення вібровиміральної комплексу, який дозволяє в режимі реального часу вимірювати частоту коливань і віброприскорення, в діапазоні частот від 2 до 12 500 Гц, а також миттєву частоту обертання приводу головного руху.

MANAGE DYNAMIC CHARACTERISTICS

Mironenko E, Marchuk E

In given article describes the creation of complex vybroyzmerytelnoho, who pozvolyaet in real time yzmaryat frequency oscillations and vybrouskorenyya in the range of the frequencies from 2 to 12,500 Hz, as well as the frequency of rotation mhnovennuyu drive the main movement.

Ключевые слова: комплекс, частота, режим, инструмент, привод, вибрация.

Ключові слова: комплекс, частота, режим, інструмент, привід, вібрації.

Key words: complex, frequency, mode, a tool, drive, vybratsyy.

РОЗДІЛ 3 ТЕХНОЛОГІЯ МАШИНОБУДУВАННЯ

УДК.658.564:621.923.

Петраков Ю.В., Писаренко В.В.

НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

yp-86@yandex.ru

ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМУ ФРЕЗЕРУВАННЯ 3-D ПОВЕРХОНЬ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ

Вступ

В умовах сучасного виробництва фрезерування на верстатах з ЧПК є однією з найпоширеніших операцій механічної обробки. Оброблення складних 3D поверхонь, як правило, виконується кінцевими фрезами зі сферичною вихідною інструментальною поверхнею і тому характерною особливістю 3D фрезерування, є труднощі, які пов'язані з призначенням стратегії зрізування припуску. Наявність нерівномірного розподілу припуску вздовж оброблюваної поверхні викликає значні коливання сили різання, досить часто є причиною втрати точності та якості обробленої поверхні. Для програмування верстатів з ЧПК застосовуються САМ системи, які надають можливість вибору стратегій обробки та режиму різання. Проте, вибір стратегії та значень складових режиму різання, в тому числі подачі на рядок проходу різального інструменту, призначається, виходячи із досвіду оператора-програміста, причому надається можливість призначення постійних величин на всьому шляху формоутворюючої траєкторії [1,2]. Консервативність даної методики полягає в тому, що не використовуються можливості верстатів з ЧПК, щодо гнучкого регулювання складових режиму різання, тоді як умови оброблення за формоутворюючою траєкторією є змінними [3]. При такому підході режим різання призначається за умови отримання необхідної якості при обробленні ділянок поверхні з найскладнішими умовами, що приводить до значної втрати продуктивності.

Мета і задача досліджень

Підвищення продуктивності операції 3D фрезерування можна досягнути за рахунок раціонального використання можливостей верстатів з ЧПК, тобто призначення змінного режиму різання з урахуванням особливостей процесу зрізування припуску для відповідних ділянок оброблюваної поверхні, що в комплексі дозволить забезпечити постійну шорсткість за всією обробленою поверхнею. Одним із передових напрямків досліджень, що дозволяє отримати розв'язок даної проблеми, є проектування та розробка систем прогнозуючого моделювання процесу різання [4]. Економічний ефект, від використання подібних систем в виробничих умовах, досягається за рахунок управління подачею по рядках з урахуванням визначеного кроку між рядками, який забезпечує рівномірну шорсткість обробленої поверхні.

Для досягнення поставленої мети потрібно вирішити наступні задачі:

- розробити математичну модель процесу зрізування припуску з урахуванням геометричних особливостей, притаманних обробці 3D поверхонь;
- розробити алгоритм моделювання геометричної взаємодії інструменту і заготовки та методику визначення подачі на рядок для забезпечення постійної шорсткості поверхні при фрезеруванні;
- розробити прикладну програму автоматизованого програмування і перевірити її ефективність на практиці.

Модельовання

Вирішення поставлених задач проводилося для фрезерування фрезою зі сферичною інструментальною поверхнею протезу колінного суглоба людини (рис.1). Така поверхня є найбільш складною для виготовлення – належить до так званих поверхонь, що не розгортаються і охоплює всі можливі випадки. Фрезерування відбувається на верстаті з ЧПК за наступною схемою: заготовка 1 встановлюється в поворотний пристрій (координата A), що закріплений на столі вертикально-фрезерного верстата, який виконує рухи за координатами X і Z, а фреза 2 встановлюється у шпиндель. Таким чином, формоутворення виконується за координатами A і Z, а переміщення на наступний рядок – за координатою X.

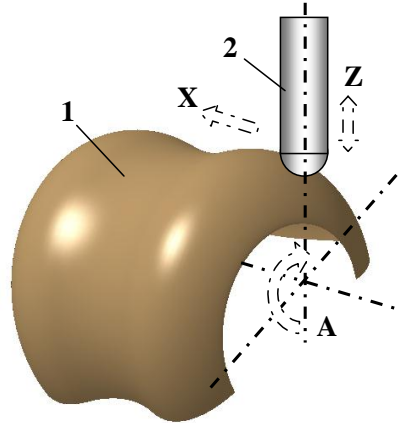


Рис.1. - Схема формоутворення 3D поверхні на вертикально-фрезерному верстаті з ЧПК

Для визначення подачі на рядок, що забезпечуватиме необхідну шорсткість оброблення (за висотою гребінця, що утворюється між сусідніми проходами інструменту), були розглянуті схеми формоутворення рис.2. Оскільки на поверхні ендпротезу присутні місця з різною кривизною (від опуклих до увігнутих) схеми формоутворення мають охоплювати всі такі випадки. Детермінована складова шорсткості обробленої поверхні утворюється при перетині двох сусідніх положень сферичної фрези при зміні кривизни оброблюваної поверхні. Розрахунок цієї складової подачі дозволить розрахувати крок зміни подачі «на рядок», що необхідно для програми управління формоутворенням.

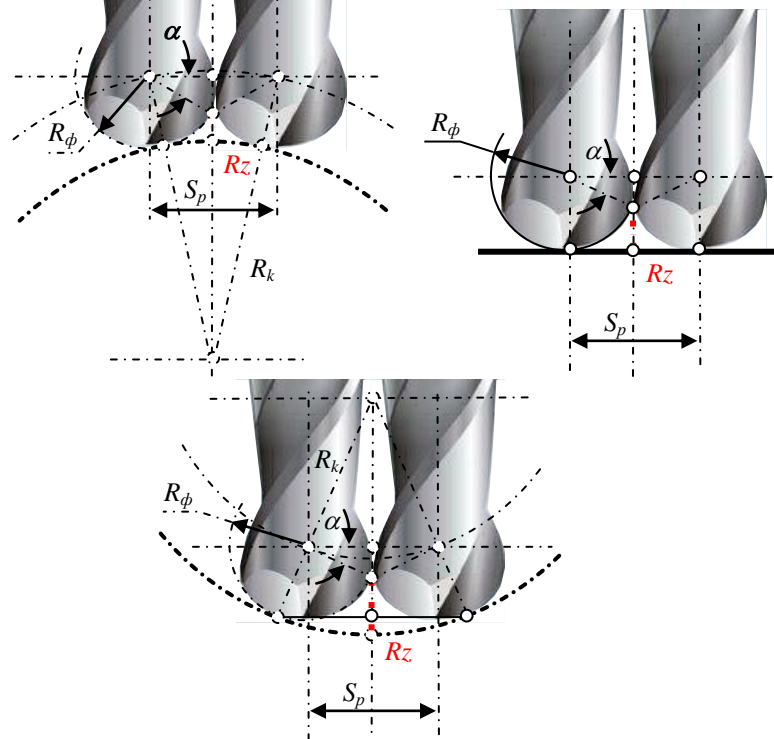


Рис.2. - Схеми формоутворення для поверхонь: а) – опукла, б) – плоска, в) – увігнута

Оскільки центр фрези рухається за формоутворюючою траєкторією з певною подачею, то подача S_p на рядок визначається також за цією траєкторією. Отже, з геометричних співвідношень схеми за рис.2, а при фрезеруванні випуклої поверхні:

$$R_z = \sqrt{(R_k + R_\phi)^2 - (S_p / 2)^2} - R_k - R_\phi \sin \alpha, \quad (1)$$

де R_k – радіус кривизни, R_ϕ – радіус фрези, S_p подача на рядок, кут α розраховується за залежністю:

$$\alpha = \arccos(S_p / 2R_\phi). \quad (2)$$

Аналогічно можна отримати залежності для випадку фрезерування плоскої поверхні – рис.2, б:

$$R_z = R_\phi - \sqrt{R_\phi^2 - (S_p / 2)^2} \quad (3)$$

і увігнутої поверхні – рис.2, в:

$$R_z = \sqrt{(R_k - R_\phi)^2 - (S_z / 2)^2} + R_k - R_\phi \sin \alpha. \quad (4)$$

Радіус кривизни поверхні, що обробляється у залежностях (1) і (4) приймається зі знаком «+» для випуклої поверхні і зі знаком «-» для увігнутої. Для аналізу впливу кривизни поверхні, що обробляється і радіуса фрези на висоту гребінця була розроблена прикладна програма, інтерфейс якої представлений на рис.3.

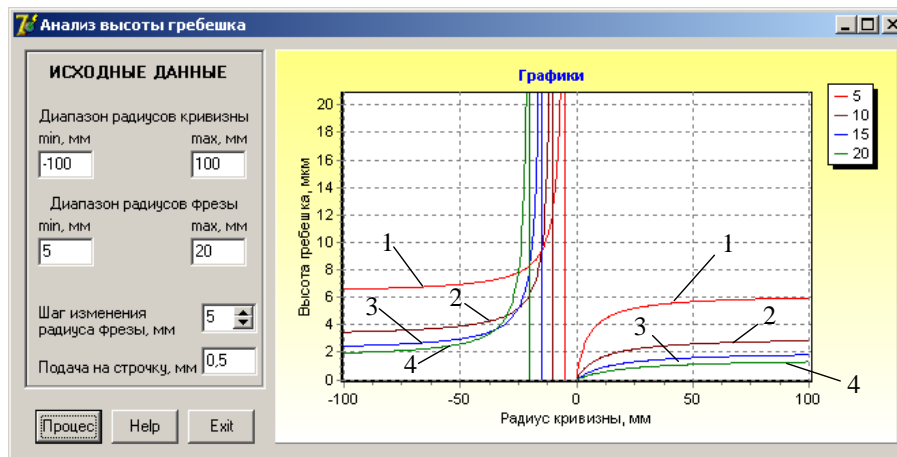


Рис.3. - Интерфейс програми моделювання

Лініями 1 представлені залежності висоти гребінця від радіуса кривизни при радіусі фрези $R_\phi=5\text{мм}$, лініями 2 - $R_\phi=5\text{мм}$, лініями 3 - $R_\phi=5\text{мм}$ і лініями 4 - при $R_\phi=5\text{мм}$. Програма дозволяє змінювати величину подачі на рядок і досліджувати вплив цієї складової режиму різання на висоту гребінця. Слід зауважити, що розрахована таким чином висота гребінця дає тільки детерміновану складову шорсткості поверхні, що обробляється, а для прогнозування з урахуванням випадкових складових необхідно користуватися методикою, яка представлена в роботі [5].

Отже, для вирішення цієї задачі необхідно мати масив радіусів кривизни поверхні, що обробляється. Оскільки поверхня деталі представлена у вигляді цифрових масивів, для розрахунку масивів радіусів кривизни доцільно скористатися чисельними методами [3], які розраховують похідні від цифрового масиву як розділені різниці. На рис.4 представлені графік залежності радіусу кривизни поверхні (лінія 1) в одному перетині складної 3D поверхні протезу за координатою Z (лінія 2).

За методикою, що викладена в роботі [6], з урахуванням геометричних залежностей формоутворення, була розроблена прикладна програма автоматизованого програмування вертикально-фрезерного верстата з ЧПУ для виготовлення протезу колінного суглоба людини за схемою формоутворення, яка представлена на рис.1. Прикладна програма дозволяє за вихідним файлом цифрової моделі протезу, який звичайно представляється в

Декартовій системі координат, спроектувати файл управління безпосередньо у G-кодах для фрезерування зі змінною величиною подачі на рядок для забезпечення рівномірної шорсткості за всією поверхнею. Одна з процедур створеного програмного продукту використовує математичну модель утворення гребінця, що представлена вище. За залежностями (1) - (4) в функції фактичної кривизни поверхні у місці, що обробляється, автоматично визначається величина подачі на рядок що забезпечуватиме призначену величину шорсткості поверхні.

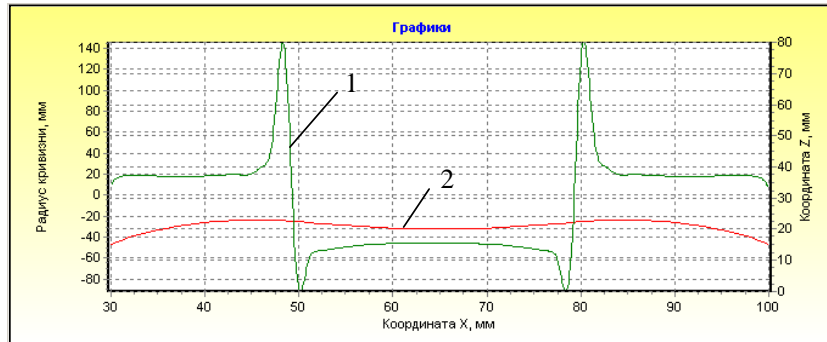


Рис.4. - Залежність радіуса кривизни вздовж перетину 3D поверхні

Експериментальні дослідження

За допомогою створеного програмного забезпечення були спроектовані три управляючих програми у вигляді файлів у G-кодах для виготовлення трьох різних за формою протезів. Причому у вихідних умовах були прийняті різні значення шорсткості обробленої 3D поверхні. Обробка усіх 3-х ендопротезів здійснювалась на вертикально-фрезерному верстаті моделі Schaublin 60 (рис.5, а) з застосуванням поворотного столу. Таким чином була реалізована запропонована схема формоутворення (рис.5, б).

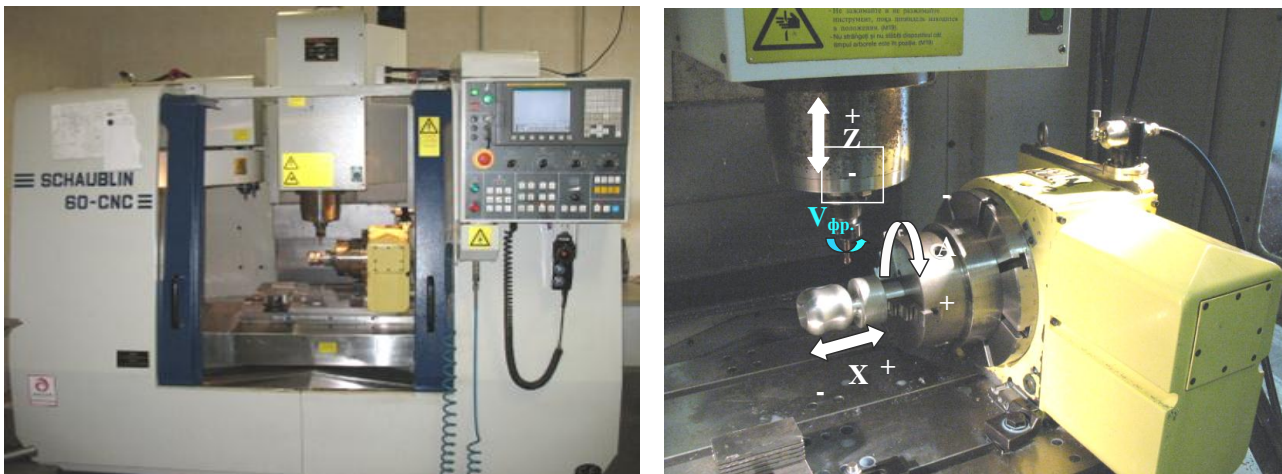


Рис.5. - Умови проведення експерименту: а) загальний вигляд верстату; б) - схема формоутворення робочої поверхні ендопротеза

Для експериментальних досліджень моделі протезів виготовлялися з алюмінієвого сплаву Д16, у якості інструменту застосована кінцева сферична фреза діаметром 10мм, довжина різальної частини 25мм (виробник – Corlooy), частота обертання фрези – 3000 об/хв.

В результаті експериментів було виготовлено 3 ендопротези колінних суглобів людини, фото яких зображено на рис.6.

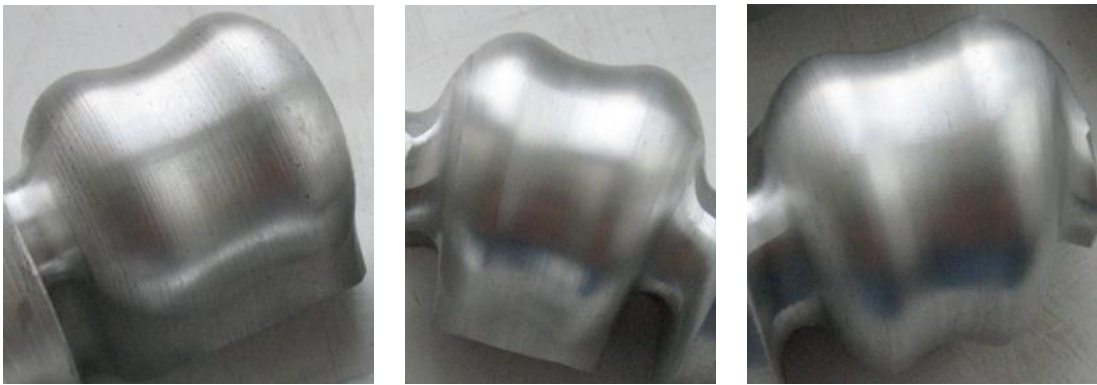


Рис.6. - Загальний вигляд виготовлених ендопротезів колінних суглобів

Вимірювання шорсткості поверхні здійснювалось контактним методом безпосередньо на оброблених зразках. В якості обладнання використовувався цифровий профілограф профілометр моделі 252. Вимірювання виконувалось в 2-х напрямках паралельних осі ендопротеза (співпадає з подачею на рядок сферичної фрези), в 3-х місцях та повторювалось тричі в кожному місці. Складність задачі визначення шорсткості полягає у тому, що поверхня, яка вимірюється, має змінну кривизну. Тому була розроблена прикладна програма для вирівнювання результатів цифрового масиву профілограми за теоретичним профілем перерізу ендопротеза, що вимірюється. Прикладна програма дозволяє зчитувати дані з профілографу, будувати отриману нерівність поверхні та за розробленими алгоритмами визначати параметри шорсткості поверхні Ra та Rz , що досліджуються (рис.7).

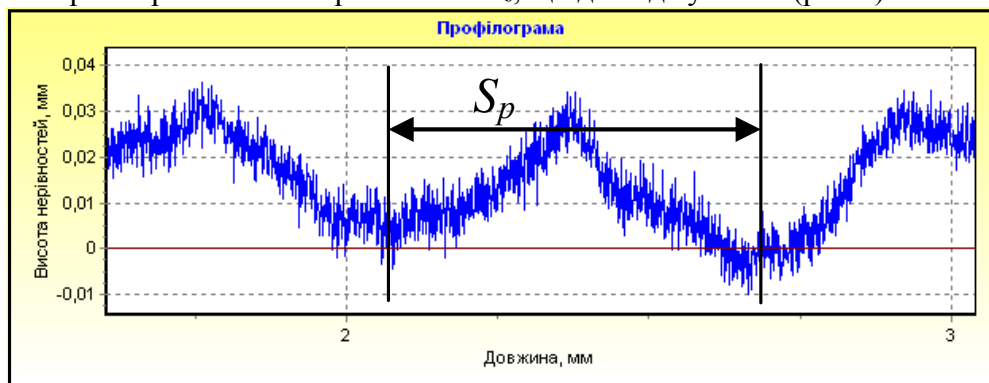


Рис.7. - Оброблена профілограма обробленої поверхні з ладанною висотою гребінця 30 мкм

Основні характеристики шорсткості поверхні за ГОСТ 2189-82 визначалися на базовій довжині l вимірювань [7]. Кількісна оцінка шорсткості проводилась від середньої лінії m профілю, яка має форму номінального профілю і проведена так, що в межах базової довжини середнє квадратичне відхилення дійсного профілю до цієї лінії буде мінімальним. Проведені виміри доказали адекватність розробленої методики.

Порівняння за подачею на рядок показує, що, наприклад, при заданій шорсткості 10 мкм і фрезеруванні кінцевою сферичною фрезою $\varnothing 20$ мм подача на рядок має змінюватись від 1,14мм до 0,77мм на різних ділянках поверхні. Отже, для досягнення необхідної шорсткості при постійному значенні подачі на рядок, яке визначається найгіршими умовами різання необхідно приймати 0,77мм. Таким чином, в цьому випадку вигравш в продуктивності при управлінні подачею на рядок складає не менш ніж 25%. Якщо ж оброблення буде виконуватись фрезою $\varnothing 40$ мм, що допускається за кривизною увігнутих ділянок, то вигравш продуктивності складає вже 46%.

Висновки

1. Проектування управляючої програми для фрезерування складних 3D поверхонь має ураховувати математичну модель формоутворення, що забезпечує задані параметри шорсткості за всією поверхнею, яка обробляється.
2. Оцінювання параметрів шорсткості 3D поверхні доцільно проводити за розробленою методикою, вирівнюючи отриману профілографу за теоретичним профілем у місці виміру.
3. Проведена практична апробація підтвердила адекватність запропонованої методики і гарантування підвищення продуктивності, причому вираш тим більший чим ближче обраний діаметр фрези до максимально допустимої величини і чим більше зміна кривизни поверхні.
- 4.

Перечень источников литературы: 1. Батарев Н. Unigraphics Veicut и станки Hermle // ж. CADmaster №2, 2008.- С.22-27. 2. Волков И. Vericut — производственный комплекс на рабочем столе // ж. САПР и графика №4, 2003, С.7-12. 3. Петраков Ю.В. Автоматичне управління процесами обробки матеріалів різанням. – УкрНДІАТ, Київ, 2004.-383с. 4. Петраков Ю.В. Розвиток САМ-систем автоматизованого програмування верстатів з ЧПУ. – Січкач, Київ, 2011.-221с. 5. Петраков Ю.В., Драчев О.И. Моделирование процессов резания. – Старый Оскол: ТНТ, 2011.-240с. 6. Петраков Ю.В., Писаренко В.В. Підготовка програми шліфувального верстату з ЧПК для виготовлення штучного суглоба людини // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць, вип.40. – Донецьк: ДонНТУ, 2010.-С.200-206. 7. Никифоров А.Д. Взаимозаменяемость, стандартизация и технические измерения. –М.: Высшая школа, 2007.-512с.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ РЕЖИМА РЕЗАНИЯ 3D ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ КАЧЕСТВА

Петраков Ю.В., Писаренко В.В.

Представлена методика прогнозирующего моделирования шероховатости при фрезеровании сложной 3-D поверхности. Методика базируется на расчете переменной величины подачи на строчку, которая обеспечивает постоянную шероховатость по всей поверхности. Методика и разработанная на ее базе прикладная программа проектирования управляющей программы для станка с ЧПУ использована при фрезеровании протеза коленного сустава человека. Экспериментально доказано, что использование данной методики обеспечивает постоянную шероховатость поверхности на разных участках протеза. Разработана прикладная программа для оценивания параметров шероховатости 3D поверхности. Доказано повышение производительности в сравнении с обработкой при постоянной подаче на строку не менее чем в 1,25 раза.

ВИЗНАЧЕННЯ РЕЖИМУ РІЗАННЯ 3D ПОВЕРХОНЬ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ

Петраков Ю.В., Писаренко В.В.

Наведена методика прогнозуючого моделювання шорсткості при фрезеруванні складної 3-D поверхні. Методика базується на визначенні змінної величини подачі на рядок, що забезпечує постійну шорсткість за всією поверхнею. Методика і розроблена на її базі прикладна програма проектування управляючої програми для верстата з ЧПК застосована при фрезеруванні ендопротеза колінного суглобу людини. Експериментально доведено, що застосування даної методики забезпечує постійну шорсткість поверхні на різних ділянках ендопротеза. Розроблено прикладні програми для оцінювання параметрів шорсткості 3D поверхні. Доведено підвищення продуктивності у порівнянні з обробленням при постійній подачі на рядок не менш ніж в 1,25 рази.

DEFINITION OF CUTTING REGIME 3D SURFACES FOR QUALITY ASSURANCE

Petrakov Y.V., Pisarenko V. V.

Available methods of predictive modelling of roughness in milling complex 3-D surfaces. The technique is based on the calculation of the variable to the line, which provides constant roughness on the surface. Technique and developed on its basis an application program design for machine control program used CNC milling knee prosthesis. Experimentally proved that the use of this methodology enables constant surface roughness on different sections of the prosthesis. Developed soft for 3D surface roughness parameters estimation. Proven performance in comparison with the processing, with the constant feed line not less than 1.25 times.

Ключові слова: фрезерування 3D поверхонь, режим різання, подача на рядок, протез колінного суглоба людини.

Ключевые слова: фрезерование 3D поверхностей, режим резания, подача на строку, протез коленного сустава человека.

Keywords: milling of 3D surfaces, mode of cutting, feed for a string, a knee prosthesis.

УДК 621.73.06-52

Михайлов А.Н., Михайлов Д.А., Михайлова Е.А.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И КЛАССИФИКАЦИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Введение

Научно-технический прогресс постоянно требует от технологов решения вопросов кардинального повышения качества изделий машиностроения, а также обеспечения качественно новой совокупности свойств и меры их полезности. Это особенно необходимо для изделий, работающих в сложных условиях эксплуатации, к которым предъявляются высокие требования к свойствам. В эксплуатационных условиях на изделия действует целое множество различных функций. Причем эти функции имеют переменные параметры действия, что в ряде случаев приводит к быстрому выходу изделия из строя и снижению эксплуатационных свойств машины или технологической системы. Это требует обеспечения изделиям машиностроения новых нетрадиционных свойств [1, 2, 3].

Для решения этих вопросов потребны нетрадиционные подходы в создании принципиально новых технологий, позволяющих решать сложные задачи создания машин нового поколения с композицией свойств, получаемых за счет применения различных по значимости технологий [4].

Целью данной работы является повышение качества изделий машиностроения на основе специальных композиционных технологий путем разработки общего подхода их создания базирующегося на сочетании не менее двух различных по значимости технологий на основе принципов композиции, количество которых определяется числом различных направлений обеспечения свойств изделий.

Основные особенности создания композиционных технологий

Одним из направлений создания технологий нового класса является разработка композиционных технологий [4]. Процесс создания композиционных технологий базируется на принципах композиции различных по значимости технологий, а именно: технологий по виду методов, технологий по классу технологических воздействий, технологий по типу производства, ..., технологий по организационно-технологической формам технологий, ..., технологий по классу организационно-технологических форм технологий.

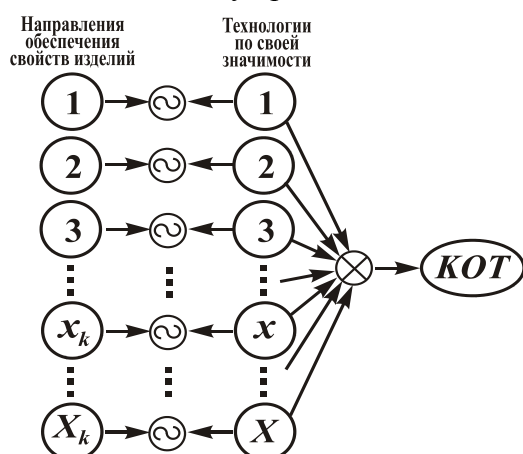


Рис. 1. -Гипотетическая схема синтеза композиционных технологий

На рис. 1 представлена гипотетическая схема синтеза композиционных технологий на базе бинарного соответствия направлений обеспечения свойств и технологий по своей значимости. Здесь показано: 1, 2, 3, ..., x_k , ..., X_k - номера направлений обеспечения свойств изделий; 1, 2, 3, ..., x_k , ..., X_k - номера вариантов технологий по своей значимости; \odot - знак бинарного соответствия направлений обеспечения свойств и технологий по своей значимости; \otimes - знак композиции различных по значимости технологий. В соответствии с рис. 1 композиция структуры композиционных технологий выполняется на базе бинарного соответствия направлений обеспечения свойств изделий и технологий по своей значимости.

Композиционная технология это не сумма нескольких технологий или их прямое

соединение в единую технологию. Это нечто новое, более значимое в технологии машиностроения, позволяющее обеспечивать изделиям качественно новую совокупность свойств и меру полезности. Композиционная технология это новый класс организационно-технологической формы технологии. Процесс создания этих технологий базируются на следующих принципах композиции:

1. Совместимости структуры технологий.
2. Единства и общности структуры соединяемых технологий.
3. Способности соединяемых технологий к гибридизации.
4. Управляемости технологическими воздействиями и свойствами изделий.
5. Действия между технологиями итерационно-рекуррентных связей.
6. Способности композиционной технологии к реализации качественно новых методов технологических воздействий и принципов преобразования свойств изделий.
7. Обеспечения качественно новой совокупности свойств и меры полезности.

Рассмотрим основные особенности создания этих технологий. При этом дадим определение – что такое композиционная технология.

Композиционная технология – это специальная технология, структура которой образовывается сочетанием не менее двух различных по значимости технологий на основе принципов композиции, количество которых определяется числом направлений обеспечения свойств изделий.

Процесс сочетания и соединения технологий в композиционную технологию базируется на следующем множестве различных по значимости технологий:

1. На технологиях T_1 , структурирующихся по виду методов обработки (механической, термической, химической обработки, ..., комбинированной обработки).

2. На технологиях T_2 , образованных по классу технологических воздействий (традиционные технологии, макро-, микро- и нанотехнологии).

3. На технологиях T_3 , формирующихся по типу производства (единичное, серийное и массовое производство).

х. На технологиях T_x , подразделяющихся по организационно-технологической форме (единичные, типовые, групповые и модульные технологии).

X. На технологиях T_X , определяющихся по классу организационно-технологической формы технологий (обычные технологии, функционально-ориентированные технологии).

Таким образом, композиционная технология структурируется на множестве следующих технологий:

$$KOT = \{ T_1, T_2, T_3, \dots, T_x, \dots, T_X \} ; \quad (1)$$

KOT – композиционная технология, состоящая из X технологий; T_x - x -я технология;

X – общее количество различных технологий (признаков).

Генерирование полного множества различных вариантов композиционных технологий можно выполнять на базе следующей морфологической матрицы:

$$KOT = \left\| \begin{array}{cccccc} T_{11} & T_{12} & T_{13} & \dots & T_{1k} & \dots & T_{1K} \\ T_{21} & T_{22} & T_{23} & \dots & T_{2l} & \dots & T_{2L} \\ T_{31} & T_{32} & T_{33} & \dots & T_{3m} & \dots & T_{3M} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ T_{x1} & T_{x2} & T_{x3} & \dots & T_{xp} & \dots & T_{xP} \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ T_{X1} & T_{X2} & T_{X3} & \dots & T_{Xr} & \dots & T_{XR} \end{array} \right\| ; \quad (2)$$

где $T_x = \{T_{x1}, T_{x2}, T_{x3}, \dots, T_{xp}, \dots, T_{xP}\}$ - варианты x -й технологии (варианты x -го признака);

$K, L, M, \dots, P, \dots, R$ – мощности (количество) вариантов технологий 1, 2, 3, ..., x , ..., X соответственно.

Можно отметить, что каждый элемент матрицы (2) может состоять из следующих элементов или операций:

$$T_{ij} = \{t_{ij1}, t_{ij2}, t_{ij3}, \dots, t_{ijg}, \dots, t_{ijG}\} ; \quad (3)$$

где T_{ij} - любой элемент матрицы (2), располагающийся в i -й строке и j -м столбце;

t_{ijg} - g -й элемент (операция) множества T_{ij} ;

G – мощность множества T_{ij} .

В морфологической матрице (2) окружностями и связями показан один из возможных укрупненных вариантов структуры композиционной технологии. Перебирая структурные варианты композиционных технологий матрицы (2) на базе морфологического подхода генерируется полное множество возможных вариантов композиционных технологий. На базе генерированного множества выполняется выбор оптимального, доминирующего или рационального варианта композиционной технологии обработки конкретного изделия.

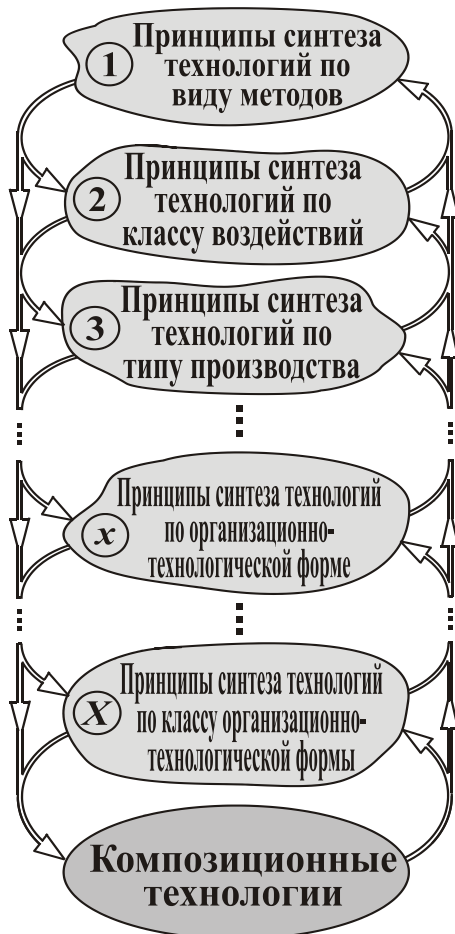


Рис. 2. - Схема связей между этапами синтеза композиционных технологий

Под композицией технологий понимается образование из нескольких технологий новой технологии с качественно новыми свойствами технологических воздействий орудий и средств обработки, обеспечивающих реализацию заданных, требуемых или предельных свойств изделий. Процесс образования композиционной технологии базируется на следующих закономерностях:

1. На итерационно-рекуррентных связях, действующих между технологиями и этапами проектирования (рис. 2).
2. На образовании при композиции технологий принципиально новых решений.
3. На определении состава композиционной технологии (количество технологий) по числу направлений обеспечения свойств композиционной технологии.
4. На формировании структуры композиционной технологии на основе структуры показателей качества изделий.
5. На процессе поэтапного проектирования композиционной технологии из нескольких различных технологий, представляемых в виде оболочек множеств особенностей проектирования этих технологий.
6. На управлении свойствами изделий на базе функционально-ориентированного подхода.

Принципиально новые решения формируются на пересечении известных принципов, причем это не сумма известных принципов - это принципиально новое решение. Этот процесс можно представить на базе операции, производящей из двух принципов a и b третий принцип:

$$c = a \otimes b ;$$

⊗ - знак композиции принципов *a* и *b*.

Можно отметить, что состав композиционной технологии (количество технологий) определяется по числу направлений обеспечения свойств изделий (рис. 1).

Можно отметить, что композиционная технология базируется на композиции структур нескольких технологий:

$$Str_k \{T, A\} = \bigotimes_{x=1}^X Str_x \{T_x, A_x\}, \quad (5)$$

где $Str_k \{T, A\}$ - структура композиционной технологии, состоящая из множества T элементов (операций) и множества A отношений (связей) на множестве T ;

$Str_x \{T_x, A_x\}$ - структура x -ой технологии, состоящая из множества T_x элементов (операций) и множества A_x отношений (связей) на множестве T_x ;

X - общее количество (мощность множества) соединяемых технологий в композиционную технологию.

Общий подход создания композиционных технологий

Общий подход создания композиционных технологий основывается на ряде положений. Прежде всего, процесс проектирования композиционной технологии выполняется поэтапно на множестве параметров каждой технологии, который можно представить в виде оболочек множеств различных по значимости технологий, представленных на рис. 3. В целом общий подход в создании композиционных технологий базируется на многоуровневом проектировании структуры технологии в оболочках X

уровней. Здесь оболочки технологий структурируются следующим образом:

1. Оболочка синтеза технологий по виду методов.
2. Оболочка синтеза технологий по классу воздействий.
3. Оболочка синтеза технологий по типу производства.
- x . Оболочка синтеза технологий по организационно-технологической форме.
- X . Оболочка синтеза технологий по классу организационно-технологической формы.

Следует отметить, что между оболочками действуют итерационно-рекуррентные связи, что позволяет синтезировать и корректировать структуру композиционного технологического процесса.

Итерационно-рекуррентные связи между отдельными

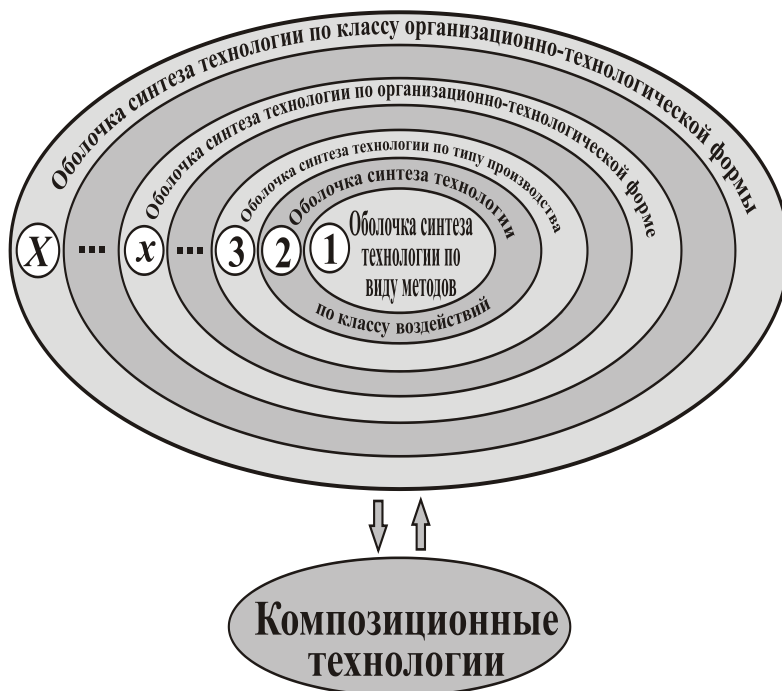


Рис. 3. - Многоуровневый синтез композиционных технологий в оболочках X

этапами проектирования технологий позволяют, во первых - последовательно выполнять

синтез структуры технологического процесса на базе всех этапов композиционных технологий, во вторых - производить возврат процесса проектирования на предыдущие этапы и корректировать разработанную ранее структуру технологического процесса, и в третьих - при синтезе технологии обходить отдельные этапы проектирования как в прямом, так и в обратном направлениях. Этот подход дает возможность вести композицию, синтезировать и корректировать композиционную технологию.

Можно заметить, что ядром процесса проектирования этих технологий являются комбинированные или гибридные технологии, внешняя оболочка базируется на принципах функционально-ориентированных технологий, промежуточные оболочки формируются на основе различных по значимости технологий, том числе макро-, микро- и нанотехнологий.

Следует отметить, что для создания различных композиционных технологий возможно применение оболочек и других уровней. Увеличивая количество оболочек при синтезе композиционной технологии можно увеличить мощность многообразия направлений повышения качества изделий машиностроения. А также возможно исключение некоторых оболочек технологий в процессе синтеза композиционной технологии.

Классификация композиционных технологий

На рис. 4 представлены основные характеристики композиционных технологий. Они базируются на следующих параметрах: основные признаки; условия композиции; особенности композиции; свойства изделий.

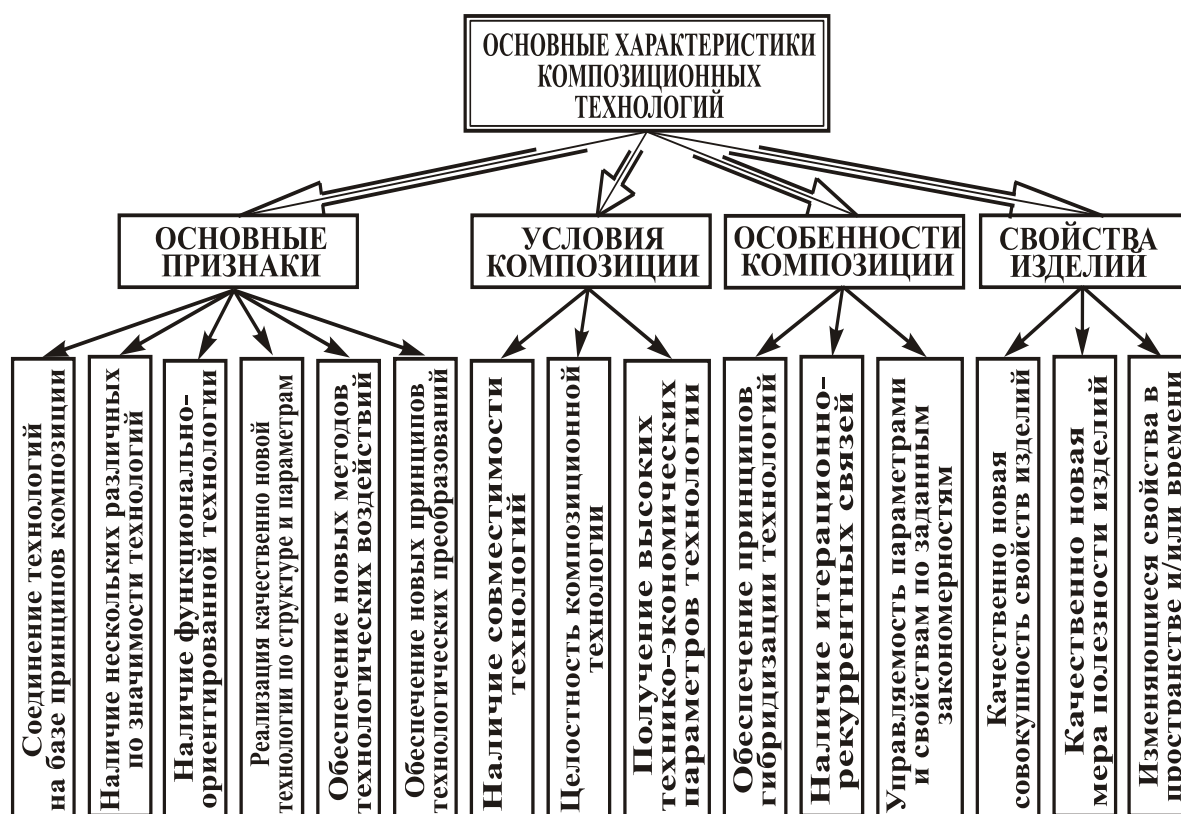


Рис. 4. - Основные характеристики композиционных технологий

Рассмотрим представленные на рис. 4 основные характеристики композиционных технологий.

Основные признаки композиционных технологий можно подразделить следующим образом: соединение технологий на базе принципов композиции; наличие нескольких различных по значимости технологий; наличие функционально-ориентированной

технологии; реализация качественно новой технологии по структуре и параметрам; обеспечение новых методов технологических воздействий; обеспечение новых принципов преобразования изделий.

Композиционные технологии имеют следующие особенности: обеспечение принципов гибридных технологий; наличие итерационно-рекуррентных связей; управляемость параметрами и свойствами по заданным закономерностям.

Процесс соединения технологий в композиционную технологию должен основываться на реализации принципов гибридных технологий, а именно они должны иметь помесь свойств технологий. Гибридная технология это помесь не менее двух технологий по структуре и свойствам, оказывающих взаимное влияние друг на друга, усиливающих действие каждой из них и выполняемых новыми методами, производящих преобразование свойств изделий нетрадиционными принципами, которые позволяют обеспечивать качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий. При этом в процессе проектирования композиционной технологии ее синтез выполняется на базе итерационно-рекуррентных связей. Это позволяет последовательно решать вопросы создания, уточнения и дополнения количества, состава и структуры композиционной технологии. Итерационно-рекуррентные связи в сочетании с принципами функционально-ориентированных технологий дают возможность управлять параметрами и свойствами изделий по заданным закономерностям.

Также следует отметить, что к основным характеристикам композиционных технологий можно отнести следующие параметры: качественно новая совокупность свойств изделий; качественно новая мера полезности изделий; изменяющиеся в пространстве и/или времени свойства изделий.

На рис. 5 представлена классификация композиционных технологий, которые подразделяются следующим образом:

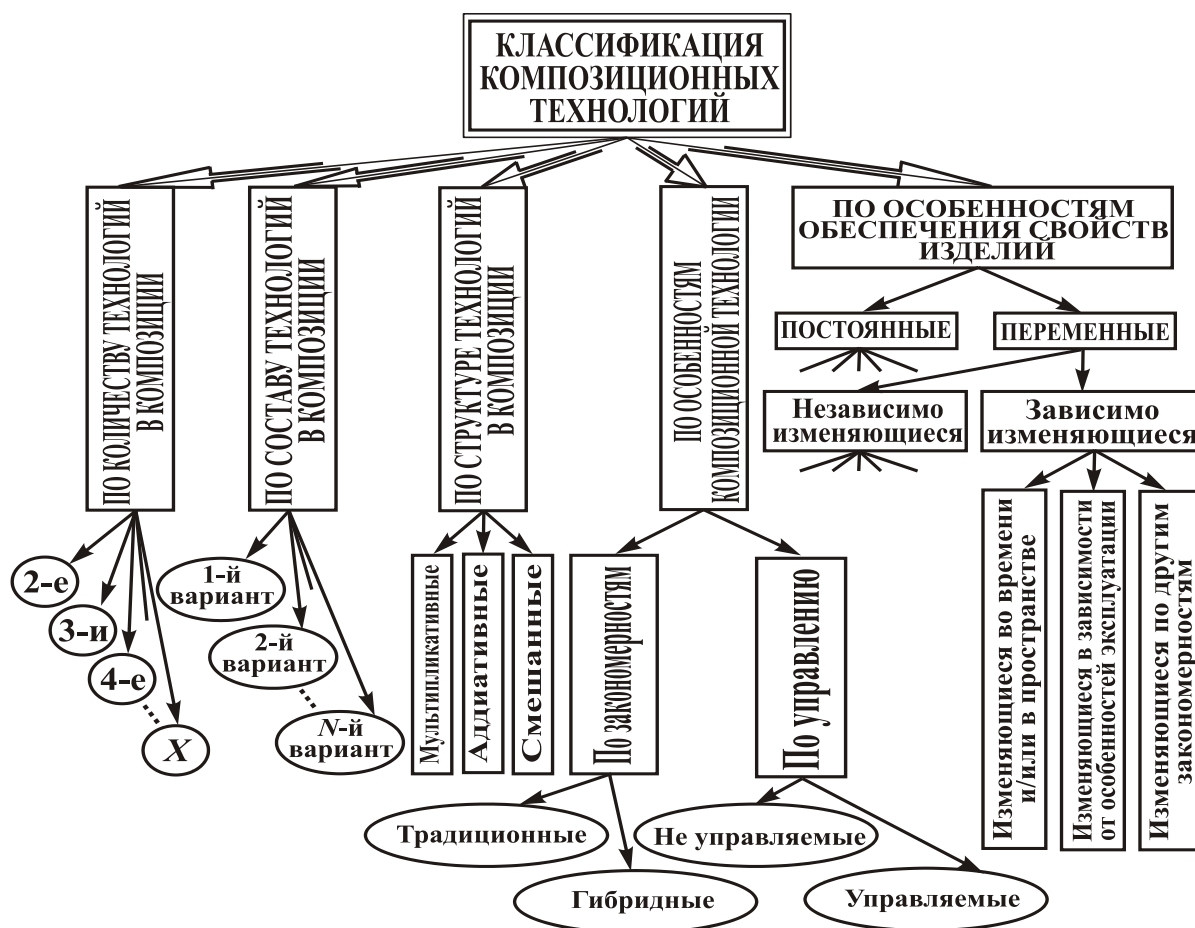


Рис. 5. - Классификация композиционных технологий

- по количеству технологий в композиции;
- по составу технологий в композиции;
- по структуре технологий в композиции;
- по особенностям композиционной технологии;
- по особенностям обеспечения свойств изделиям.

Приведенная классификация позволяет решать вопросы определения структуры композиционной технологии в зависимости от необходимых технико-экономических параметров изготовления изделий.

Таким образом, приведенные характеристики позволяют выявить начальные условия проектирования композиционных технологий, а с помощью разработанной классификации определять варианты и особенности их проектирования.

Выводы

В представленной работе разработан новый класс организационно-технологических форм технологий – композиционные технологии. Эти технологии обеспечивают качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий машиностроения. Выполненные исследования позволили разработать основы проектирования этих технологий. Разработанные основы синтеза композиционных технологий показывает технологам путь создания качественно новых технологий, технологий нового класса, обеспечивающих качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий машиностроения. Этот подход позволяет видеть взаимосвязи и применять целостность как принцип проектирования технологий нового поколения.

Перечень источников литературы: 1. Суслов А.Г. Технология машиностроения: Учебник для студентов машиностроительных специальностей вузов. – М.: Машиностроение, 2004. – 400 с. ISBN 5-217-03223-5. **2.** Физико-технологические основы методов обработки / Под ред. А.П. Бабичева. – Ростов н/Д: Феникс, 2006. – 409 с. – ISBN 5-222-09330-1. **3.** Михайлов А.Н. Основы синтеза функционально-ориентированных технологий. – Донецк: ДонНТУ, 2009. – 346 с. - ISBN 966-7907-24-4. **4.** Михайлов А.Н., Михайлова Е.А., Михайлов Д.А. Основы синтеза композиционных технологий машиностроения // Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні / Вісник Національного університету «Львівська політехніка». № 713 – Львів: НУ «Львівська Політехніка», 2011. С. 23 - 31. ISSN 0321-0499.

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

ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ И КЛАССИФИКАЦИИ КОМПОЗИЦИОННЫХ ТЕХНОЛОГИЙ МАШИНОСТРОЕНИЯ

Михайлов А.Н., Михайлов Д.А., Михайлова Е.А.

В представленной работе разработан новый класс организационно-технологических форм технологий – композиционные технологии. Эти технологии обеспечивают качественно новую совокупность свойств и меру полезности изделий машиностроения. Выполненные исследования позволили разработать основы проектирования этих технологий.

ОСОБЛИВОСТІ ПРОЕКТУВАННЯ ТА КЛАСИФІКАЦІЇ КОМПОЗИЦІЙНИХ ТЕХНОЛОГІЙ МАШИНОБУДУВАННЯ

Михайлов О.М., Михайлов Д.А., Михайлова Е.А.

У представленій роботі розроблен новий клас організаційно-технологічних форм технологій - композиційні технології. Ці технології забезпечують якісно нову сукупність властивостей і міру корисності виробів машинобудування. Виконані дослідження дозволили розробити основи проектування цих технологій.

DESIGN FEATURES AND CLASSIFICATION COMPOSITE TECHNOLOGY ENGINEERING

Mikhailov, A. Mikhailov, DA Mikhailova, EA

In this paper, a new class of organizational and technological forms of technology - composite technology. These technologies provide a qualitatively new set of properties and a measure of the usefulness of engineering products. Completed research allowed to develop design principles of these technologies.

Ключевые слова: проектирование, классификация, композиционные технологии, машиностроение.

Ключові слова: проектування, класифікація, композиційні технології, машинобудування.

Key words: design, classification, composite technology, engineering.

УДК. 621.762:539.638

Клименко С.А., Манохин А.С., Копейкина М.Ю.
 Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины

ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ АЛМАЗНОГО МИКРОТОЧЕНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЙ ОПТИКИ

Введение

Эксплуатационные характеристики деталей оптических систем обусловлены специфическими требованиями к состоянию рабочих поверхностей. Выполнение этих требований обеспечивает высокие показатели светоотражения. Наиболее значимой характеристикой, обуславливающей отражательную способность поверхностей изделий оптики, является высота микронеровностей, сформированных в процессе обработки.

Перспективным методом формообразования поверхностей изделий оптики является алмазное микроточение (АМТ) – метод обработки зеркальных поверхностей резцом из монокристаллического алмаза при глубине резания 0,1-5 мкм и подаче 1-10 мкм/об.

Алмазным микроточением эффективно обрабатываются изделия из моно- и поликристаллических полупроводниковых материалов (германия, кремния), деформируемых и литейных алюминиевых сплавов меди, сплавов бериллия с медью, латунь, ниобата лития, пластмасс, изделий с электролитическим никелем и др. Для осуществления технологии необходимы алмазный инструмент с острой режущей кромкой, специальный станок сверхвысокой точности, соответствующая окружающая среда и средства измерений.

Методом АМТ удаётся достичь таких же показателей по точности формы и шероховатости, коэффициенту зеркального отражения, как и при традиционных методах финишной обработки (шлифование, доводка, полирование и др.), но со значительно большей производительностью и меньшей себестоимостью.

Настоящая работа посвящена исследованию влияния факторов алмазного микроточения на шероховатость поверхности деталей оптики из алюминия (АМг5, В95) и монокристаллического кремния.

Методика исследований

Обработка производилась инструментом, оснащённым монокристаллическим алмазом, на станке МО1045 конструкции СКТБ ИСМ НАН Украины (рис. 1).

Геометрические параметры реза: - радиус при вершине $R = 18$ мм; - радиус округления режущей кромки $\rho = 30$ нм; - задний угол: $\alpha = 12^\circ$; - передний угол: -5° .

Микронеровности на обработанной поверхности исследовались с помощью бесконтактного интерференционного 3D-профилографа «Micron-beta» (рис. 2).

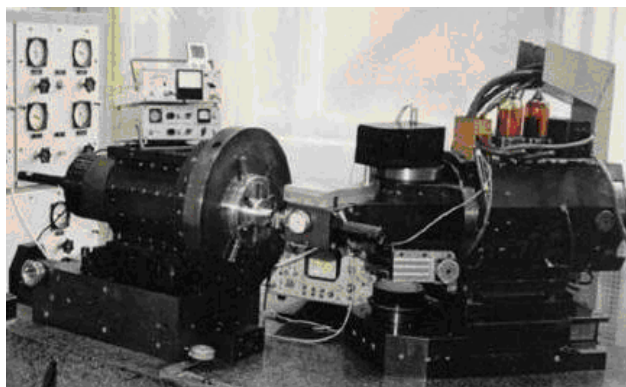


Рис. 1 - Станок для алмазного микроточения МО1045

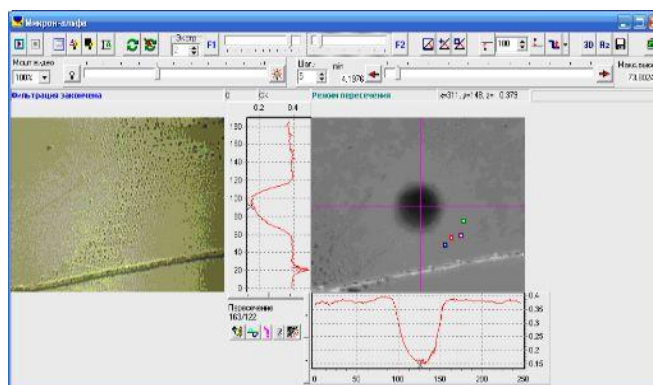


Рис. 2 - Изображение сканируемой поверхности, полученное на приборе «Micron-beta»

Прибор работает по принципу восстановления микротопографии поверхностей методом обработки последовательности интерференционных картин в белом свете, что дает возможность получать профилограммы поверхностей в сечении плоскостью, а также их трехмерные изображения.

Результаты исследований

На рис. 3 представлены 3D-сканограммы обработанной поверхности образцов из алюминиевых сплавов и кремния. Продольные бороздки на поверхности (рис. 3, *а*), шаг которых совпадает с шагом подачи, образованы вершиной режущей кромки резца. На поверхности наблюдаются отдельные пики значительной высоты (в 2-3 раза выше основной массы микронеровностей), образованные вследствие пластического течения материала. Поверхность образца из сплава В95 (рис. 3, *б*) отличающегося большей в сравнении со сплавом АМг5 прочностью, характеризуется меньшей высотой микронеровностей за счет снижения составляющей связанной с пластическим оттеснением обрабатываемого материала в зоне резания.

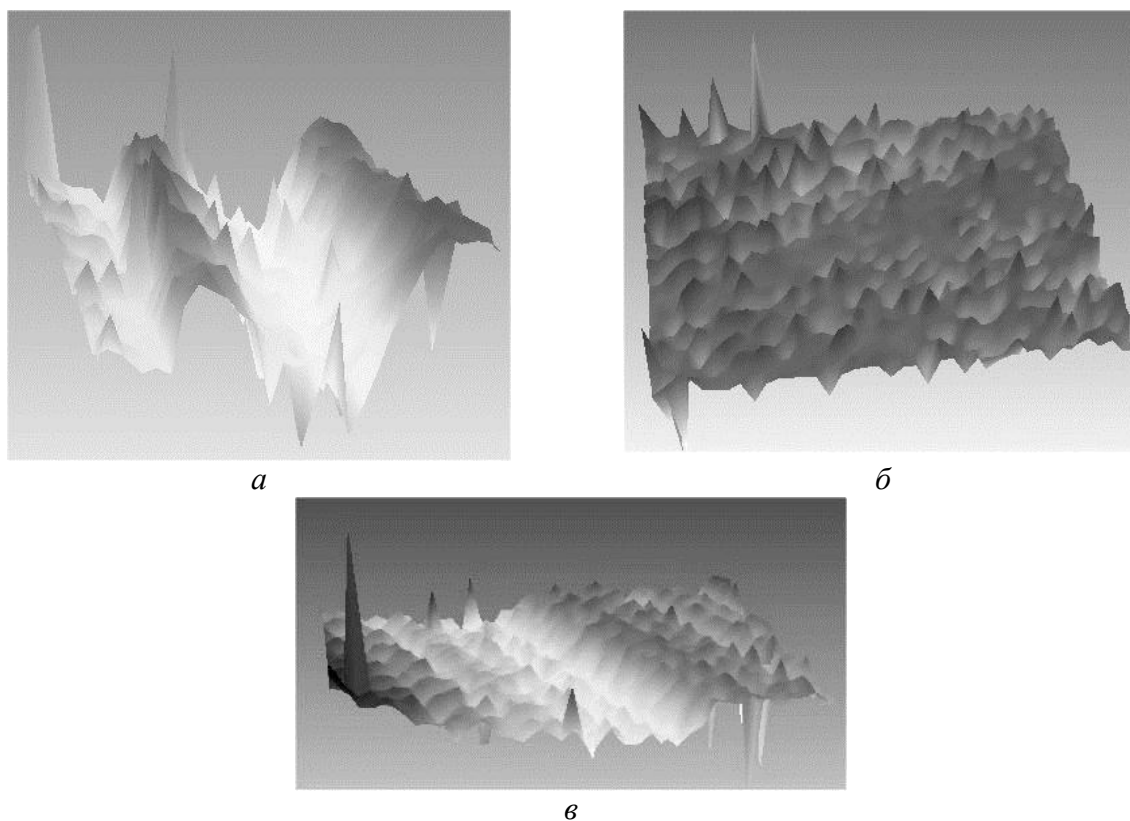


Рис. 3 - 3D-изображение поверхностей образцов из сплавов АМг5 (*а*), В95 (*б*), монокристаллического кремния (*в*)

Основной вклад в формирование топографии поверхности вносят микронеровности, образованные вследствие комплекса явлений, сопровождающих процесс резания и имеющих стохастический характер (вибрации технологической системы, шероховатости на режущей кромке резца, пластические явления в зоне резания).

Нужно отметить, что точение образцов из кремния (хрупкий материал) с режимами, обеспечивающими разрушение в зоне резания в условиях пластической деформации, позволяет получить поверхности без следов дефектов. В этом случае обработанная поверхность отличается высокими опорными характеристиками и низкой шероховатостью.

Профилограммы, снятые с представленных 3D-сканограмм в направлении перпендикулярном вектору скорости резания, представлены на рис. 4.

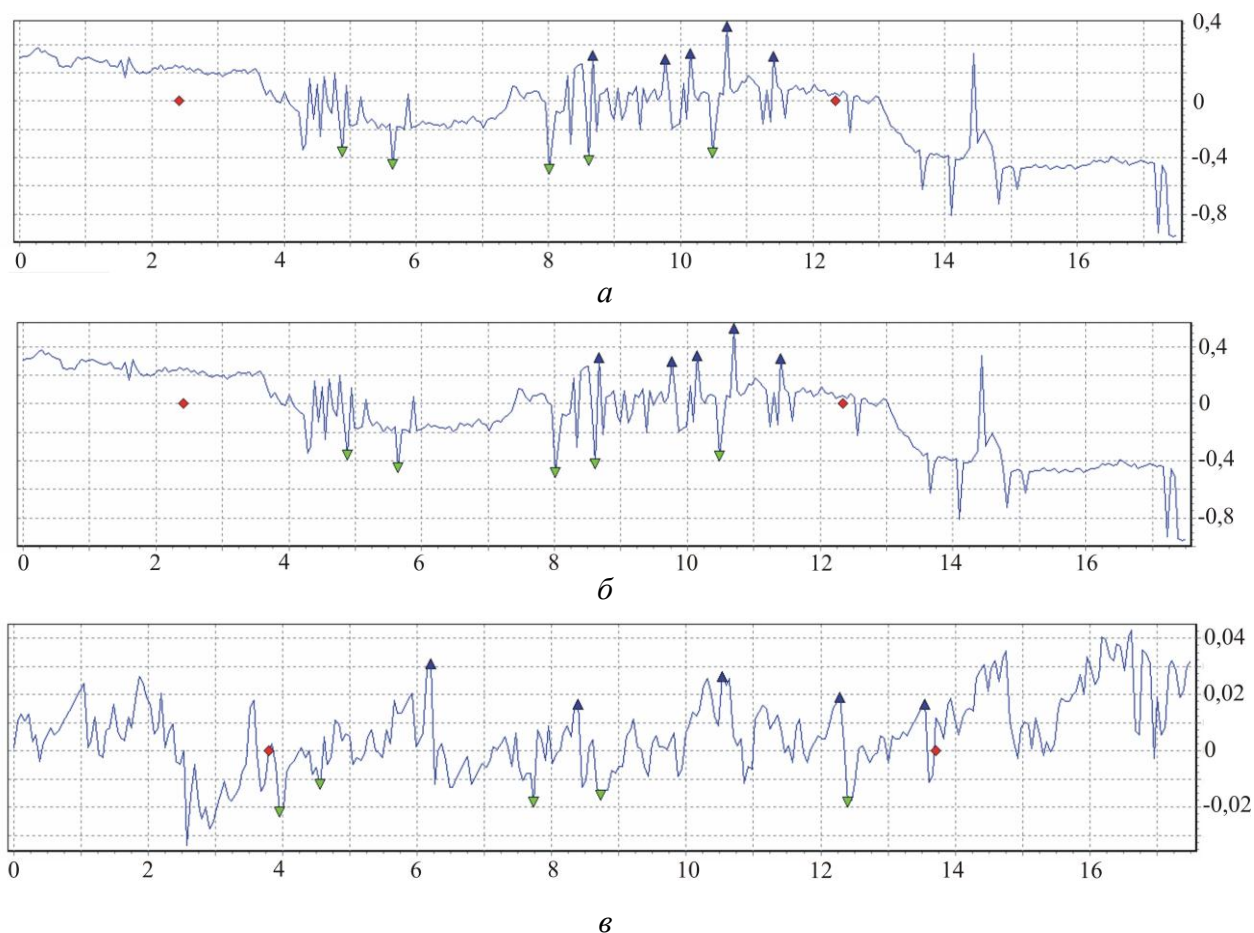


Рис. 4 - Профиліграмми поверхностей оброблених образців із сплавів АМг5 (а), В95(б) і монокристалічного кремнія (в)

На рис. 5 показано вплив на висоту мікронервностей на поверхнях образців із сплавів АМг5 і В95 умов обробки – подачі і глибини різання.

С ростом подачі висота мікронервностей інтенсивно росте. В більшій ступені це характерно для образця із сплаву АМг5, матеріал якого має більшу пластичність. В діапазоні подач 1-10 мкм/об шорхуватість обробленої поверхні становить $2 \pm 1,2 - 7,2 \pm 0,9$ для образця із сплаву АМг-5 і $1,9 \pm 1,2 - 4,4 \pm 0,7$ для образця із сплаву В95.

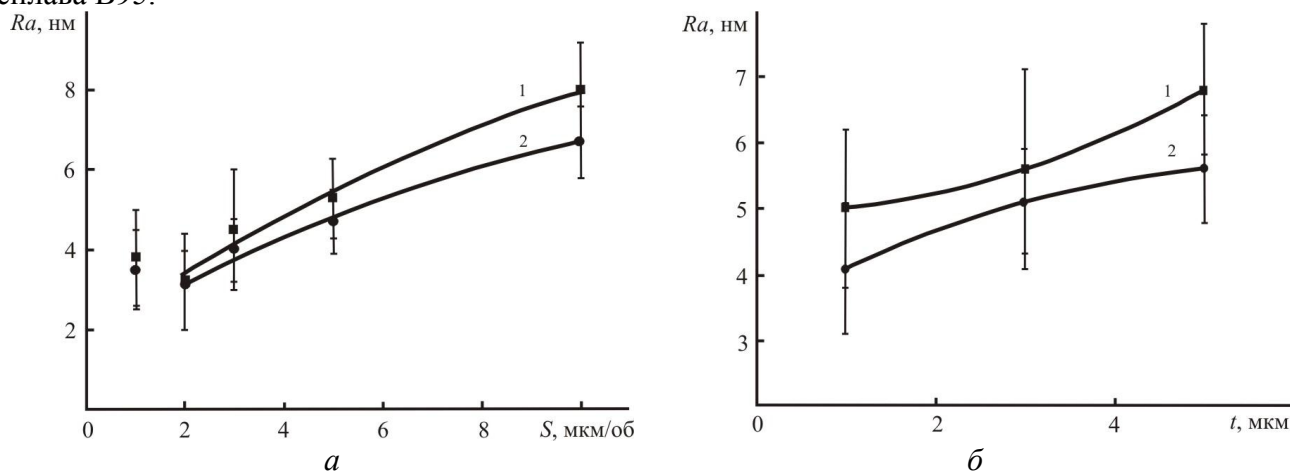


Рис. 5 - Вплив подачі ($t = 3$ мкм) (а) і глибини різання ($S = 5$ мкм/об) (б) на шорхуватість обробленої поверхні образців із сплавів АМг-5 (1), В95 (2)

Увеличение глубины резания приводит к некоторому росту шероховатости обработанной поверхности, однако данный фактор влияет в меньшей степени в сравнении с подачей.

Снижение толщины сечения среза до величин, сопоставимых с радиусом округления режущей кромки, оказывает значительное влияние на процесс стружкообразования и, как следствие, шероховатость обработанной поверхности. Это связано с изменением действительного значения переднего угла инструмента, что, в свою очередь, приводит к росту напряжений в зоне первичных деформаций и степени деформации срезаемого материала.

При обработке образца из сплава АМг5 с глубиной резания 3 мкм при подаче 2 мкм/об шероховатость имеет меньшую величину, чем при подаче 1 мкм/об. При точении образца из сплава В95 наблюдается аналогичный рост шероховатости при снижении подачи до величины 1 мкм/об. Глубина резания 3 мкм и подача 1 мкм/об соответствуют средней толщине срезаемого слоя 50 нм (в зоне, прилегающей к вершине инструмента, этот параметр будет меньше). Такая толщина среза сопоставима с радиусом округления режущей кромки применявшегося алмазного резца – 30 нм.

В отличие от обработки образцов из пластичных алюминиевых сплавов при алмазном микроточении кремния наблюдается противоположная закономерность. Результаты исследований [1, 2] свидетельствуют о том, что максимального качества обработки можно достичь только в том случае, если величина толщины срезаемого слоя близка к значениям радиуса округления кромки режущего инструмента. В таких условиях в зоне, непосредственно прилегающей к режущей кромке инструмента, возникают крайне высокие гидростатические напряжения, обуславливающие переход хрупких материалов в пластическое состояние.

Полученные нами экспериментальные данные также свидетельствуют о возможности выполнения обработки оптических поверхностей изделий из кремния алмазным микроточением в режиме пластического деформирования удаляемого в стружку материала. В этом случае, высота формируемых микронеровностей не превышает 3-4 нм ($S = 2$ мкм/об, $t = 2$ мкм, $v = 60-130$ м/мин). При увеличении подачи, и соответственно, толщины среза (рис. б) сливная стружка сменяется пылеобразной стружкой скалывания, что сопровождается ростом высоты микронеровностей на обработанной поверхности.

В качестве критерия, определяющего вид деформации материала в зоне стружкообразования, можно принять отношение толщины среза к величине радиуса округления режущей кромки $a_{kr}/\rho < 1$. Очевидно, величина переднего угла инструмента, в значительной мере обуславливающая напряжения в прирезцовой зоне и стружке, должна определять и предельную толщину среза, для которой при данном радиусе округления режущей кромки имеет место переход от хрупкого разрушения к пластическому течению обрабатываемого материала (кремния и подобных материалов). Сведения, приведенные авторами [2], характеризующие влияние угла γ на критическую толщину среза, позволяют представить отмеченный критерий в более общем виде (выражение получено для резцов с $\rho = 100$ нм): $a_{kr} = (61,07 + 1,36e^{-\gamma/11,08}) \cdot 10^{-3}$. Учитывая выражение для определения средней

толщины среза $a_{sr} = S \cdot 0,5 \cdot \arccos\left(1 - \frac{t}{R}\right)$, получим зависимость для определения допустимого значения подачи при заданных значениях переднего угла и глубины резания:

$$S_{kr} \leq \frac{\rho/0,1 \cdot (61,07 + 1,36e^{-\gamma/11,08})}{1000 \cdot 0,5 \cdot \arccos\left(1 - \frac{t}{R}\right)}$$

В качестве примера, на рис. 7 представлены диаграммы для определения величины предельно допустимой подачи в зависимости от глубины резания и геометрических параметров инструмента.

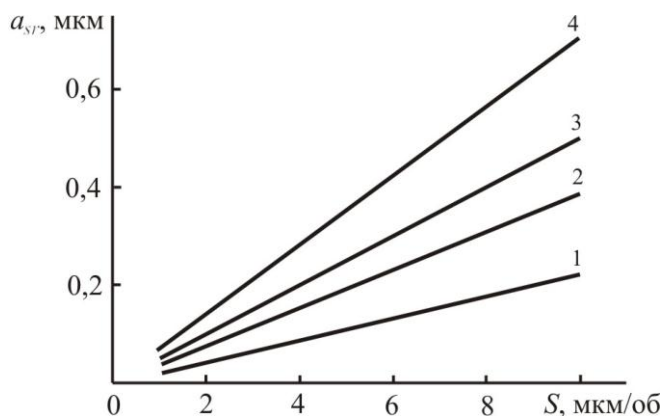


Рис. 6 - Влияние подачи и глубины резания на среднюю толщину среза:
1 – $t = 1$ мкм; 2 – $t = 3$ мкм;
3 – $t = 5$ мкм; 4 – $t = 10$ мкм

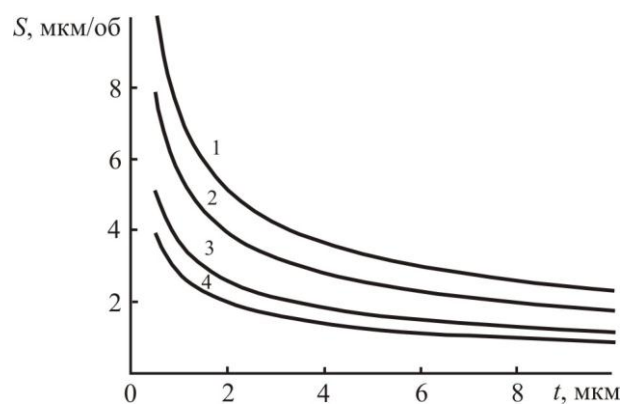


Рис. 7 - Зависимость критической подачи от глубины резания и геометрических параметров резца:
1 – $\rho = 0,05$ мкм; $\gamma = 0^\circ$; 2 – $\rho = 0,05$ мкм;
 $\gamma = -30^\circ$; 3 – $\rho = 0,1$ мкм;
 $\gamma = 0^\circ$; 4 – $\rho = 0,1$ мкм; $\gamma = -30^\circ$

Как отмечалось выше, одно из основных эксплуатационных свойств деталей оптики из металлов и полупроводниковых материалов – отражательная способность, характеризующая способность поверхности тела или границ раздела двух сред отражать падающий на неё поток электромагнитного излучения. Количественная характеристика отражательной способности – коэффициент отражения R_f .

Как показывают исследования, отражательная способность обработанных поверхностей в значительной степени определяется их шероховатостью.

Аппроксимация экспериментальных данных позволила установить линейную зависимость величины отражательной способности поверхности образцов из алюминиевого сплава после алмазного микрооточения:

$$R_f = -6,293Ra + 0,917.$$

Таким образом, результаты исследований, представленные на рис. 5, позволяют выбрать режимы обработки, обеспечивающие формирование поверхностей оптических изделий с заданной отражательной способностью.

Выводы

Снижение толщины сечения среза до величин, сопоставимых с радиусом округления режущей кромки, оказывает значительное влияние на шероховатость обработанной поверхности, что связано с ростом напряжений в зоне первичных деформаций и степени деформации срезаемого материала.

Критическая величина подачи при алмазном микрооточении хрупких материалов, в частности кремния, которая зависит от радиуса округления режущей кромки, радиуса при вершине инструмента, величины переднего угла инструмента и глубины резания является параметром, обуславливающим переход от хрупкого разрушения к пластической деформации в зоне резания. Обработка, которая обеспечивает высокую отражательную способность функциональных поверхностей, имеет место при условии отсутствия в зоне резания хрупкого разрушения обрабатываемого материала.

Между величиной отражательной способности поверхностей оптических изделий и величиной их шероховатости, сформированной при алмазном микрооточении, имеет место линейная зависимость.

Перечень источников литературы: 1. Numerical Simulations of ductile regime machining of Silicon Nitride using the Drucker-Prager material model / S.K. Ajjarapu, J.A. Patten, H. Cherukuri, C.J. Brand // Proc. Instn Mech. Engrs. – 2004. – 218 (C). – P. 1–6. 2. Patten J.A., Cherukuri H., Yan J. Ductile Regime Machining of semiconductors and ceramics // High Pressure Surface Science and Engineering / Y. Gogotsi, V. Domnich, editors. – IoP, 2005. – P. 543–632.

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

ВПЛИВ УМОВ АЛМАЗНОГО МІКРОТОЧІННЯ НА ШОРСТКІСТЬ ПОВЕРХНІ ВИРОБІВ МЕТАЛООПТИКИ

Клименко С.А., Манохін А.С., Копейкіна М.Ю.

Показано вплив умов алмазного мікроточіння (величини подачі і глибини різання) на шорсткість поверхні виробів металооптики з алюмінієвих сплавів і кремнію. Розглянуто формування міронерівностей на обробленій поверхні в залежності від особливостей стружкоутворення в процесі обробки.

ВЛИЯНИЯ УСЛОВИЙ АЛМАЗНОГО МИКРОТОЧЕНИЯ НА ШЕРОХОВАТОСТЬ ПОВЕРХНОСТИ ИЗДЕЛИЙ МЕТАЛООПТИКИ

Клименко С.А., Манохин А.С., Копейкина М.Ю.

Показано влияние условий алмазного микрооточения (величины подачи и глубины резания) на шероховатость поверхности изделий металооптики из алюминиевых сплавов и кремния. Рассмотрено формирование микронеровностей на обработанной поверхности в зависимости от особенностей стружкообразования в процессе обработки.

INFLUENCE OF DIAMOND MIKROTOCHENIYA ON A ROUGH RFACE PRODUCTS METALLOPTICS

Klimenko S.A., Manokhin A.S., Kopeikina M.Yu.

It has been shown the influence of cutting conditions (cutting depth and feed rate) of diamond turning on the surface roughness of metal optics products, aluminum alloys and silicon. The formation of microroughness on the machined surface depending on the peculiarities of chip formation during machining was considered.

Ключевые слова: алмаз, микрооточение, подача, глубина, шероховатость, кремний, стружкообразование, обработка.

Ключові слова: алмаз, мікроточення, подача, глибина, шероховатість, кремній, стружкоутворення, обробка

Key words: Diamond, mikrotochenie, feed, depth, sherahovatost, silicon, chip formation, processing.

УДК 621.762.691.921

Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Ткачук И.В.
НТУУ «КПІ», г. Киев, Украина

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПРИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ВОССТАНАВЛИВАЮЩИХ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Состояние проблемы.

Финишная обработка магнитно-абразивным методом концевой и осевого режущего инструмента, применяемая для получения равномерной шероховатости его рабочих поверхностей, формы и заданных радиусов округления режущих кромок как вдоль оси инструмента, так и в торцевых сечениях возможна при формировании в процессе обработки магнитно-абразивного инструмента (МАИ) с прогнозируемыми, стабильными по рабочему сечению свойствами. Особенно это важно при магнитно-абразивной обработке (МАО), реализуемой на установках с большими рабочими зазорами при их кольцевом расположении, когда высота рабочих зон ограничена [1, 2]. Процесс МАО на установках подобного типа выполняется при определенном базировании инструмента относительно вектора основного движения деталей – вокруг оси кольцевой ванны, с учетом реверсивной обработки, которая предусматривает обработку, как в режиме «натекания» так и в режиме «стекания» МАИ с рабочих поверхностей режущего инструмента [3, 4]. Указанные условия МАО сопровождаются процессами, связанными с переформированием МАИ по высоте рабочих зазоров [5-9], которые не позволяют обеспечить идентичную и равномерную обработку деталей вдоль оси. Устранения подобного нежелательного изменения свойств и характеристик МАИ при обработке ферромагнитных деталей может быть достигнуто за счет магнитно-динамических эффектов, реализующихся при использовании на установках типа кольцевая ванна рабочих зазоров с определенной формой поперечного сечения [5, 10, 11]. При МАО немагнитных и слабомагнитных изделий стержневого типа рекомендуется использование в процессе обработки дополнительных противоположно установленных, восстанавливающих форму и свойства МАИ элементов [6-8]. Однако проведенные ранее исследования по эффективности применения в процессе МАО восстанавливающих стержневых элементов относятся преимущественно к условиям МАО в режиме «стекания» с обрабатываемых поверхностей. Учитывая тот факт, что технологический цикл МАО включает в себя обработки как в режиме «стекания», так и «натекания» на рабочие поверхности деталей, необходимо иметь информацию о поведении МАИ, способность его восстанавливать свои свойства при обработке с восстанавливающим противоположно установленным элементом в режиме «натекания».

Цель работы

Исследовать поведение МАИ по высоте рабочих зазоров при МАО в режиме «натекания» с восстанавливающим элементом. Исследовать процессы МАО твердосплавных концевых фрез по обеспечению равномерной обработки рабочих поверхностей на торцевой и цилиндрической части, формирование заданного радиуса округления режущих кромок.

Экспериментальные исследования.

Исследования были выполнены на специально подготовленных образцах [8], изготовленных из сплава титана ВТЗ-1 (исходная шероховатость $Ra_{исх.}=0,75-0,85$ мкм), нержавеющей слабо магнитной стали X18H10T ($Ra_{исх.}=0,55-0,65$ мкм), латуни Л60 ($Ra_{исх.}=0,7-0,8$ мкм). МАО образцов выполняли в идентичных условиях порошком Ферромап с размером частиц 200/100 мкм, при скорости вращения вокруг оси кольцевой ванны 3 м/с, магнитной индукции в рабочих зазорах 0,22-0,23 Тл в течение 60 с. С учетом предыдущих исследований [6-9], выполненных в режиме «стекания» с рабочих поверхностей, была выполнена серия экспериментов с варьированием угла наклона противоположно установленного стержневого элемента по отношению к плоскости кольцевой ванны в диапазоне 0 – 50° и углом наклона оси об-

разцов от 35° до 65° . Анализировали способность МАИ обеспечивать максимальное снижение шероховатости поверхности образцов после МАО в различных по высоте зонах магнитных зазоров. В качестве критерия, определяющего полирующую способность МАИ в указанных зонах магнитных зазоров использовали отношение изменения величины параметра R_a до и после цикла МАО по отношению к исходной шероховатости $R_{a_{исх}}$ каждого обрабатываемого участка детали. Результаты для четырех зон по высоте магнитных рабочих зазоров, полученные для исследуемых материалов представлены в виде топограмм поверхностей на рис.1.

Полученные поверхности аппроксимировались полиномиальными функциями, по которым определяли диапазоны углов наклона деталей и восстанавливающего элемента соответствующие повышенной полирующей способности МАИ. Результаты расчетов показали, что при обработке в режиме «натекания» целесообразно использование стержневого, противоположно расположенного восстанавливающего элемента установленного под углом, находящемся в диапазоне $35-50^\circ$ по отношению к плоскости кольцевой ванны при углах базирования деталей – $35-45^\circ$, что совпадает с результатами полученными ранее для МАО в режиме «стекания».

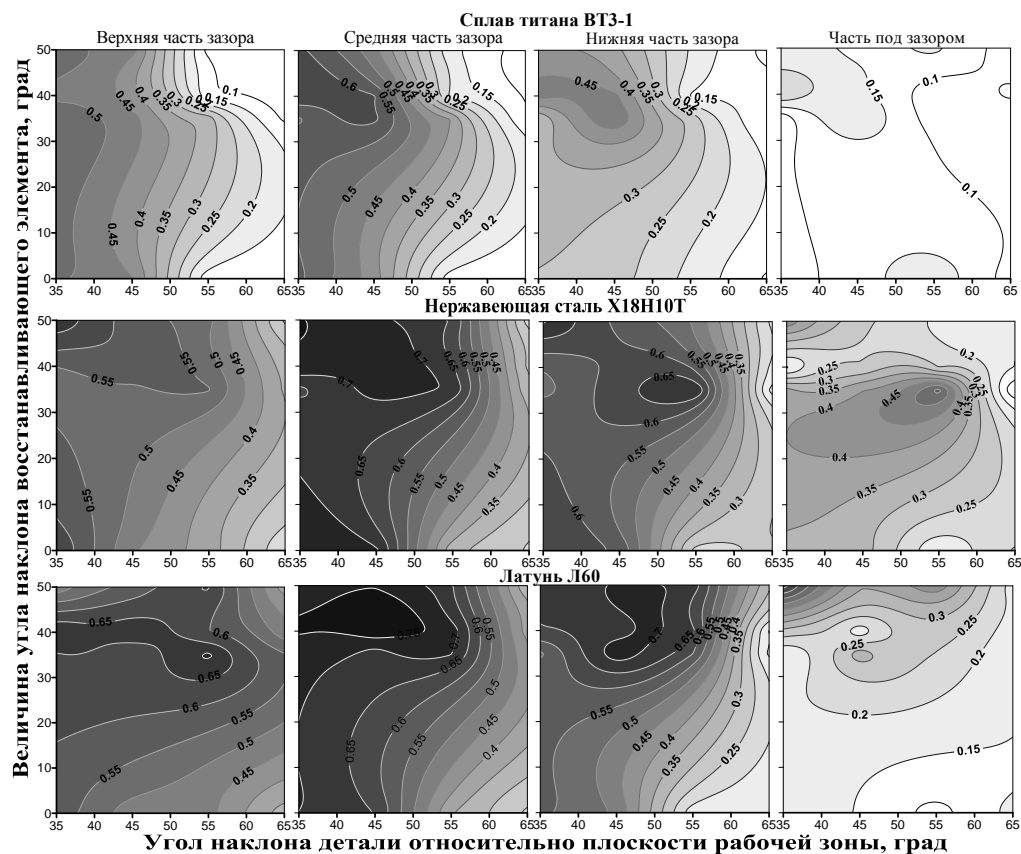


Рис. 1 – Изменение полирующей способности МАИ в различных по высоте зонах рабочих зазоров в зависимости угла наклона восстанавливающего стержневого элемента и угла наклона продольной оси деталей по отношению к плоскости кольцевой ванны

Для проверки эффективности использования восстанавливающих элементов в реальных условиях при обработке концевой режущего инструмента были выполнены тестовые эксперименты по обработке твердосплавных концевых фрез $\varnothing 12$ мм, длиной 100 мм, с длиной рабочей части 40 мм. Для обработки использовали магнитно-абразивный порошок с добавками алмазной пасты [12]. Обработка выполнялась при скорости вращения деталей вокруг оси кольцевой ванны 3 м/с и вращении вокруг собственной оси 300 об/мин. Угол базирования фрез относительно плоскости кольцевой ванны составил 40° . Угол установки проти-

воположно расположенного стержневого восстанавливающего элемента соответствовал оптимальным значениям для условий МАО в режимах «натекания» и «стекания» - $35-45^\circ$. Вращение вокруг собственной оси фрез выполняли в направлении «на режущую кромку» - по часовой стрелке. Характер изменения величин радиусов округления режущих кромок на цилиндрической части фрез, при МАО в указанных условиях в зависимости от времени обработки представлен на рис. 2.

Показано, что при использовании восстанавливающего элемента в МАО концевых фрез реализуется равномерная обработка и округление режущих кромок по всей рабочей длине фрезы. Установлено, что с увеличением длительности процесса МАО характер изменения величины радиусов округления режущих кромок на цилиндрической части носит линейный характер, что свидетельствует о высокой эффективности использования восстанавливающего элемента. Причем скорость увеличения величин радиусов округления кромок при МАО в режиме «стекания» составляет $1,74$ мкм/мин., а в режиме «натекания» на рабочие поверхности – $1,12$ мкм/мин. Важно отметить, что при МАО в режиме «натекания» уже через 3 мин. обработки на торцевых задних поверхностях следов от предыдущей обработки не наблюдается, в то время как при МАО в режиме «стекания» они практически не удаляются (рис.3) Это объясняется тем фактом, что торец фрезы в указанных условиях на протяжении всего цикла обработки находится в мало активной «теневой зоне» - зоне, где имеет место недостаточный прижим магнитного абразива к обрабатываемым поверхностям, т.е. не выполняется одно из условий, необходимых для реализации эффективного процесса МАО [13].

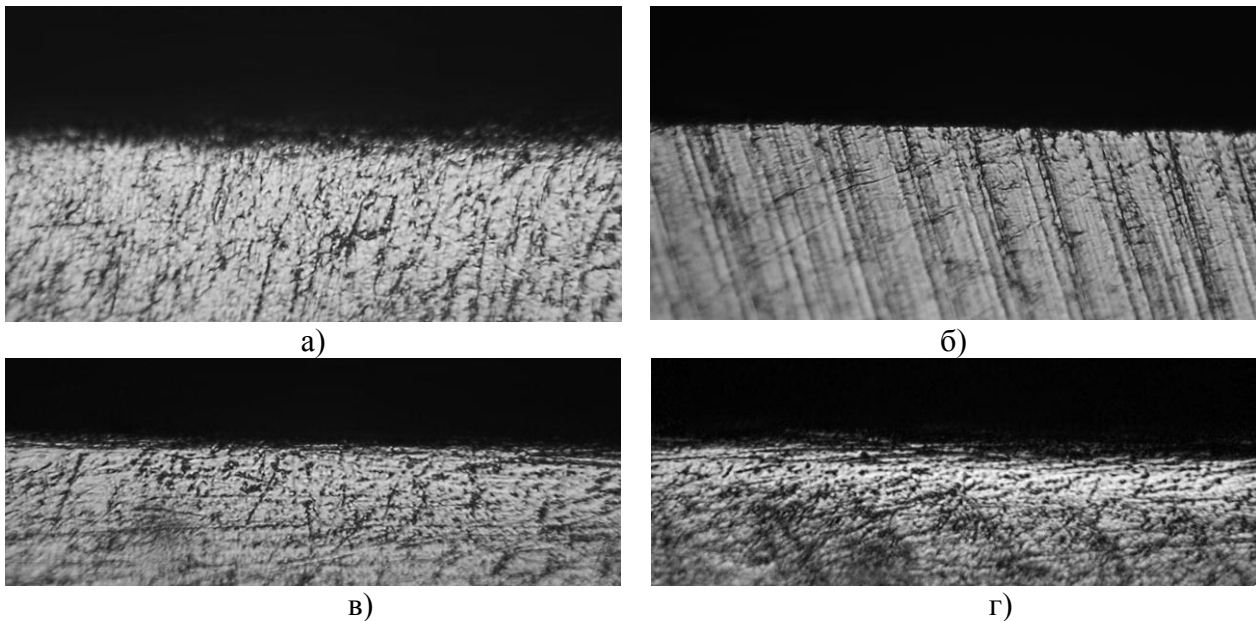


Рис. 3 – Режущие кромки фрезы после МАО: а- торец «натекания»; б- торец «стекание»; в- цилиндр «натекание»; г- цилиндр «стекание», $\times 300$

Для обеспечения равномерной обработки всех рабочих поверхностей фрезы – как на цилиндрической, так и на торцевой части, с учетом полученных данных о кинетике процесса обработки и притупления кромок в режимах «стекания» и «натекания» по закону аддитивности было рассчитано оптимальное технологическое время обработки в режиме «стекания» и «натекания» в технологическом цикле процесса МАО фрез. Экспериментальная проверка результатов расчетов показала, что обеспечивается равномерная обработка всех рабочих поверхностей фрезы, как на торце так и на цилиндре со средним радиусом округления $18-20$ мкм при исходном радиусе $7-7,5$ мкм и равномерной шероховатостью, которая составила $Ra=0,05-0,08$ мкм. При этом на режущих кромках выполнено полное удаление и располировка микровырывов материала и микросколов, сформированных в процесс заточки инструмента.

Для подтверждения эффективности использования восстанавливающих элементов в процессе МАО концевой инструмента, полученные результаты сравнивали с результатами обработки фрез в идентичных условиях, но без восстанавливающего элемента. Внешний вид обработанных поверхностей фрезы представлен на рис.4.

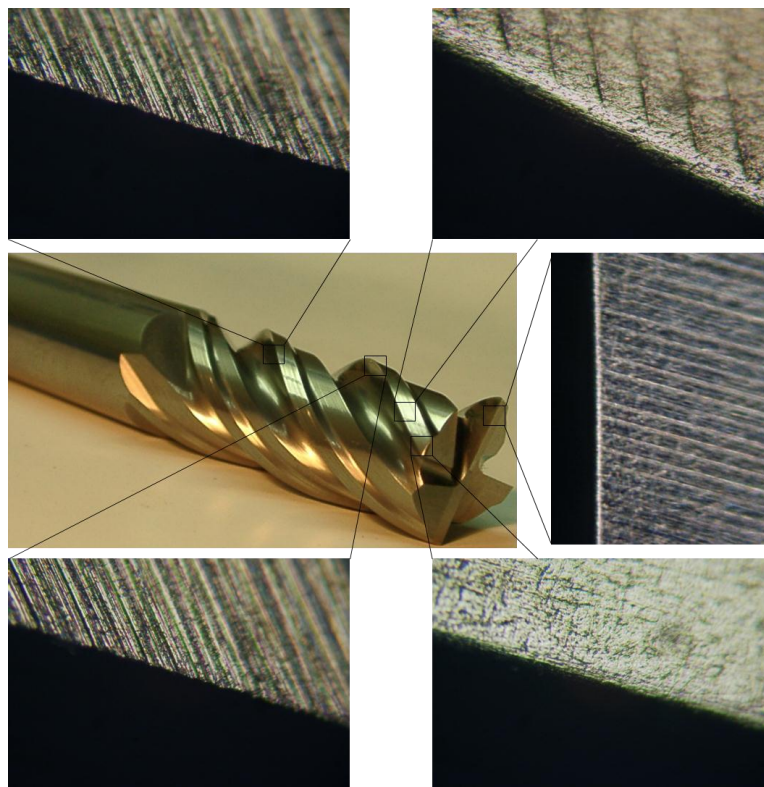


Рис. 4 – Внешний вид обработанной фрезы и отдельных ее рабочих поверхностей (x130) после МАО в условиях без использования восстанавливающего, противоположно установленного стержневого элемента

Показано, что после 5 минут МАО обеспечена качественная обработка режущих кромок вблизи торцевой части фрезы. На расстоянии 5 мм от торца фреза процесс МАО «затухает» и в более отдаленных от торца зонах прекращается, что связано с особенностями перестроения МАИ и вытеснением основной массы магнитно-абразивного порошка в нижнюю часть рабочего зазора и под зазор. В указанной области формируется повышенная плотность МАИ, он малоподвижен и не выполняется его активное перемешивание в процессе обработки. При этом в верхней и средней частях рабочей зоны плотность МАИ становится недостаточной для проведения эффективной обработки.

Выводы

МАО в режиме «натекания» показали эффективность использования стержневого, противоположно расположенного восстанавливающего элемента установленного под углом, находящемся в диапазоне 35-50°. Что совпадает с оптимальными и рациональными углами МАО при «стекании». Использование восстанавливающего элемента делает полностью прогнозируемым процесс МАО длинномерных деталей.

Показано эффективность использования восстанавливающих элементов при обработке концевой режущего инструмента, на примере твердосплавных фрез. Обеспечивается равномерная обработка всех рабочих поверхностей фрезы, как на торце так и на цилиндре со средним радиусом округления 18-20 мкм при исходном радиусе 7-7,5 мкм и равномерной шероховатостью, которая составила $Ra=0,05-0,08$ мкм.

Перечень источников литературы: 1. Майборода В.С. Основы створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь. Дисертація ... докт.техн.наук. – Київ, 2001. – 404с. 2. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной геометрической формы. Дисс... к.т.н. – Киев, 1997. – 145 с. 3. Karpuschewski V. Magneto-Abrasive Machining for the Mechanical Preparation of High-Speed Steel Twist Drills /V.Karpuschewski, O.Byelyayev, V.S.Maiboroda//CIRP Annals - Manufacturing Technology, 2009. №58.– P.295–298. 4. Byelyaev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung. Dissertation Dr.-Ing. –Magdeburg, Germany, 2008.-149 p. 5. Майборода В.С. Формування магнітно-абразивного інструменту в кільцевих щілинах з різною формою поперечних перерізів робочих зон при магнітно-абразивній обробці кінцевих та осевих інструментів./В.С.Майборода, В.М.Гейчук, О.А.Івановський //Вестник национального технического университета Украины "Киевский политехнический институт".Машиностроение.-вып.49. -2006.-С.153-164. 6. Майборода В.С. Формування магнітно-абразивного інструменту при магнітно-абразивному обробленні довгомірних деталей у кільцевій робочій зоні /В.С.Майборода, Д.Ю.Джулій, І.В.Ткачук, В.М.Гейчук //Процеси механічної обробки в машинобудуванні.Збірник наук. праць.ЖДТУ,вип.11, 2011.-С.92-107. 7. Майборода В.С. Особенности формирования магнитно-абразивного инструмента при магнитно-абразивной обработке длинномерных деталей в кольцевой рабочей зоне./В.С.Майборода, Д.Ю.Джулій, І.В.Ткачук //Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машино-будування і машинознавство. Вип.8(190). – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – С.49-56. 8. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка деталей с консольным креплением на установке типа кольцевая ванна/В.С.Майборода, В.М.Гейчук //Машиностроение и техносфера XXI века Сборник трудов XVII Международной научно-технической конференции 13-18.09.2010.Севастополь.Том 2.–2010.–С.130-134 9. Степанов О.В. Оптимізація умов магнітно-абразивного оброблення консольно закріплених деталей / О.В.Степанов., В.С.Майборода, В.М.Гейчук //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ, вип.26, 2010. – С.293-298. 10. Патент України на винахід №84464 С2 В24 В 31/112. Магнітна система для об'ємної обробки феромагнітними порошками / В.С.Майборода, В.М.Гейчук, опубл. 25.04.2009. Бюл.№ 25. 11. Deutsches Patent- und Markenamt DE 10 2009 015 158 A1 2009.09.30 В24В31/112. Werkzeugenmaschine zur magnetabrasiven Bearbeitung / О. Byelyayev, W. Geichuk, V.Maiboroda заявка 10 2009 015 158.3 від 26.03.2009 12. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 3.Влияние обработки на изменение поверхностной твердости рабочих поверхностей и характер округления режущих кромок неперетачиваемых пластин /В.С.Майборода, Д.Ю.Джулій, Е.С.Клишта //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Зб. наук. праць. – Краматорськ-Київ, вип.26, 2010. – С.141-147. 13. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту сформованого з сумішей порошків /В.С.Майборода //Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ, вип.6, 2009. - С.144-159.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПРИ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ВОССТАНАВЛИВАЮЩИХ СТЕРЖНЕВЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Ткачук И.В.

Исследована способность магнитно-абразивного инструмента (МАИ) восстанавливать свои свойства при обработке длинномерных деталей, которые имитируют концевой режущий инструмент, в кольцевой ванне в режиме «натекания», используя противоположно установленный стержневой элемент. Проведены тестовые эксперименты для проверки эффективности использования восстанавливающего элемента в реальных условиях при обработке концевой инструмента на примере твердосплавных фрез $\varnothing 12$ мм, с длиной рабочей части 40 мм.

ЕФЕКТИВНІСТЬ ЗАСТОСУВАННЯ ПРИ МАГНІТНО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ ВІДНОВЛЮЮЧИХ СТРИЖНЕВИХ ЕЛЕМЕНТІВ

Майборода В.С., Джулій Д.Ю., Ткачук І.В.

Досліджено здатність магнітно-абразивного інструменту (МАІ) відновлювати свої властивості при обробці довгомірних деталей, які імітують кінцевий різальний інструмент, в кільцевій ванні в режимі «натікання», використовуючи протилежно встановлений стрижневий елемент. Проведено тестові експерименти для перевірки ефективності використання відновлюючого елемента в реальних умовах при обробці кінцевого різального інструменту на прикладі твердосплавних фрез $\varnothing 12$ мм, з довжиною робочої частини 40 мм.

EFFECTIVENESS OF USING TO THE MAGNETIC-ABRASIVE MACHINING REGENERATIVE ROD-ELEMENTS

Maiboroda V.S., Dzhulii D.Yu. Tkachuk I.V.

Capability of magnetic-abrasive tool (MAT) to recover their properties when processing long-length details, which simulate the end-type cutting tool, in a ring-type working area in the regime "draining", using the oppositely established regenerative element was investigated. The test experiments for checking effectiveness of using regenerative element in the real-life environment while processing end-type cutting tools on the example of hard-alloy millings tool $\varnothing 12$ mm, the length of the working part is 40 mm, were carried out.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка (МАО); магнитно-абразивный инструмент (МАИ), кольцевая рабочая зона; восстанавливающий элемент, концевой режущий инструмент, округление режущей кромки.

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка (МАО), магнітно-абразивний інструмент (МАІ), кільцева робоча зона; відновлюючий елемент, кінцевий різальний інструмент, округлення ріжучої кромки.

Key words: Magnetic-abrasive machining (MAM), magnetic-abrasive tool (MAT), ring-type working area, regenerative element, end-type cutting tool, rounding of cutting edge.

Гусев В.В., Молчанов А.Д., Барныч И.В.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ФОРМИРОВАНИЕ МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ МАГНИТО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗ КЕРАМИКИ

Введение

Развитие техники обуславливает применение новых материалов в конструкциях изделий машиностроения, приборостроения, ядерной энергетики, ракетостроения, самолетостроения, космической техники, к которым предъявляются повышенные требования по жаростойкости, износостойкости, коррозионной стойкости, стойкости к воздействию химикатов. Такими материалами, удовлетворяющими перечисленным требованиям, является техническая керамика (ТК).

Возрастающие требования к качеству поверхностного слоя вызывают потребность к совершенствованию и созданию новых способов отделочной и упрочняющей технологий. Одним из перспективных направлений финишной обработки является магнитно-абразивная обработка (МАО) [1,2,3]. Технические трудности представляет реализация МАО при обработке отверстий малого диаметра. Поэтому для его реализации нами выбрана схема обработки с постоянными магнитами в виде колец, которые устанавливались противоположно заряженными полюсами по отношению друг к другу на оправке. До настоящего времени практически отсутствуют исследования МАО керамики.

Целью работы является исследование влияния режимов МАО и длительности обработки на формирование микрорельефа поверхности в отверстиях деталей из керамики.

Основная часть

На кафедре мехатронные системы машиностроительного оборудования ДонНТУ разработано устройство для экспериментальных исследований МАО внутренних поверхностей на базе токарно-револьверного станка 1341, показанное на рис. 1. Предоставленная схема обработки представляет собой вращение магнитно-абразивного порошка внутри отверстий наведенным извне магнитным полем. Обрабатываемый образец представляет собой втулку ТК, изготовленную из Al_2O_3 пористостью 5%, с внутренним отверстием диаметром 28 мм.

Втулки предварительно обрабатывались с помощью алмазного шлифовального круга



Рис. 1 – Устройство для экспериментальных исследований МАО внутренних поверхностей на базе токарно-револьверного станка 1341

1A1 20x10x10 AC4 250/200 - 4 - M2-01 и 1A1 10x10x6 AC4 100/80 - 4 - B2-01 ГОСТ 16167-90, что помогало обеспечить необходимую исходную шероховатость до МАО по параметру Ra 2,3..2,6 мкм для ТК, а также требуемую геометрическую точность отверстия. Четыре магнитных неодимовых кольца, установленные на оправке полировального шпинделя, расположены по отношению друг к другу противоположной полярностью и обеспечивают суммарную магнитную индукцию 0,8 Тл. Между магнитами установлены стальные кольца, которые пропускают через себя магнитный поток, создаваемый

двумя соседними магнитами. В качестве магнитно-абразивного порошка использовали железно-абразивный порошок с синтетическим алмазом в виде абразивных включений производства НТЦ ВИИ «Электрон» г. Донецк. Размер фракции порошка 180/100, размер абразива 7/5, содержание абразива в зерне 40%. Станок работает следующим образом. В зажимное устройство (патрон) устанавливается заготовка. На полировальную оправку наносится абразивный порошок. Затем приводится в движение шпиндель вращающее зажимное устройство с установленной туда заготовкой и полировальный шпиндельный узел. Зазор между оправкой и заготовкой устанавливался равным 1,5 мм, в пределах которого может содержаться не менее 4-х слоев магнитного абразивного материала и достигается наименьшее значение установившейся шероховатости.

Вращение оправки осуществляется от регулируемого двигателя постоянного тока с частотой от 1700 до 3000 об/мин, обеспечивая различную скорость резания микропорошком V_p . Кроме этого при МАО оправке сообщается постоянное возвратно-поступательное движение относительно заготовки, которая вращается с частотой n (60..240 об/мин) и обеспечивает скорость заготовки (V_z от 0,09 до 0,35 м/с). Исходное значение зазора между инструментом и обрабатываемой заготовкой принималось постоянным (1,5 мм) на основании результатов исследований [4].

Измерение шероховатости обработанной поверхности отверстия втулки осуществляли с помощью профилометра модели 296 без снятия заготовки со станка. При каждом сочетании варьируемых параметров определяли среднее значение шероховатости по двенадцати измерениям (в шести радиальных сечениях производили по два измерения вдоль образующей) и среднеквадратическое отклонение S . Оценку однородности среднеарифметических значений R_a оценивали с помощью критерия Крамера. Оценка существенности отличий между средними и дисперсиями по F-критерию определялись при уровне значимости 0,05.

Результаты экспериментальных исследований параметра микронеровности R_a обработанных отверстий втулки от времени полирования τ обрабатывали методом наименьших квадратов.

Изменение высотного параметра микрорельефа R_a от времени обработки носит нелинейный характер (Рис. 2). В начале МАП высота микрорельефа поверхностного слоя

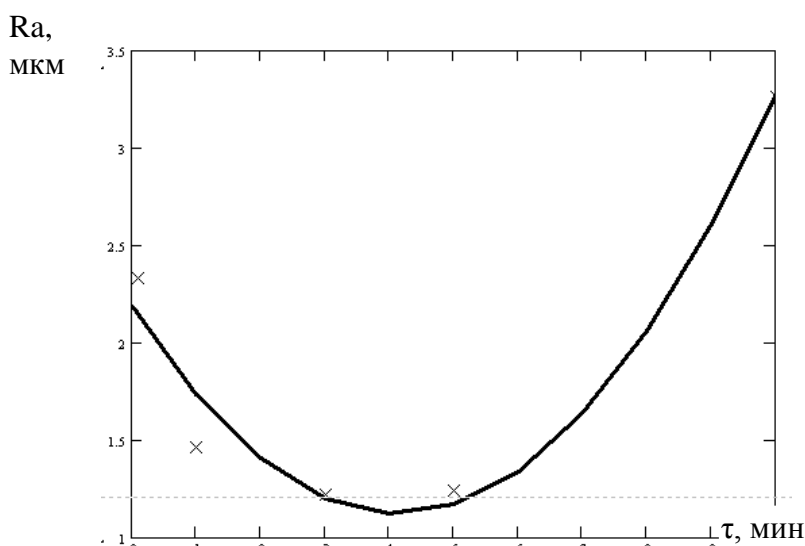


Рис. 2 – Влияние времени τ МАО на параметр R_a при обработке со следующим режимом $V_p=2,1$ м/с, $V_z=0,24$ м/с

практически для всех режимов обработки МАП.

При увеличении скорости инструмента минимальное значение параметра R_a и длительность обработки для ее достижения переменна (рис 4). При малых значениях

снижается, что обусловлено удалением зернами магнитно абразивного инструмента (МАИ) наиболее вершин микронеровностей и их округлением, что заметно при сравнении фотографий (Рис. 3) поверхностного слоя до (а) и после МАО (б). В дальнейшем под воздействием МАИ происходят сколы обрабатываемого материала, что может быть обусловлено усталостными процессами при разрушении керамики. Величина параметра R_a может превышать исходное значение. Данные процессы характерны в большей или меньшей мере

скорости (менее 2 м/с) длительность обработки возрастает, высота микронеровностей увеличивается. Такая же картина происходит и при увеличении скорости инструмента более 3 м/с. При малых значениях скоростей резания сила недостаточна для эффективного удаления материала с заготовки, а при больших скоростях возрастает центробежная сила, которая снижает жесткость МАИ.

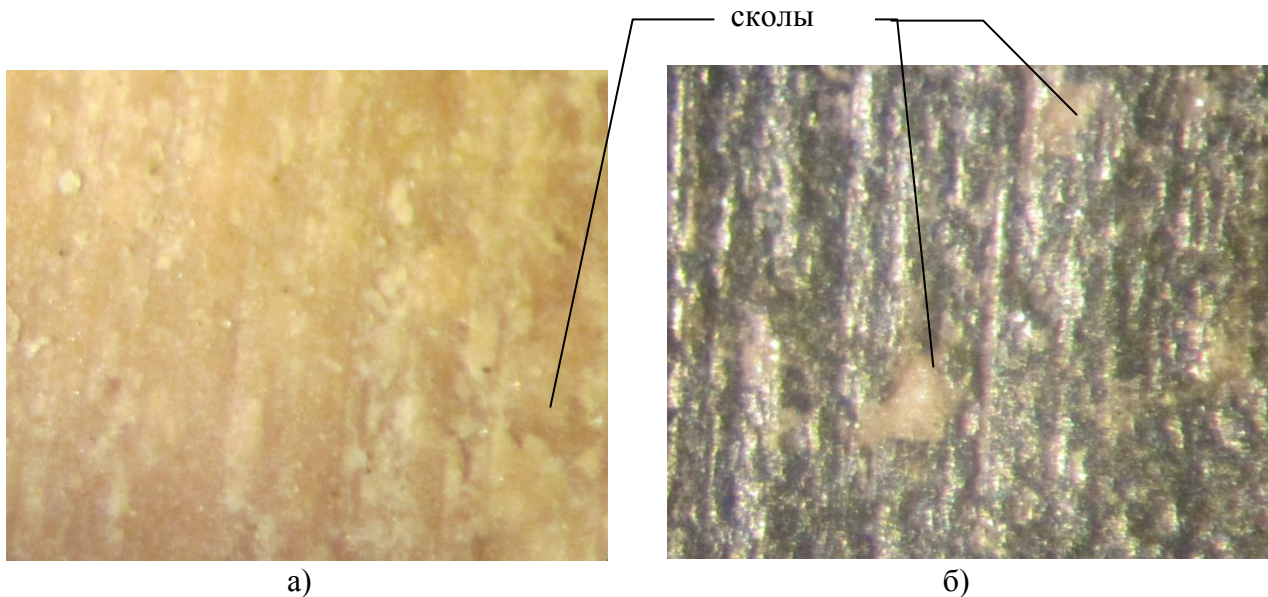


Рис. 3 – Фотографии поверхностного слоя керамики после алмазного шлифования (а) и после МАИ (б). Увеличение $\times 300$

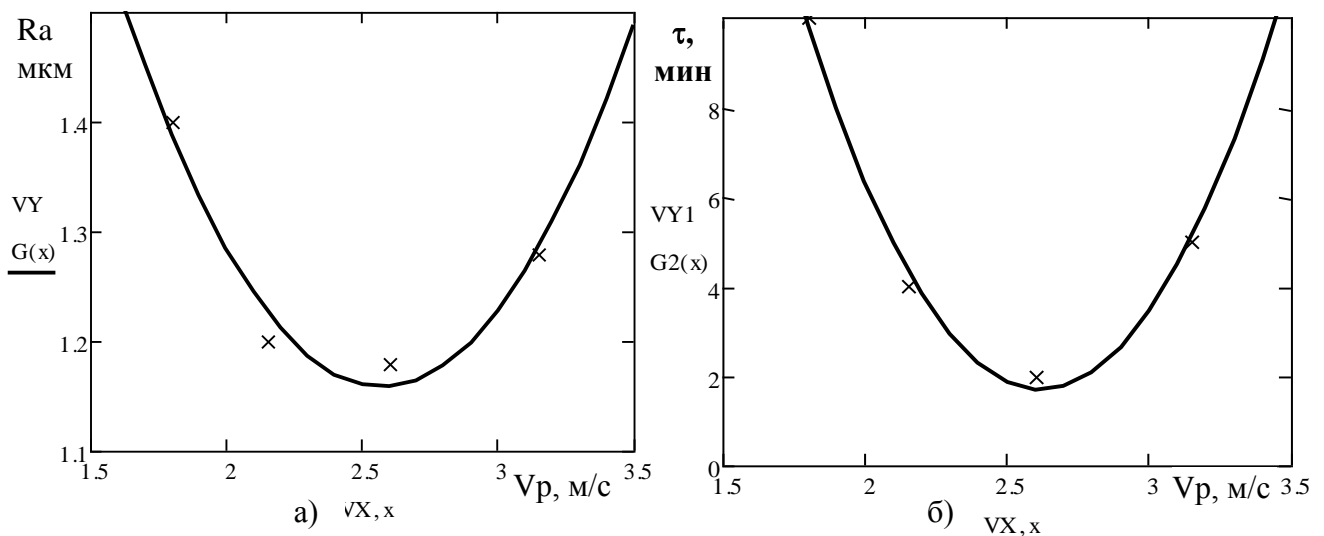


Рис.4 – Влияние скорости резания на минимальное значение параметра Ra (а) и длительность времени обработки τ (б) до достижения минимальной микронеровности

Подобная картина наблюдается и при изменении скорости заготовки [4]. Увеличение скорости заготовки приводит к росту центробежной силы и магнитно-абразивный порошок при обработке разлетается. Наилучшие результаты при обработке спеченной керамики из Al_2O_3 были получены при скоростях заготовки 0,15 м/с, при которой была обеспечен параметр $Ra=0,7$ мкм при исходной величине микронеровностей равной 2,1 мкм.

Выводы

При магнитно-абразивном полировании существуют рациональные условия обработки, определяемые режимами резания (скоростью инструмента, частотой вращения заготовки).

Минимальное значение шероховатости поверхностного слоя достигается в течение 2..8 мин обработки, значение которой определяется исходным значением микронеровностей, физико-механическими свойствами материала и режимом обработки.

В дальнейшем планируется произвести оптимизацию режима обработки с применением экономических критериев при выборе рационального значения магнитной индукции поля.

Перечень источников литературы: 1. Скворчевский Н. Я. Эффективность магнитно-абразивной обработки/ Н. Я. Скворчевский, Э. Н. Федорович, П. И. Ящерицын. — Минск.: Наука і техника, 1991.-215 с. 2. Майборода В.С. Особенности формирования магнитно-абразивного инструмента при магнитно-абразивной обработке длинномерных деталей в кольцевой рабочей зоне / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулий, И.В. Ткачук.// Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Випуск 8 (190) - С.49-56. 3. Майборода В.С. Магнитно абразивная обработка быстрорежущего инструмента различными порошковыми магнитно-абразивными материалами / В.С. Майборода, А.В. Анисимова //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. - Краматорськ: ДДМА. – 2011. – Вип. № 28. – С. 21-26. 4. Гусев В.В. Магнитно-абразивная обработка внутренних поверхностей с использованием постоянных магнитов / В.В. Гусев, С.В. Кучеренко, К.С. Сухоручко// Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Випуск 8 (190) - С.145-151.

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

ФОРМИРОВАНИЕ МИКРОРЕЛЬЕФА ПРИ МАГНИТО-АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКЕ ВНУТРЕННИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ИЗ КЕРАМИКИ

Гусев В.В., Молчанов А.Д., Барныч И.В.

В статье представлены результаты экспериментальных исследований магнитно-абразивной обработки внутренних отверстий деталей из керамики. Исследования показали наличие нелинейной зависимости формирования высотных параметров микрорельефа от длительности МАО, что связано с механизмами его формирования, влиянием хрупкого разрушения керамики в поверхностном слое. Результаты экспериментальных исследований позволили определить наличие рациональных значений скоростей инструмента и заготовки при магнитно-абразивной обработке.

ФОРМУВАННЯ МІКРОРЕЛЬЄФУ ПРИ МАГНІТО-АБРАЗИВНІЙ ОБРОБЦІ ВНУТРІШНІХ ПОВЕРХОНЬ З КЕРАМІКИ

Гусев В.В., Молчанов О.Д., Барнич І.В.

В статті представлено результати експериментальних досліджень магніто-абразивної обробки внутрішніх отворів деталей з кераміки. Дослідження показали наявність нелінійної залежності формування висотних параметрів микрорельєфу від тривалості МАО, що пов'язано з механізмами його формування та впливом крихкого руйнування кераміки в поверхневому шарі. Результати експериментальних досліджень дозволили визначити наявність раціональних значень швидкостей інструменту й заготовки при магнітно-абразивній обробці.

CERAMICS INNER SURFACE MICRO-RELIEF CREATION DURING MAGNETO-
ABRASIVE MACHINING

Gusev V.V., Molchanov A.D., Barnich I.V.

In the article are results of experimental researches during inner surface magneto-abrasive machining of ceramics parts. Nonlinear behavior micro-relief altitude argument creation from time of magneto-abrasive machining the research work are showed, that behavior is because of mechanism of their creation and influence of ceramics brittle failure in surface coating. The results of experimental researches make possible to defined streamlined velocity of work tool and workpiece during magneto-abrasive machining.

Ключевые слова: керамика, магнитно-абразивная обработка, режим обработки, хрупкое разрушение, шероховатость.

Ключові слова: кераміка, магніто-абразивна обробка, режим обробки, крихке руйнування, шорсткість.

Key words: ceramics, magneto-abrasive machining, machining condition, brittle failure, undulation.

УДК 621.757

Тараховский А.Ю.
СевНТУ, г.Севастополь

ТИПИЗАЦИЯ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТИПА «ЭЛАСТИЧНЫЙ КОЛЬЦЕВОЙ ЭЛЕМЕНТ – ВНУТРЕННЯЯ КАНАВКА»

Введение

В конструкциях современных машин и приборов в большом количестве содержатся узлы с разнообразными эластичными и упругими деталями. Механизация и автоматизация сборки таких изделий требует решения специфических задач, связанных с легкой повреждаемостью, малой жесткостью, миниатюрностью, повышенными требованиями к качеству поверхности.

Технология сборки контактного уплотнительного устройства состоит из двух основных этапов: установки эластичного кольца в канавку и последующей сборки полученного узла с контрдеталью. При этом решающее влияние на надежность работы уплотнительного устройства оказывает первый этап — сборка эластичного кольца с канавкой базовой детали, так как одной из основных причин негерметичности уплотнительных устройств является повреждение эластичной кольцевой детали (ЭКД) при сборке. Треть объема брака возникает по этой причине [2].

Рекомендации по использованию уже известных способов и средств сборки разрознены и противоречивы. Существующие у нас в стране и за рубежом способы сборки не обладают достаточной надежностью и производительностью, а устройства конструктивно сложны и неудобны в эксплуатации. В этих способах совершенно не предусмотрены условия, исключающие повреждения ЭКД, их остаточные деформации.

Для монтажа ЭКД во внутреннюю канавку базовой детали (БД) ЭКД необходимо предварительно деформировать таким образом, чтобы радиус описанной окружности деформированной формы вписывался в цилиндрическую ограничивающую поверхность БД. Технологической особенностью, усложняющей процесс сборки, является также необходимость выполнения и других дополнительных этапов сборочного цикла: восстановление формы деформированной детали, осадки. Важным условием надежного сопряжения является гарантированное восстановление формы за счет упругих свойств материала при снятии деформирующего воздействия. Но измененная форма может оказаться устойчивой. Это потребует дополнительного силового воздействия для восстановления формы на завершающем этапе сборочной операции. Необходимо также предотвращать или устранять сопутствующие монтажу нежелательные деформации, например скручивание, перегибы и т.д. Причиной таких остаточных деформаций являются:

- неправильный выбор вида деформации;
- возможный контакт поверхности ЭКД с поверхностями БД и сборочного механизма.

Процесс сопряжения ЭКД с БД можно разбить на три этапа:

- деформирование ЭКД;
- подача деформированной ЭКД к канавке БД;
- восстановление деформированной формы ЭКД в канавке (собственно сопряжение ЭКД с канавкой БД).

Возникшие в данном случае дополнительные элементы сборочного действия определяют необходимость решения соответствующих технологических задач. С учетом указанных особенностей операцию сборки уплотнительных соединений можно определить следующими элементами [3]:

- подача деталей к месту сборки;
- базирование и фиксация деталей на сборочной позиции;

- ориентирование деталей друг относительно друга;
- деформирование ЭКД;
- подача деформированной ЭКД к канавке БД;
- установка ЭКД в канавку БД за счет восстановления деформированной формы ЭКД;
- выгрузка УС в тару или транспортирование на следующую технологическую позицию.

Рассмотренная последовательность элементов может быть несколько изменена. Например, деформация ЭКД может быть произведена перед ориентированием деталей относительно друг друга, одновременно при подаче ЭКД к канавке и т.п. В сравнении с наиболее общей структурой сборочной операции, в процессе сборки УС появляется новый дополнительный элемент - предварительная деформация ЭКД. Подачу же деформированной ЭКД к канавке БД можно рассматривать, как осуществление сопряжения обычных жестких деталей, а восстановление формы деформированной ЭКД в канавке - как осуществление закрепления деталей в соединении.

Для сборки ЭКД с канавкой отверстия БД необходимо решить ряд технологических задач. Первой технологической задачей является создание необходимой сборочной деформации ЭКД. Второй технологической задачей является осуществление подачи деформированной ЭКД к канавке (с контактом или без контакта об уплотняемую поверхность базовой детали). Третьей технологической задачей является осуществление сопряжения ЭКД с канавкой (за счет упругих свойств ЭКД или принудительно).

В последние годы разработаны, запатентованы и нашли широкое применение новые эффективные конструкции уплотнительных устройств с эластичными кольцевыми деталями (ЭКД) из резины и полимерных материалов с различной формой и разнообразным сечением. По геометрической форме ЭКД можно разделить на четыре группы [4].

В первую группу входят ЭКД с сечением типа круг, квадрат, X-ринг, H-ринг, которые можно деформировать как в плоскости, так и в пространстве.

Во вторую группу входят ЭКД при деформации которых необходимо производить оценку вида сечения, так как на некоторых этапах процесса деформирования может произойти увеличение радиуса описанной окружности за счет “выворачивания” бортов. Ко второй группе относятся кольца с П-образным и с V-образным сечением.

В третью группу входят ЭКД для монтажа которых необходимо деформировать одновременно с формой и сечение ЭКД таким образом, чтобы размер деформированного сечения позволял установить ЭКД с зазором в установочный паз.

К четвертой группе относятся ЭКД совмещающие в себе признаки радиального и аксиального уплотнений.

Важным фактором, определяющим процесс сборки УС, являются геометрические характеристики собираемых деталей - БД и ЭКД, которые необходимо обосновать.

Для разграничения задач сборки, обоснованного анализа методов монтажа БД необходимо типизировать. Возможные типы БД отличаются друг от друга сочетанием вариантов геометрической характеристики.

Все уплотнительные устройства по характеру уплотняемых соединений подразделяются на следующие три основные группы [5]:

- для соединений с возвратно-поступательным движением (уплотнение штоков и поршней);
- для соединений с вращательным движением (уплотнение валов);
- для неподвижных соединений (уплотнение доньев, крышек и др.).

Первая и вторая группы – радиальные уплотнения, третья – аксиальные.

С развитием уплотнительной техники появились уплотнения, совмещающие в себе признаки радиального и аксиального. Следовательно, БД можно разделить на три больших класса по признаку уплотнений:

- БД в которые устанавливаются радиальные уплотнения.

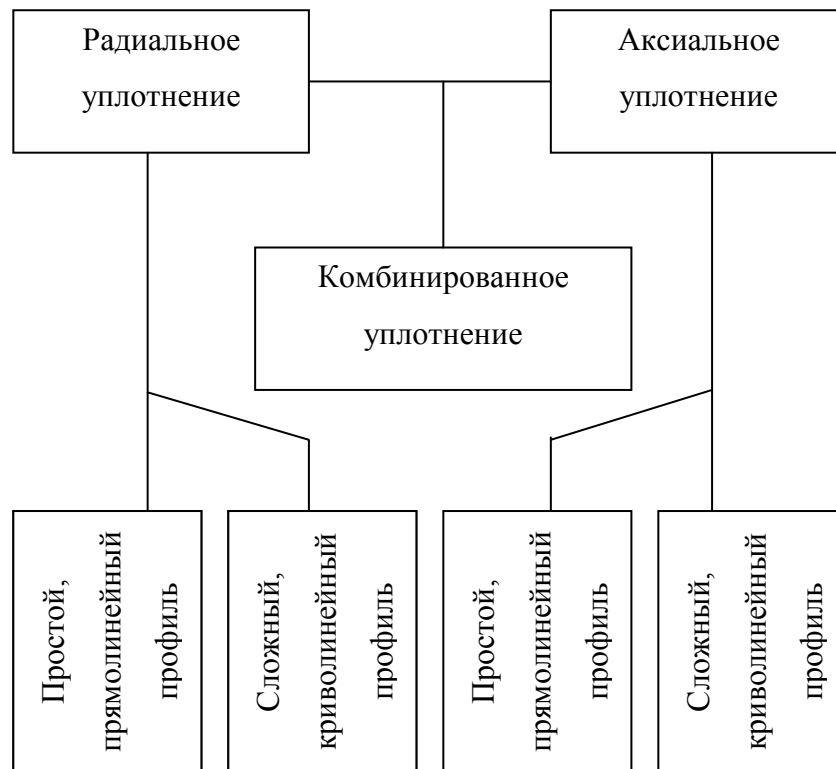


Рис. 1 - Схема типов БД

- БД в которые устанавливаются аксиальные уплотнения.
- БД в которые устанавливаются комбинированные уплотнения, совмещающие в себе признаки аксиального и радиального уплотнения.

Для разграничения задач сборки, обоснованного анализа методов монтажа БД типизированы (рис. 1).

Геометрическая характеристика БД определяет цилиндрическую ограничивающую поверхность (ЦОП). С ЦОП необходимо отождествлять форму деформированного кольца перед его установкой в канавку. ЦОП можно охарактеризовать двумя параметрами: диаметром сечения $D_{\text{цоп}}$ и величиной протяженности $L_{\text{цоп}}$.

Возможные типы БД отличаются друг от друга сочетанием вариантов геометрической характеристики. Код детали присваивается согласно структуре на рис. 2.

Если базовая деталь содержит только одну канавку, то диаметр сечения $D_{\text{цоп}}$ равен диаметру D внутренней уплотняемой поверхности базовой детали, а величина протяженности $L_{\text{цоп}}$ – расстоянию l канавки от торца. При наличии резьбы, проточек и других неровностей, а также, если канавок больше одной, принимаем $n > 1$. В этом случае необходимо использовать приспособления, предохраняющие кольцо от разрушения, либо обеспечить подачу деформированного кольца без контакта с уплотняемой поверхностью. Если D и Δl переменны, изменяются и параметры ЦОП.

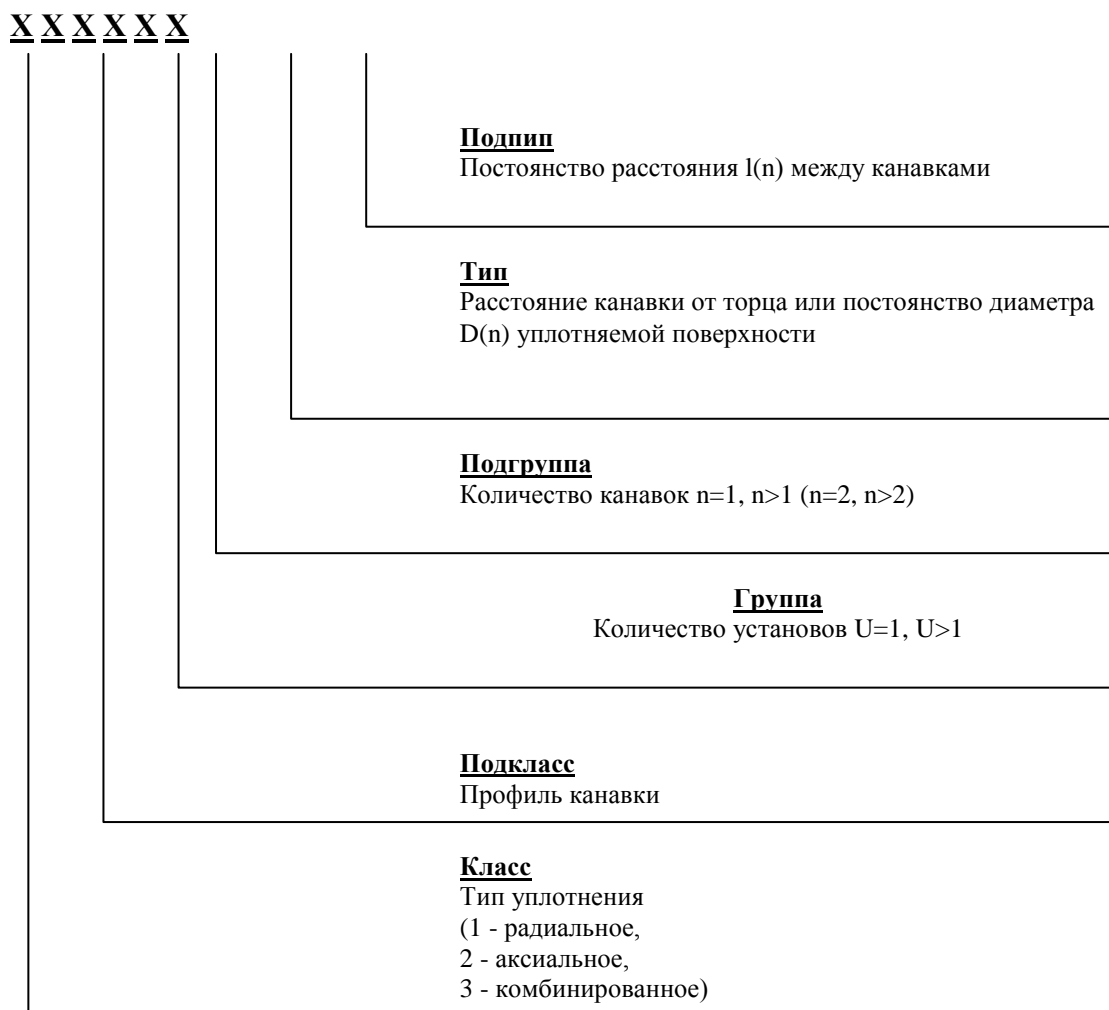


Рис. 2 – структура определения кода БД

При $n \geq 2$ диаметр сечения $D_{\text{зон}}$ уменьшается на 0,5...2 мм. Расстояние l от торца базовой детали до канавки (наиболее удаленной, если $n \geq 2$) определяет протяженность ЦОП и влияет, как будет показано ниже, на выбор способа деформирования: $L_{\text{зон}}=1$.

Параметры ЦОП и сложность сборочного цикла определяются также числом U установов, предусматривающих изменение положения базовой детали при последовательной подаче кольца к канавкам с обоих торцов. По числу установов базовые детали можно разделить на две группы:

- монтаж ЭКД можно производить с одного торца базовой детали ($U = 1$);
- монтажа ЭКД необходимо производить с двух торцов базовой детали ($U > 1$).

На сложность сборочного цикла также большое влияние оказывает профиль канавки. Условно базовые детали можно разбить на четыре основных подкласса (рисунок 3).

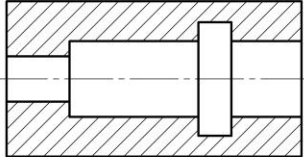
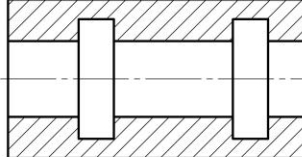

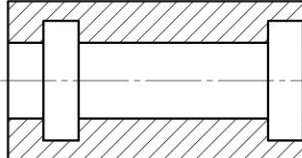
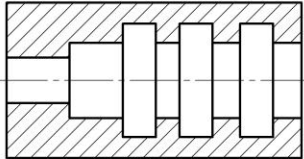
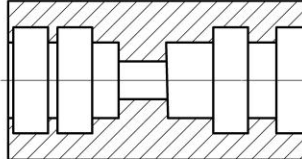
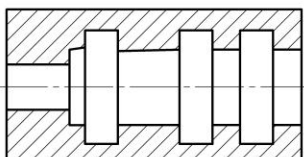
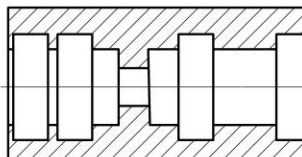
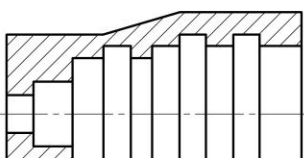
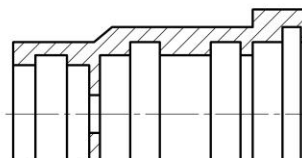
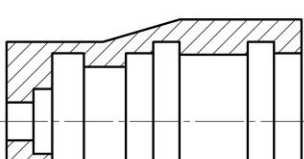
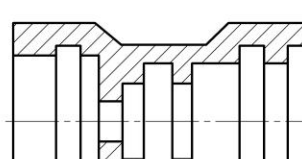
$U=1$ $n=1$ $l(n) > 0,75D$ 	$U=2$ $n=2$ $l(n) > 0,75D$ 
$U=1$ $n=1$ $l(n) \leq 0,75D$ 	$U=2$ $n=2$ $l(n) \leq 0,75D$ 
$U=1$ $n > 1$ $D(n) = const$ $l(n) = const$ 	$U=2$ $n > 2$ $D(n) = const$ $l(n) = const$ 
$U=1$ $n > 1$ $D(n) = const$ $l(n) \neq const$ 	$U=2$ $n > 2$ $D(n) = const$ $l(n) \neq const$ 
$U=1$ $n > 1$ $D(n) \neq const$ $l(n) = const$ 	$U=2$ $n > 2$ $D(n) \neq const$ $l(n) = const$ 
$U=1$ $n > 1$ $D(n) \neq const$ $l(n) \neq const$ 	$U=2$ $n > 2$ $D(n) \neq const$ $l(n) \neq const$ 

Рис. 3 – Типизация базовых деталей уплотнительных узлов

В первый подкласс входят базовые детали с простым профилем канавки под ЭКД. Эти посадочные места стандартизированы. В них можно устанавливать как ЭКД I группы (кольца круглого, Х-образного и т.п. сечений), так и часть ЭКД II группы, не требующие для своей установки канавок сложной формы (кольца П-образного, U-образного, Y-образного и т.п. сечений).

Во второй подкласс входят базовые детали со сложным профилем канавки, повторяющим профиль ЭКД (кольца V-образного и Т-образного сечений).

В третий подкласс входят базовые детали с канавкой для установки ЭКД III группы.

В четвертый подкласс входят базовые детали, содержащие несколько канавок различного профиля.

Выводы

Таким образом, в понятие геометрической характеристики базовой детали входит комплекс следующих элементов:

- число установов U ;
- число канавок n ;
- профиль канавок;
- диаметр D уплотняемой поверхности;
- постоянство D ;
- величина l , определяющая расстояние от торца до наиболее удалённой канавки;
- постоянство расстояния Δl между канавками.

Перечень источников литературы: 1. Шерешевский А.Н. Опыт автоматизации сборки уплотнительных соединений в условиях мелкосерийного производства. - Киев: О-во «Знание» Украины, 1989. - 24с. 2. Машиностроительный гидропривод /Под ред. В.Н.Прокофьева. – М.:Машиностроение, 1978. – 495 с. 3. Механизация и автоматизация сборки в машиностроении /А.В.Воронин, А.И.Гречухин, А.С.Калашников и др. – М.:Машиностроение, 1985. – 272 с. 4. Шерешевский А.Н., Тараховский А.Ю. Системный подход к анализу сборки узлов с эластичными кольцевыми деталями /Оптимизация производственных процессов: Сб. науч. тр. /Редкол.: В.Я.Копп (отв. ред.) и др.; Севастоп. гос. техн. ун-т. – Севастополь, 1999 г. – С.145-149. 5. Кондаков Л.А. Уплотнения гидравлических систем.-М.: Машиностроение, 1972.-240 с.

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

ТИПИЗАЦИЯ БАЗОВЫХ ДЕТАЛЕЙ УПЛОТНИТЕЛЬНЫХ СОЕДИНЕНИЙ ТИПА «ЭЛАСТИЧНЫЙ КОЛЬЦЕВОЙ ЭЛЕМЕНТ – ВНУТРЕННЯЯ КАНАВКА»

Тараховский А.Ю.

Раскрываются специфические задачи сборки уплотнительных узлов, содержащих эластичную кольцевую деталь. Рассматриваются отличительные особенности элементов сборочной операции. Для разграничения задач сборки, обоснованного анализа методов монтажа приведена типизация базовых деталей.

ТИПІЗАЦІЯ БАЗОВИХ ДЕТАЛЕЙ З'ЄДНАНЬ УЩІЛЬНЮВАЧІВ ТИПУ "ЕЛАСТИЧНИЙ КІЛЬЦЕВИЙ ЕЛЕМЕНТ-ВНУТРІШНЯ КАНАВКА"

Тараховський О.Ю.

Розкриваються специфічні задачі зборки ущільнювальних вузлів, що містять еластичну кільцеву деталь. Розглядаються відмінні риси елементів складальної операції. Для розмежування задач зборки, обґрунтованого аналізу методів монтажу приведена типізація базових деталей.

TYPIFICATION OF BASE DETAILS OF COMPRESSION CONNECTIONS OF TYPE "ELASTIC CIRCULAR ELEMENT-INTERNAL DITCH"

Tarakhovsky A. Y.

The specific tasks of assembly of sites containing an elastic ring part are uncovered. The distinctive features of units of the assembly operation are considered. For differentiation of the tasks of assembly justified analysis of methods of adjustment the classification of base parts is reduced.

Ключевые слова: сборка, узел, кольцевая деталь, монтаж, эластичный.

Ключові слова: складання, вузол, кільцева деталь, монтаж, еластичний.

Keywords: assembling, knot, circular detail, editing elastic.

УДК 621.9

Витренко О.С., Кириченко И.А., Воронцов Б.С.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПОМОЩИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Введение

В последнее время гиперболоидные винтовые зубчатые передачи вызывают интерес как у отечественных, так и у зарубежных исследователей и ученых. Объем выпуска зубчатых колес этих передач увеличивается с каждым годом. Множество зубчатых колес для винтовых зубчатых передач имеют различную конструктивную форму, изготовление которой требует множества различных технологий, а также различных зуборезных инструментов, основанных на схемах формообразования третьего класса. Такие передачи широко распространены в общем машиностроении и применяются в механизмах с малыми мощностями и значительными передаточными отношениями. Бесшумность и плавность работы является одним из основных преимуществ таких передач. Если передаточное отношение меньше восьми, то характер касания зубьев в передаче точечный. Начальное касание зубьев происходит в точке, при этом в зоне контакта возникают значительные скорости скольжения, приводящие к интенсивному износу зубьев.

Упомянутое выше позволяет сказать, что использование любых резервов в области конструирования и технологии изготовления различного вида гиперболоидных зубчатых колес дает значительный экономический эффект, который можно получить за счет улучшения конструкции ортогональной винтовой зубчатой передачи, обусловленной выбором схемы ее формообразования, а также, за счет повышения производительности изготовления зубчатых колес, улучшения их качества с одновременным снижением себестоимости их изготовления.

Цель работы

Целью данной работы является разработка принципиально новой схемы формообразования зубчатых колес ортогональной винтовой зубчатой передачи, позволяющей получить зубчатые колеса с линейным характером касания зубьев при любом передаточном отношении.

Основная часть

Все многообразие зубчатых колес можно свести к трем большим группам. Первая группа колес монтируется на параллельных осях. В этом случае зубья конструируются на цилиндрических заготовках. Зуб бывает прямой, косой, шевронный и круговой. Профиль теоретически может быть любым, лишь бы выполнялась основная теорема зацепления $\vec{N} \cdot \vec{V}^{(12)} = 0$.

Вторая группа колес монтируется на пересекающихся осях. В этом случае зубья конструируются на конических заготовках. Зуб бывает прямой, косой, круговой. Профиль теоретически может быть любым, лишь бы выполнялся основной закон зацепления.

Третья группа колес монтируется на скрещивающихся осях. Зубья в этом случае должны проектироваться на гиперболоидных заготовках. В этом случае будет реализован линейный контакт при производстве зубьев на однополостном гиперболоиде при помощи эвольвентного инструмента.

Из теории формообразования хорошо известно, что зубья всех колес должны быть сконструированы на аксоидных поверхностях [1,2,3]. Аксоидная поверхность зубчатого колеса передачи – это каждая из поверхностей, описываемых мгновенной осью относительного движения зубчатых колес передачи, относящаяся к данному зубчатому колесу, что видно из рис.1.

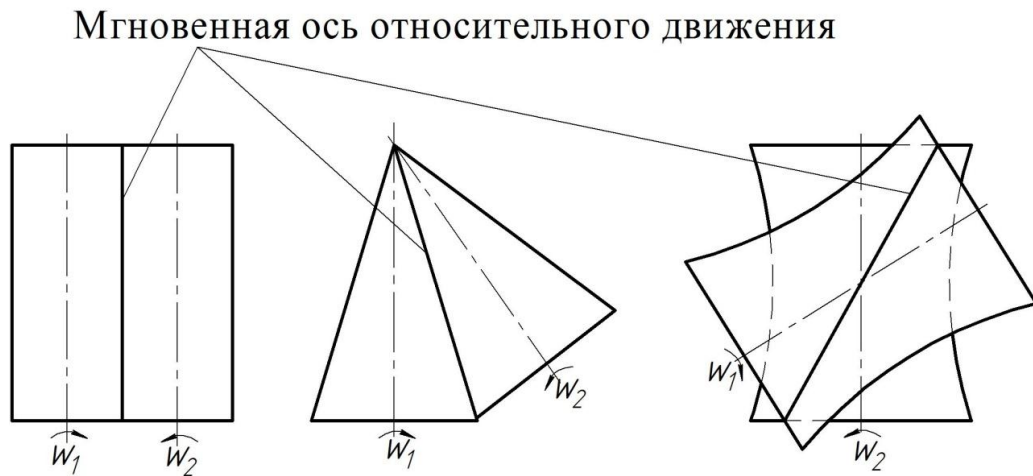


Рис. 1 – Аксоидная поверхность зубчатого колеса передачи

У цилиндрической и конической передач зубья спроектированы на цилиндрических и конических заготовках при помощи мгновенных осей относительного движения [4]. Что касается гиперboloидной передачи, состоящей из двух гиперboloидных колес или состоящей из гиперboloидного и цилиндрических колес, то на сегодняшний день гиперboloидное колесо не удастся получить при помощи мгновенной оси относительного движения.

Поэтому на практике исследователи во всем мире пытаются спроектировать зубья на «гиперboloидной» заготовке при помощи обкатки цилиндрических зубчатых колес. В результате такой схемы зубья получаются на квазигиперboloидных заготовках. При этом два квазигиперboloидных колеса могут зацепляться при передаточном числе равном только: $U = 1:1$. При других передаточных отношениях наступает интерференция зубьев. Квазигиперboloидное колесо может зацепляться только с одним цилиндрическим колесом, огибающим квазигиперboloидное зубчатое колесо. Если цилиндрическое колесо изготовить по диаметру большим, чем расчетное огибающее цилиндрическое зубчатое колесо, то наступает интерференция, если цилиндрическое колесо изготовить по диаметру меньшим чем огибающее, то будет реализован точечный характер касания.

Из всего сказанного следует, что общая прямолинейная образующая однополостных гиперboloидов одновременно является прямой лежащей на гиперboloидах и инструментальных рейках, это значит, что эти прямые можно заменить шаблоном и контршаблоном (рис. 2).

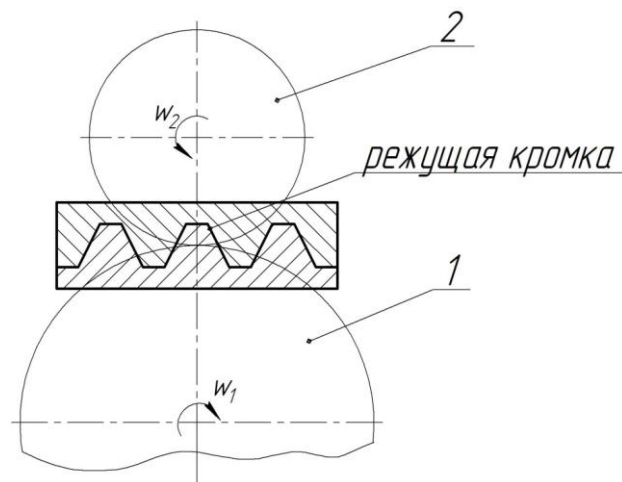


Рис. 2 – Формообразование зубчатых колес при помощи инструментальной рейки

Такое положение привело к тому, что одной режущей кромкой одновременно нарезаются колесо 1 и колесо 2, которые будут сопряженными. В этом случае выполняется основной закон зацепления. Профили цилиндрических зубчатых колес криволинейны. Поэтому точное изготовление их затруднительно. При увеличении диаметра начальной окружности колеса кривизна профиля уменьшается, и в пределе, когда диаметр колеса приближается к бесконечности, криволинейные профили переходят в прямые линии. Поэтому для практических надобностей берется только гребенка или же рейка, т.к. они пригодны для зацепления любых колес с внешним зацеплением. Схема практического нарезания зубьев при помощи рейки представлена на рис.3.

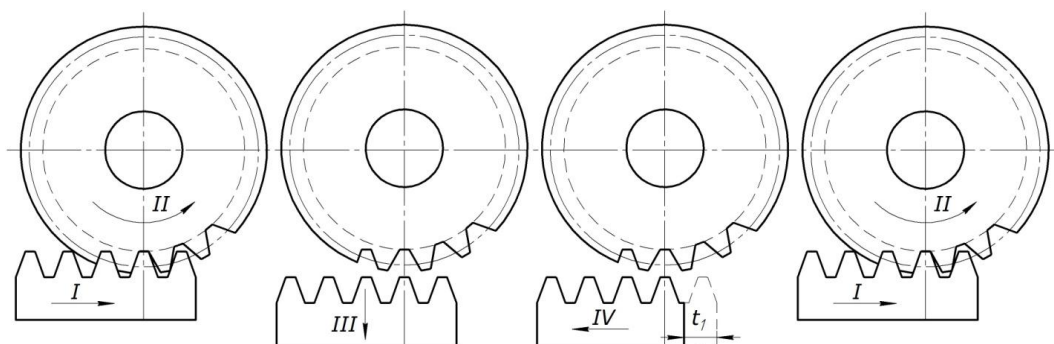


Рис. 3 – Схема нарезания зубьев при помощи инструментальной рейки

Описанный выше процесс нарезания зубьев осуществим на зубообрабатывающем станке модели 515 завода «Комсомолец». При нарезании зубьев на однополостном гиперboloиде необходимо разорвать кинематическую цепь, обеспечивающую зубострогальное движение, а вертикальный суппорт повернуть на угол $\pm 60^\circ$ в зависимости от угла наклона зуба гиперboloидного зубчатого колеса. Такая переделка легко осуществима, однако нарезание зубьев на однополостном гиперboloиде будет малопродуктивным, а точность нарезания в значительной степени зависит от квалификации станочника.

Нарезать зубья на однополостном гиперboloиде при помощи цилиндрического зубчатого колеса в производственных условиях очень сложно. Для этого необходимо модернизировать станок таким образом, чтобы нарезаемое гиперboloидное зубчатое колесо и инструментальное колесо имели согласованные вращения за счет гитары деления станка, кроме того инструментальное зубчатое колесо должно двигаться в горизонтальной плоскости. Для этого необходимо в значительной степени модернизировать зубофрезерный станок или спроектировать зубообрабатывающие станки новой конструкции, что в настоящее время является весьма затруднительным процессом.

Попытаемся нарезать зубья на гиперboloиде при помощи стандартных зубофрезерных станков «Pfafter» и 5E32, которые в своей конструкции имеют протяжной суппорт. Для такого нарезания зубьев на однополостном гиперboloиде необходимо заготовку обработать на токарном станке, таким образом, чтобы ее наружная поверхность имела гиперboloидную форму. Эта заготовка устанавливается на инструментальной оправке, закрепленной в инструментальном шпинделе зубофрезерного станка. Шпиндель станка поворачивают на угол, равный углу подъема витка однополостного гиперboloида. На столе станка устанавливается инструментальное зубчатое колесо, таким образом, чтобы его передняя поверхность была параллельна прямолинейной образующей однополостного гиперboloида. При помощи гитары деления станка нарезаемое гиперboloидное зубчатое колесо и инструментальное колесо приводятся в согласованное вращение. Инструментальный суппорт имеет одновременно две подачи: осевую и тангенциальную. В результате этих двух подач гиперboloидное зубчатое колесо перемещается из положения I в положение II, а затем и в положение III, в котором колеса выходят из зацепления, и

полностью прекращается процесс нарезания [5]. Схема такого нарезания представлена на рис. 4.

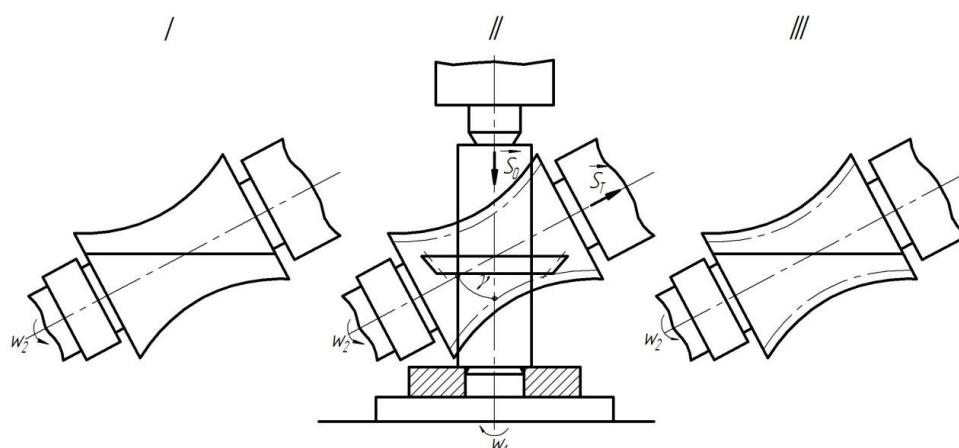


Рис. 4 – Схема нарезания зубьев на гиперболической заготовке

При нарезании гиперболических зубчатых колес согласно схеме, представленной на рис.4., необходимо отметить, что наружная поверхность такой заготовки имеет не гиперболический профиль, профиль тела вида «однополостной гиперболической». Инструментальное зубчатое колесо формообразует, как зубья гиперболического колеса, так и наружную гиперболическую поверхность. В этом случае резание металла происходит закрытым режущим контуром, следовательно, условия резания неблагоприятны, что в значительной степени влияет на качество и точность обработки. С целью устранения этих недостатков в работе был разработан и запатентован принципиально новый способ нарезания зубьев, представленный на рис. 5.

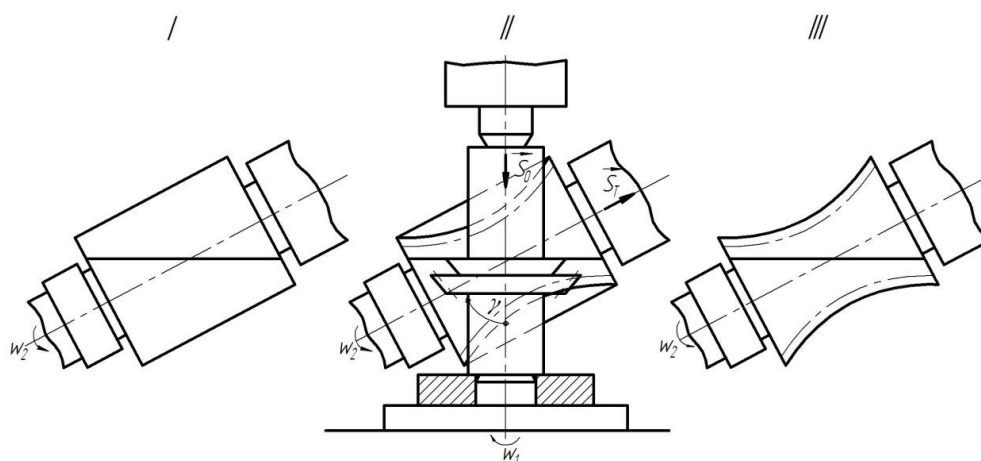


Рис. 5 – Схема изготовления гиперболического зубчатого колеса

Нарезание зубьев на гиперболической заготовке осуществляют за два прохода. На первом проходе цилиндрическую заготовку устанавливают таким образом, что через ее среднее сечение проходит прямая, параллельная передней режущей кромке круглого резца. При этом нарезается наружная поверхность однополостной гиперболической. Диаметр круглого резца равен диаметру окружности впадин инструментального зубчатого колеса. На втором проходе гиперболическую заготовку опускают на величину равную высоте круглого резца, таким образом, что передняя грань цилиндрического инструментального зубчатого колеса совпадает с прямолинейной образующей однополостной гиперболической [6]. Дальнейшее формообразование гиперболического зубчатого колеса аналогично формообразованию, представленному на рис. 4.

При помощи перечисленных выше способов изготовления гиперболических зубчатых колес можно получать прямозубые зубчатые колеса. Но в механизмах очень часто при одних габаритных размерах необходимо менять передаточное отношение. Следовательно, возникает необходимость нарезать зубчатые колеса одного размера с разным углом наклона зуба. Для этого был разработан и запатентован способ нарезания гиперболических зубчатых колес, представленный на рис. 6. Этот способ изготовления гиперболических зубчатых колес по кинематике аналогичен способам, представленным на рис. 4 и рис. 5. Отличие способа заключается в том, что при нарезании зубьев дополнительно настраивают гитару дифференциала зубофрезерного станка. В этом случае получаем возможность изготовить гиперболические зубчатые колеса принципиально новой геометрии, у которых линия зуба отклоняется от прямолинейной образующей однополостного гиперболического параболоида [7].

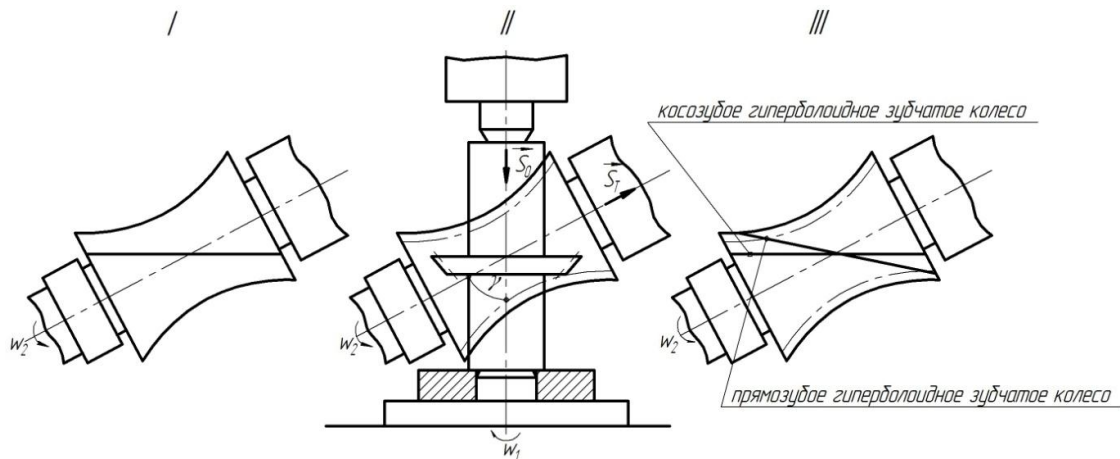


Рисунок 6 – Схема нарезания косозубых гиперболических зубчатых колес

Выводы

В работе разработан ряд новых схем формообразования гиперболических зубчатых колес, дающих возможность получить гиперболические зубчатые колеса одного и того же размера с различным углом наклона зуба с увеличенным коэффициентом перекрытия. Одновременно повышается качество обработки зуба, снижается ее себестоимость и увеличивается производительность.

Перечень источников литературы: 1. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием / П.Р.Родин. – К.: Вища школа, 1977. – 192 с. 2. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. – М.: Наука, 1968. – 584 с. 3. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел. Монография / Г.И.Шевелева. – М.: Станки, 1999. – 494 с. 4. Мамлюк О.В. Развитие теории формообразования поверхностей резанием: дис. на соискание ученой степени доктора техн. наук: 05.03.01 / Мамлюк Олег Владимирович. – К., 2007. – 247 с. 5. Пат. 34475 Україна, МПК В23F 9/00. Спосіб нарізування гіперболічних зубчастих коліс / О.В. Вітренко, О.С. Вітренко, І.О. Кириченко, заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. – №200803692; Заявл. 24.03.2008; Опубл. 11.08.2008, Бюл. №15. 6. Пат. 40480 Україна, МПК В23F 9/00. Спосіб нарізування гіперболічних зубчастих коліс / О.В. Вітренко, О.С. Вітренко, І.О. Кириченко, заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. – №200813259; Заявл. 17.11.2008; Опубл. 10.04.2009, Бюл. № 7. 7. Пат. 44215 Україна, МПК В23F 9/00. Спосіб нарізування гіперболічних зубчастих коліс / О.В. Вітренко, заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. – №200903482; Заявл. 10.04.2009; Опубл. 25.09.2009, Бюл. № 18.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ГІПЕРБОЛОЇДНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ЗА ДОПОМОГОЮ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗУБЧАСТОГО КОЛЕСА

Вітренко О.С., Кириченко І.А., Воронцов Б.С.

Були запропоновані методи створення зубчастих коліс гіперболи з різним числом зубів на стандартному устаткуванні без додаткового устаткування В результаті використання методів, що розвивалося, це стає можливо, щоб зменшити габарити відрізаних зубчастих коліс гіперболи з одночасним зростають коефіцієнта перекриття зубів в передачі гіперболи.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПОМОЩИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Витренко О.С., Кириченко И.А., Воронцов Б.С.

Были предложены методы создания зубчатых колес гиперболы с различным числом зубов на стандартном оборудовании без дополнительного оборудования В результате развиваемого использования методов это становится возможно, чтобы уменьшить габариты отрезанных зубчатых колес гиперболы с одновременным возрастают коэффициента перекрытия зубов в передаче гиперболы.

RESEARCH OF PROCESS OF ФОРМООБРАЗОВАНИЯ OF HYPERBOLOIDAL GEAR-WHEELS THROUGH INSTRUMENTAL GEAR-WHEEL

Vitrenko O.S., Kirichenko I.A., Vorontsov B.S.

The methods of making of hyperbola gear-wheels with the different number of teeth on a standard equipment without the additional equipment have been offered. As a result of the developed methods usage it becomes possible to decrease the overall sizes of the cut hyperbola gear-wheels with the simultaneous increase of teeth overlap coefficient in a hyperbola transmission.

Ключевые слова: зубчатое колесо, гипербола, габариты, формообразование, процесс.

Ключові слова: зубчасте колесо, гіпербола, габарити, формоутворення, процес.

Keywords: gear-wheel, hyperbola, sizes, формообразование, process.

УДК 621.833:621.914.5

Тимофеев Ю.В., Волошин А.И., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Кравцов А.В.
ХТУ «ХПИ» г. Харьков, ПАО «НКМЗ», ДГМА, г. Краматорск, Украина,
ФГАОУ ВПО «УрФУ им. первого президента России Б.Н. Ельцина»
г. Екатеринбург, Россия

Научное обоснование технологических методов обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес

Введение

В настоящее время рассматривается два научных направления технологического обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес. Первое из них предусматривает технологическое обеспечение системы параметров поверхностного слоя. Второе - технологическое обеспечение непосредственно эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес [1].

Начало научного подхода по технологическому обеспечению эксплуатационных свойств деталей на основе обеспечения параметров качества поверхности было положено ученым А.П.Соколовским.

В настоящее время этому направлению посвящено достаточно большое число работ. Основные результаты исследований обобщены в работах: П.Е. Дьяченко, Б.С. Балакшина, А.А. Маталина, П.И. Ящерицина, Э.В. Рыжова, А.М. Сулимы, Д.Д. Папшева, А.В. Подзея, Ю.Г. Проскуракова, Ю.Г. Шнейдера, Е.Н. Маслова, А.М. Дальского, В.С. Корсакова, П.Г. Алексева, С.С. Силина, В.С. Мухина, А.Д. Макарова, С.Г. Семенова, А.Г. Сулова. [2].

При наличии постоянного контакта зацепляемых зубьев, входящих в зацепление значительное влияние на эксплуатационные свойства тяжело нагруженных крупномодульных зубчатых колес оказывает зона контактного взаимодействия. Здесь и далее, под зоной контактного взаимодействия принимается объем, который образован между границами, очерченными линиями, отсекающими слой металла с поверхностными остаточными напряжениями взаимодействующих плоскостей. Ее структуру раскрыл А.С.Ахматов [2], составивший модель поверхностного слоя твердого тела.

Исходя из современных представлений зона контактного взаимодействия состоит из двух основных частей - объема межконтактного пространства и объема металла, имеющего остаточные напряжения сопрягаемых поверхностей зубчатых колес.

Объем межконтактного пространства зависит от формы поверхности и ее геометрических характеристик, оценка определяется тремя основными подходами.

Первый - использует спектральную теорию неровностей [2]. Он основан на оценке несущей способности поверхности без деления ее неровностей на шероховатость и волнистость. Этот подход, имея положительные стороны, не учитывает традиций, на базе которых разработаны стандарты во всех странах мира. Это сужает технологические возможности обеспечения геометрических параметров поверхности зубчатых колес. Второй - непараметрический подход к оценке состояния поверхностного слоя основан на сравнительной оценке поверхности относительно шаблона. Такой подход применяется, преимущественно, для решения частных задач наиболее изученных соединений. Применение шаблонов затрудняет процессы регламентации поверхности с позиции ее эксплуатационных свойств.

Третий - параметрический подход, основанный на исторически сложившихся условиях разделения неровностей на шероховатость, волнистость, микрорельеф и макроотклонения. Этот подход создает возможности наиболее доступной регламентации поверхностей, дифференцированно учитывает все неровности и не имеет недостатков, присущих первому и второму случаю. Результатом исследований в этом направлении явились ГОСТ 2789-73, ГОСТ 24773-81, ГОСТ 2.308-79. В то же время для тяжело нагруженных зубчатых колес не регламентируются параметры волнистости, не

отражен характер макроотклонений, нет рекомендаций по регламентации эксплуатационных свойств эвольвентных поверхностей контактируемых зубчатых передач [3].

В отличие от объема межконтактного пространства в настоящее время отсутствует методика по определению слоя металла, имеющего измененное физико-механическое состояние.

Физико-механические параметры не регламентируются. Определяют лишь такие характеристики как степень наклепа, глубину залегания наклепанного слоя и

Анализ моделей по расчету характеристик контакта поверхностей основан на представлении выступов реальной элементарной поверхности (Рис. 1) в виде сферы, конусов, цилиндров, столбиков прямоугольной формы, эллипсоидов, эллиптических параболоидов.

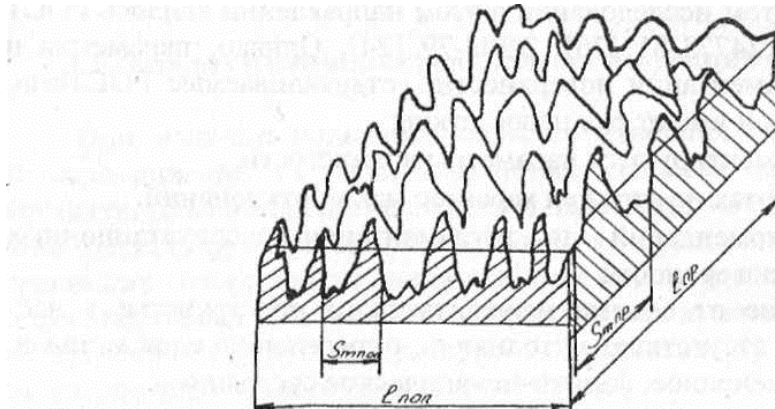


Рис. 1 – Элементарная поверхность

Выступы имеют сферическую форму. При этом, имеет место линейная зависимость роста числа выступов при увеличении глубины рассматриваемого уровня.

Ф.Ф. Линг рассмотрел контакт шероховатости поверхности моделированных набором конусов. Деформация выступов предполагается идеально пластической. Указывается, что сближение двух шероховатых поверхностей зависит от нагрузки в значительно большей степени, чем при контакте шероховатости с гладкой плоскостью. И.В. Крагельский выполнил расчеты по контактному взаимодействию, представляя реальную поверхность в виде цилиндрических выступов различной высоты. И. Т. Гусев смоделировал шероховатость набором одинаковых по площади микростолбиков прямоугольной формы. Н.В. Демкин, моделируя поверхность набором сферических выступов рассмотрел задачу с учетом шероховатости в продольном и поперечном направлении. П. Е. Дьяченко, Н. Н. Толкачева, К. П. Горюнов предложили модель, выступы которой представлены в виде эллипсоидов. Э.В. Рыжов использовал модель эллипсоидов, предложенную П.Е. Дьяченко для описания шероховатости, волнистости и макроотклонений. А.Г. Суслов, применив модель эллиптического параболоида (Рис. 2), рассчитал контактные характеристики при любых значениях параметра опорной кривой.

Применение предложенных моделей позволило рассчитывать эксплуатационные характеристики контактного взаимодействия.

А.Г. Суслов [2] разработал методику расчета нормальных контактных сближений и величины контактной жесткости с учетом макро-отклонений волнистости и шероховатости.

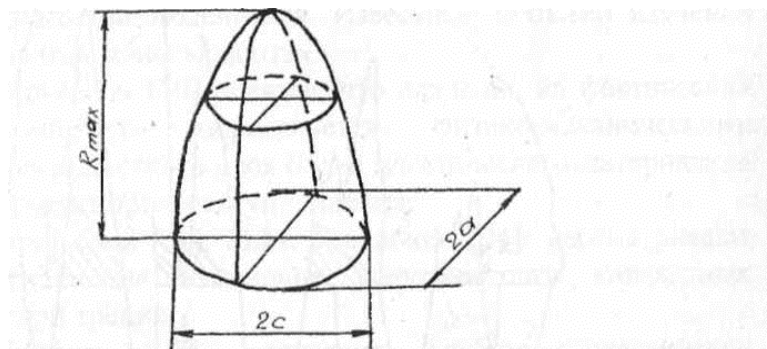


Рис. 2 – Модель единичного выступа в виде эллиптического параболоида

Важными характеристиками контакта зубчатых колес являются способность удерживать или пропускать через зону контактного взаимодействия жидкость. При внедрении в поверхность более твердой шероховатой поверхности происходит вытеснение металла (Рис. 3) и этим уменьшается пропускная способность рабочей жидкости в качестве создания масляной подушки, особенно это важно в зоне делительного диаметра, где трение качения переходит в трение скольжения, чем интенсивнее происходит износ рабочих эвольвентных поверхностей зубчатых колес.

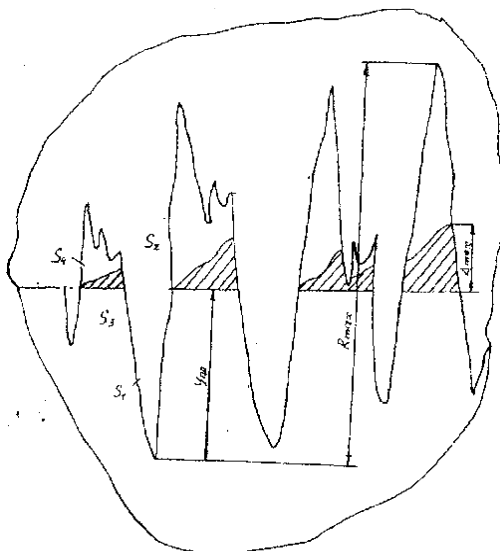


Рис. 3 – Вытеснение металла при внедрении более твердой шероховатой поверхности

Проведенный анализ показывает, что моделирование рельефа поверхности на базе традиционных параметров качества поверхностного слоя позволяет получить зависимости, отражающие свойства контакта зубчатых колес. В дальнейшем изложении эти зависимости будем называть характеристиками зоны контактного взаимодействия. Давление на фактических площадках контакта определяется физико-механическими свойствами поверхностного слоя более пластического материала, в котором происходят процессы упрочнения.

Предлагается учитывать при прогнозировании закономерностей формирования параметров состояния поверхностного слоя тяжело нагруженных крупномодульных закаленных зубчатых колес структурно-энергетическое состояние материала (величину накопленной внутренней и упругой энергии, коэффициент напряжения межатомных связей, величину истинного предела текучести).

Результаты работ показывают, что на контактное взаимодействие оказывает влияние:

эксплуатационные свойства зубчатых колес, характер изменений геометрических параметров и физико-механических свойств, исходные параметры качества поверхностного слоя контактирующих поверхностей. Все составляющие формируются в ходе технологического процесса изготовления деталей, финишными процессами которого, как правило, являются методы механической обработки. Их выбор в процессе решения задач технологического обеспечения наиболее эффективно осуществлять на базе параметрического подхода к оценке состояния поверхности.

При изучении процесса формирования поверхностного слоя при различных методах механической обработки зубчатых колес установлено, что при одних и тех же параметрах, которые обеспечивались в ходе обработки различными методами в узлах тяжелых редукторов, зубчатые колеса имели разные эксплуатационные характеристики. Это обусловило интерес к изучению влияния качества поверхности непосредственно на эксплуатационные свойства контактирующих поверхностей, имеющих практическое применение в машиностроении.

При реализации технологии лезвийной обработки закаленных колес инструментами дискового типа возможны следующие схемы резания. Схема I (рис. 4, а) предложена фирмой "MAAG" [1]. Согласно этой схеме резания используются две дисковые фрезы, оснащенные твердым сплавом и расположенные с охватом одного зуба обрабатываемого колеса. Профильный угол зубьев инструментов равен $\alpha_u = 20^\circ$. Колесо совершает прерывистое вращение в направлении ω_k и линейное перемещение в направлении V_k . Полная обработка обеих боковых поверхностей зубьев осуществляется при повороте колеса из положения 1 в положение 2. При этом линейное перемещение колеса или путь обката l_0 определяется отрезком прямой O_1O_2 .

Схема резания II (рис. 4, б) также предложена фирмой "MAAG" и реализована на зубошлифовальных станках. Здесь оба инструмента расположены в одной впадине зубьев колеса. Профильный угол зубьев инструментов $\alpha_u = 20^\circ$. Колесо совершает вращение в направлении ω_k и линейное перемещение в направлении V_k . Полная обработка обеих боковых поверхностей зубьев осуществляется при повороте колеса из положения 1 в положение 2. При этом линейное перемещение колеса или путь обката l_0 определяется отрезком прямой O_1O_2 .

Общим недостатком схем I и II является то, что в обоих случаях размеры режущих кромок зубьев l_{kp} инструмента зависят от размеров (модуля) обрабатываемых зубьев колеса. При крупном модуле зубьев $m=18-36$ мм размеры кромок составляют $l_{kp}=45-90$ мм. Это усложняет процесс припоя твердосплавных зубьев и последующее затачивание инструмента или оснащение его керамикой и сверх твердыми материалами. Инструмент такой конструкции имеет сравнительно большие периметры резания, что повышает силы резания и способствует возникновению вибраций.

Достоинство схем I и II в том, что оба инструмента расположены на одной и той же оправке, т.е. имеется возможность осуществить привод вращения от одного электродвигателя.

При схеме III (рис. 5,а) в качестве станочной линии зацепления пары инструмент-деталь используется нормаль к эвольвентам РК, расположенная горизонтально. Профильный угол зубьев инструмента- дисковой фрезы близок к $\alpha_u = 0^\circ$. Фреза в первоначальный момент обработки расположена со смещением относительно оси колеса на расстоянии l_0 , определяемом по следующей зависимости:

$$l_0 = r_b \cdot \operatorname{tg} \alpha_a, \quad (1)$$

где r_b - радиус основной окружности зубьев; α_a - угол профиля эвольвенты на вершине зуба.

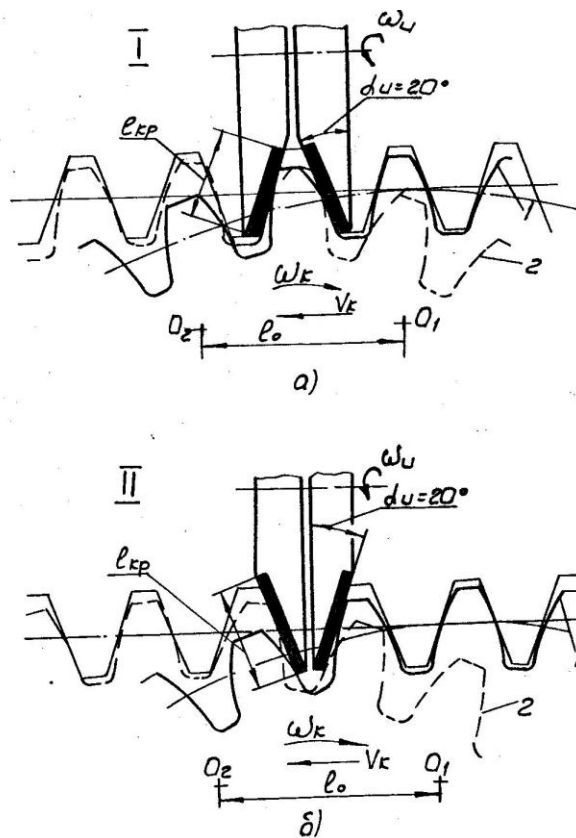


Рис. 4 – Технологическая схема резания, предложенная фирмой «МААГ» (Швейцария)

Обработка правой и левой боковых поверхностей зубьев колеса осуществляется отдельно, обработка ведется за два прохода.

Схема резания IV (рис 5,б) предполагает одновременную обработку обеих боковых поверхностей зубьев колеса с использованием двух дисковых фрез, расположенных с наклоном на угол $\alpha_\phi = 20^\circ$. Профильный угол зубьев фрезы равен $\alpha_\delta = 0^\circ$.

Инструменты можно располагать с охватом одного или нескольких зубьев колеса. Однако с ростом числа зубьев в охвате увеличивается и путь обката, что снижает производительность обработки.

Для обработки зубчатых колес различного модуля необходимо регулировать установочное расстояние l_y между фрезами, которое ориентировочно можно определить по зависимости:

$$l_y = 3,98 \cdot m. \quad (2)$$

Возможна разновидность схемы IV, которую назовем схемой V, когда обработка правой и левой поверхностей зубьев производится отдельно путем установки на оправке вначале одной, например, левой фрезы, а затем правой. Обработка колеса производится в два прохода.

Достоинства предложенных схем резания III, IV, V по сравнению со схемами I, II заключается в возможности использования инструментов, размеры режущих кромок которых не зависят от размеров (модуля) обрабатываемых зубьев колеса и значительно, в 3-7 раз меньше, чем размеры кромок инструментов, предложенных фирмой “MAAG”.

При схемах I и II режущие кромки инструментов полностью задействованы в обработке, точка контакта лезвия и зуба колеса перемещается по всей длине кромки. В этих условиях оснащение всего периметра режущей кромки керамическими пластинками из-за разности их размеров не позволит получить профиль зуба достаточно высокой степени точности.

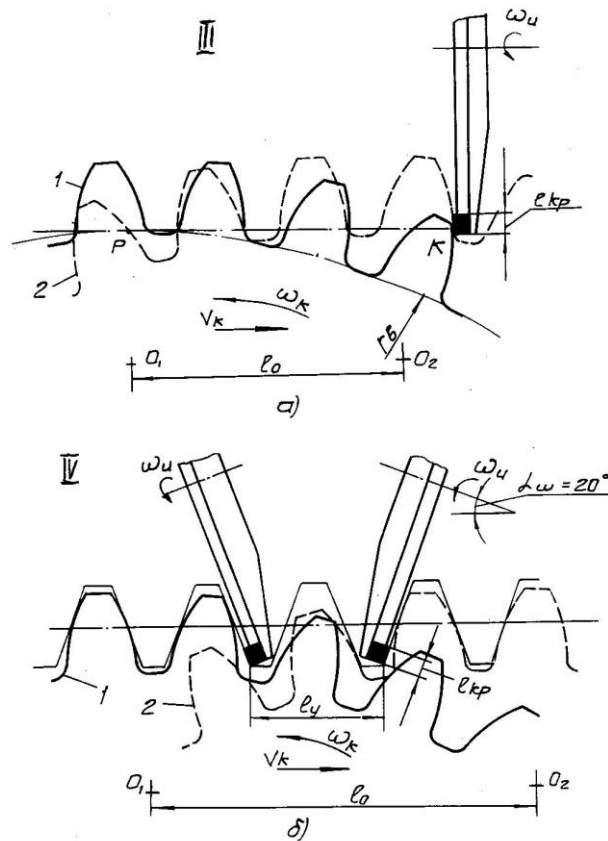


Рис. 5 – Технологические схемы резания, предложенные в данной работе.

Применение схем резания III, IV, V позволяет оснастить дисковые фрезы 4^x-гранными керамическими пластинками марки ВОК-71 с размерами 12,7x12,7 мм. Инструмент при этом не требует затачивания и перетачивания, удобен в эксплуатации и ремонте. Так как обработка эвольвентных поверхностей зубьев производится практически одними и теми же участками пластин, то это повышает точность обработки профиля зубьев.

В табл. 1 представлены изменения параметров точности и шероховатости при различных схемах формообразования, полученные для случаев обработки прямозубых зубчатых колес в диапазоне чисел зубьев $Z_k = 25-100$ и при модуле $m = 28$ мм.

Таблица 1

Изменение параметров точности и шероховатости при различных схемах формообразования

Схема резания	Параметры точности зубчатых колес, мкм				
	ГОСТ 1643-81				
	Нормы кинамитеской точности F_r	Нормы плавности $\pm f_{pt}$	Нормы бокового зазора F_β	Шероховатость поверхности R_a	Параметр плавности после эксплуатации $\pm f_{pt}$ года
I	45	36	30	1,6	96
II	42	38	35	1,6	84
III	34	30	25	1,2	58
IV	36	28	26	1,1	50
V	32	30	25	1,4	56

Как видно из рис. 4 и рис. 5 и результатов параметров точности и шероховатости при

различных схемах формообразования, схема резания I имеет наименьший путь обката, а следовательно, и наибольшую производительность обработки, но не обеспечивает стабильности параметров шероховатости в процессе эксплуатации. Для этой схемы путь обката не зависит от числа зубьев обрабатываемых колес. Второй по производительности процесса является схема II. Однако эти схемы I и II не позволяют использовать инструмент с уменьшенными размерами режущих кромок.

Из схем резания для керамического инструмента (III, IV, V) наиболее эффективной является схема V. Здесь путь обката наименьший, но необходимо учитывать величину вспомогательного времени, связанного с переустановкой инструмента и подналадкой заготовки колеса.

Схема III является второй по эффективности. Недостаток ее в том, что из-за большого исходного смещения инструмента относительно оси колеса на существующих станках ОАО "КЗТС" (г. Коломна) возможна обработка косозубых колес только с наружным диаметром до 800 мм. Схема IV удобна в эксплуатации, т.к. не требует переустановки фрез.

В ОАО "НКМЗ" также параллельно проводились работы по освоению технологии чистовой зубообработки закаленных колес на станках фирмы "MAAG" с использованием спецсуппорта и дисковых фрез, оснащенных керамикой. Основной идеей проводимых работ было проектирование, изготовление на ОАО "НКМЗ" и внедрение специального зубофрезерного станка для чистовой обработки закаленных колес, однако идея была реализована только на уровне рабочего проекта станка.

Были приняты два направления. Первое заключалось в разработке несложных по конструкции специальных фрезерных суппортов, устанавливаемых на зубострогальных станках фирмы "MAAG" и реализующих схему резания III (рис 5, а). Второе учитывало крайне малое число заводов, имеющих станки фирмы "MAAG", и поэтому предусматривало совместно с ОАО "КЗТС" (г. Коломна) разработку, изготовление и внедрение на заводах отрасли специальных фрезерных суппортов к широко распространенным вертикально-зубофрезерным станкам. При этом реализовывались технологические схемы резания III и IV [1].

А.П. Соколовский показал влияние режимов обработки на контактную жесткость. Более полно влияние технологических факторов на контактное взаимодействие исследовано в работах П.В. Бобрика, Э.В. Рыжова, А.Г. Суслова.

П.Г. Алексеев, А.С. Пронников, М.А. Елизаветой, Э.А. Статель, А.А. Маталин исследовали технологические способы повышения долговечности деталей машин. В.С. Мухин, Д.Н. Гаркунов, А.А. Поляков выяснили влияние качества поверхности на работу деталей авиационных двигателей и судовых механизмов. Б.А. Кравченко, Д.Д. Папшев, Б.И. Колесников, И.И. Моренков исследовали влияние качества поверхности на выносливость и надежность. Б. А. Брусиловский, А. А. Ключко, М. М. Канэ исследовали физико-механические характеристики поверхностных слоев в зависимости от особенностей технологических приемов обработки зубчатых изделий. Н. И. Зиновьев, А. А. Ключко, В. Г. Белых, А. Г. Суслов исследовали пути повышения износостойкости зубообрабатывающего инструмента с обеспечением качественных показателей поверхностного слоя зубчатых колес. Н.В. Кравцов, А.А.Ключко предложили применение комплексных параметров при технологическом обеспечении эксплуатационных свойств сборных инструментов и влияние их на формирование качественных показателей поверхностного слоя зубчатых колес с учетом технологических условий обработки.

Недостатком работ, изучающих влияние технологического обеспечения на эксплуатационные свойства конкретных контактных соединений является то, что при влиянии технологических факторов на формирование качества поверхностей крупномодульных зубчатых колес не анализировались системы применяемых параметров.

Основными причинами выхода зубчатых передач из строя являются: поломка зубьев, выкрашивание активных поверхностей и отслаивание поверхностных слоев зубьев, абразивный износ зубьев, пластические деформации зубьев и заедание.

Вследствие внезапности появления, поломка зубьев является весьма опасным видом

разрушения. В подавляющем большинстве случаев она носит усталостный характер, поскольку каждый зуб входит в зацепление периодически, кроме этого в процессе зацепления меняется плечо приложения силы, т. е. изменяется величина изгибающего момента. Напряжения при изгибе, превышающие предел выносливости, вызывают появление микротрещин, которые возникают в зоне максимальной концентрации напряжений, обычно в месте перехода зубьев в обод колеса. Появившиеся микротрещины при дальнейшей работе передачи распространяются в глубь зуба по нормали к переходной кривой. Поломка зубьев наиболее часто встречается у зубчатых колес с высокой твердостью активных поверхностей зубьев ($H > HB 350$) и определяется качеством состояния поверхностного слоя.

Причинами поломок зубьев могут оказаться возникшие в процессе эксплуатации перегрузки отдельных участков зубьев вследствие неравномерности распределения нагрузки по ширине зубчатого венца из-за перекоса осей зубчатых колес, вызванного увеличением люфтов в подшипниках и шлицевых соединениях, деформации осей и самих колес, а также различного рода производственных дефектов (раковин при отливке, трещин при термообработке, повышенной волнистостью и шероховатостью в сочетании с физико-механическими свойствами поверхностного слоя.).

При изломе зубьев косозубых колес трещина появляется в торцевой поверхности колеса у основания зуба и распространяется по длине зуба наклонно к его вершине в следствии несоответствия качественных показателей поверхностного слоя.

А.Г. Сулов [2] определил систему параметров комплексно характеризующих эксплуатационные свойства деталей машин.

На базе принятой системы параметров предложены комплексные параметры, характеризующие несущую способность и равновесное состояние поверхностей при трении и износе для непосредственного обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес (табл. 2).

Таблица 2

Комплексные параметры, рекомендуемые к использованию при назначении технологического обеспечения крупномодульных зубчатых колес

Наименование поверхности	Комплексный параметр	Зубчатые колеса
Работающие в условиях трения и износа	C_x	Поломка зубьев, износ
Работающие в тяжело нагруженных условиях реверсивного исполнения	P	Выкрашивание активных поверхностей и отслаивание поверхностных слоев зубьев
Поверхности зубчатых колес, работающие в условиях циклического нагружения	D	Пластические деформации зубьев и заедание
C повышенной шероховатостью рабочих поверхностей зубьев	H	Абразивный износ зубьев

Теоретический анализ несущей способности поверхностного слоя зубчатых колес позволяет установить необходимую систему параметров его состояния, включающую в себя макроотклонения (H_{max} - максимальная высота макроотклонения, H_p - высота сглаживания макроотклонения, характеризующая металлоемкость поверхности), волнистость (W_a - среднеарифметическое отклонение профиля волнистости, W_p - высота сглаживания профиля волнистости; W_z - высота волнистости по десяти точкам; S_{mw} - средний шаг волнистости, t_{mw} - относительная опорная площадь волнистости на уровне средней линии), шероховатость ГОСТ 2789-73 [2] (Рис. 6): R_a - среднее арифметическое отклонение профиля, R_p - расстояние от линии выступов до средней линии, R_{max} - наибольшая высота неровностей профиля, R_z - высота неровностей профиля по десяти точкам, t_m - относительная опорная площадь

неровностей на уровне средней линии, S_m - средний шаг неровностей, S - средний шаг неровностей по вершинам локальных выступов и физико-механические свойства ($H_{\mu 0}$ - поверхностная микротвердость, σ_0 - величина остаточных напряжений на поверхности, $h_{H\mu}$ - глубина залегания упрочненного слоя, $h_{\sigma 0}$ - глубина залегания остаточных напряжений поверхности).

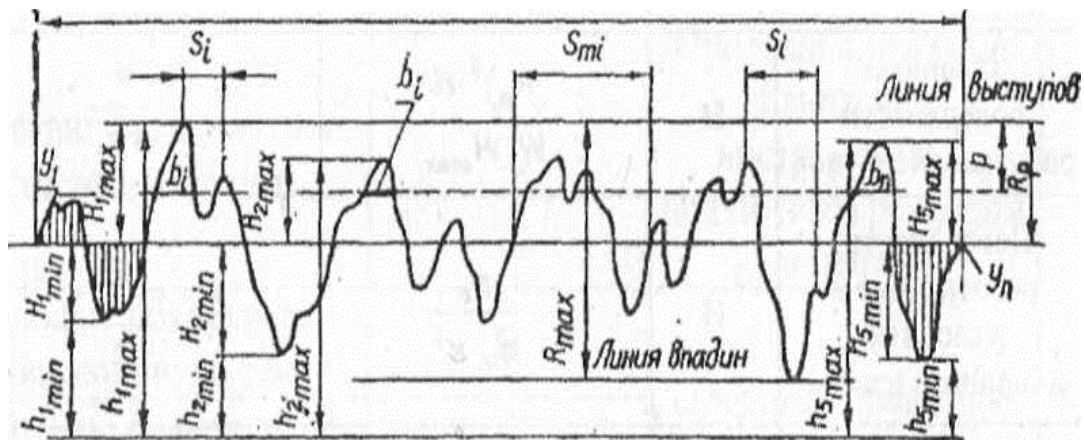


Рис. 6 – Профиль шероховатости поверхности

Анализ работ по проблеме технологическое обеспечение эксплуатационных свойств деталей машин" показывает, что научно-обоснованный выбор, назначение и технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей машин является сложной и многовариантной задачей. Учитывая это обстоятельство для решения подобных задач необходимо использование специально математического аппарата с применением методов многокритериальной оптимизации и средств ПК.

Один из путей решения таких задач является разделение их на две части: конструкторскую и технологическую, с выделением технологических параметров в виде комплексного показателя эксплуатационных свойств. Количество таких показателей и их структура определяется из конкретных требований к изучаемому объекту.

Многообразие механических методов обработки [2], зубообрабатывающих станков, фрез и материалов для обработки зубчатых колес предоставляет широкие технологические возможности в обеспечении требуемых параметров поверхностного слоя зубчатых колес, определяющих эксплуатационные свойства.

Технологическое обеспечение эксплуатационных свойств зубчатых колес неразрывно связано с обеспечением параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес, определяющих их эксплуатационные свойства. Для успешного решения этой задачи необходимо рассмотреть теоретические аспекты взаимосвязи параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес с технологическими условиями их обработки. Целесообразно рассматривать не общие аспекты связи отдельных параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес с условиями их обработки, а непосредственную взаимосвязь системы параметров состояния поверхностного слоя, определяющих эксплуатационные свойства зубчатых колес с условиями их обработки (Рис. 7).

Эту взаимосвязь выражается в математических уравнениях, которые являются основой при разработке алгоритмов и программы для ПК. В результате автоматизируется решение одной из основных задач расчета оптимальных технологических условий обработки с учетом обеспечения требуемых параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес, исходя из их эксплуатационных свойств.

Анализ результатов исследований по формированию высоты профиля шероховатости при различных методах обработки [2] позволяет сделать вывод, что на образование шероховатости при всех методах механической обработки оказывают влияние следующие

факторы: геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента (радиуса округления режущей кромки инструмента, направления неровностей при заточке инструмента, состояния поверхности инструмента, степени упрочнения рабочей части инструмента, кинематика рабочего движения инструмента [2]; упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне контакта с рабочим инструментом, вырывы частиц обрабатываемого материала зубчатых колес.

Степень влияния каждого из этих факторов на образование шероховатости поверхности и обеспечении эксплуатационных свойств зубчатых колес будет различной в зависимости от выбранных технологических параметров обработки. Такие факторы как геометрия рабочей части зубообрабатывающего инструмента, кинематика рабочего движения инструмента, упругие и пластические деформации обрабатываемого материала в зоне

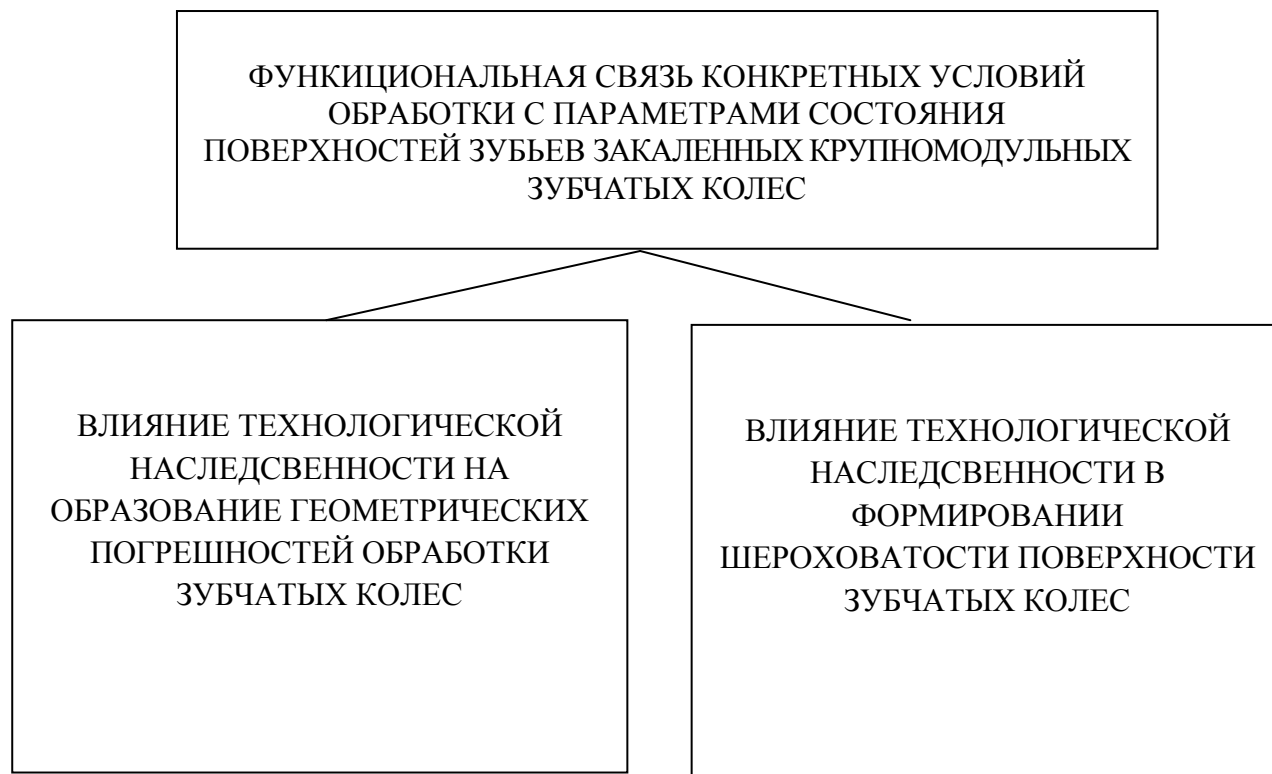


Рис. 7 – Функциональная взаимосвязь условий обработки с параметрами поверхностного слоя зубчатых колес

контакта с рабочим инструментом вызывают образование систематических составляющих профиля шероховатости, которая может быть описана математически. Фактор вырыва частиц обрабатываемого материала зубчатых колес вызывает образование случайной составляющей профиля и определяет дисперсию параметров шероховатости.

При механической обработке зубчатых колес в зависимости от условий обработки могут происходить различные явления, оказывающие влияние на формирование поверхностного слоя. Согласно теории контактного взаимодействия деталей при формообразовании поверхностей механическим способом в зоне контакта инструмента с заготовкой в общем случае имеют место упругие, упруго-пластические, и пластические деформации слоев металла и относительный сдвиг пластически деформируемого поверхностного слоя относительно обрабатываемой поверхности заготовки. Пластическое оттеснение при механической обработке определяется по формулам [2], регламентируется радиусом округления режущей кромки инструмента, который изменяется в процессе формообразования рабочих поверхностей зубчатых колес и зависит от обрабатываемого материала и режущего лезвия инструмента и рассматривается с учетом кинематики движения

інструмента и условий формирования поверхностного слоя исходя из технологических параметров обработки и стабилизации процесса обработки.

Современная, научно-обоснованная организация работ поиска новых решений и технологии изготовления зубчатых колес, базируется на тесной взаимосвязи проблем обеспечения функциональных и экономических показателей зубчатых передач.

Эксплуатационные характеристики, в значительной степени, определяются условиями взаимодействия контактирующих поверхностей, свойства которых обеспечиваются механическими методами обработки и на основании теории технологического обеспечения эксплуатационных свойств зубчатых колес с учетом функционально-стоимостного анализа.

Выводы

На основании анализа современного состояния вопроса можно сформулировать следующие выводы:

Выбор научно-обоснованного метода обработки закаленных крупномодульных зубчатых колес, рационально учитывающего эксплуатационные и стоимостные показатели, в значительной степени определяет технологические возможности обеспечения качества зубчатых передач.

Теоретическое и экспериментальное обоснование влияния комплексных параметров состояния поверхности на эксплуатационные свойства контактирующих поверхностей зубчатых колес, методология выбора методов обработки в обеспечении системы параметров поверхностного слоя применительно к материалам и форме обрабатываемых поверхностей является основной задачей научно-обоснованного технологического обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес.

Перечень источников литературы: 1. Специальные технологи зубообработки крупномодульных закаленных колес : монография / Ю. В. Тимофеев, В. Ф. Шаповалов, А. А. Клочко [и др.]. – Краматорск : ДГМА, 2011. – 128 с. ISBN 978-966-379-524-9. 2. Суслов, А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М. : Машиностроение, 1987. – 208 с. 3. Технологические аспекты обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес / Ю. В. Тимофеев, Е. В. Мироненко, А. А. Клочко, В. Ф. Шаповалов // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем : сб. науч. тр. – Краматорск : ДГМА, 2010. – Вып. 26. – С. 183–190.

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

НАУЧНОЕ ОБОСНОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СВОЙСТВ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Тимофеев Ю.В., Волошин А.И., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Кравцов А.Н.

Рассмотрены научные направления технологического обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес с технологическим обеспечением системы параметров поверхностного слоя и технологическим обеспечением непосредственно эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес.

НАУКОВЕ ОБГРУНТУВАННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ МЕТОДІВ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЕКСПЛУАТАЦІЙНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЗАГАРТОВАНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Тимофеев Ю.В., Волошин О.І., Мироненко Є.В., Клочко О.О., Кравцов О.Н.

Розглянуті наукові напрями технологічного забезпечення експлуатаційних властивостей загартованих крупномодульних зубчастих коліс з технологічним забезпеченням системи параметрів поверхневого шару і технологічним забезпеченням безпосередньо експлуатаційних властивостей загартованих крупномодульних зубчастих коліс.

SCIENTIFIC GROUND of TECHNOLOGICAL METHODS of PROVIDING of OPERATING PROPERTIES of HARD-TEMPERED KRUPNOMODUL'NYKH of GEAR-WHEELS

Timofeev Yu.V., Voloshin A.I., Mironenko E.V., Klochko A.A., Kravcov A.N.

Scientific directions of the technological providing of operating properties of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels are considered with the technological providing of the system of parameters of superficial layer and technological providing directly of operating properties of hard-tempered krupnomodul'nykh of gear-wheels.

Ключевые слова: зубчатое колесо, крупномодульный, поверхностный слой, технологичность, закаленный.

Ключові слова: зубчасте колесо, крупномодульний, поверхневий шар, технологічність, загартований.

Keywords: gear-wheel, large-grain, superficial layer, manufacturability, hard-tempered.

УДК 621.952

Пермяков А.А., Пациора А.П.

НТУ «ХПИ», г.Харьков, ПАО «НКМЗ», г.Краматорск, Украина

ТОЧНОСТЬ ГЛУБОКОГО ОТВЕРСТИЯ НА ЭТАПЕ ВРЕЗАНИЯ ИНСТРУМЕНТА С ОПРЕДЕЛЁННОСТЬЮ БАЗИРОВАНИЯ**Введение**

Анализируя работы, посвящённые размерной точности при обработке глубоких отверстий [1, 2, 3], можно выделить три этапа обработки глубокого отверстия, отличающихся параметрами производительности и преобладанием тех или иных факторов, определяющих погрешность размера. На рисунке 1 представлена структура операции глубокого сверления: этап врезания инструмента, этап основного прохода и этап выхода инструмента.

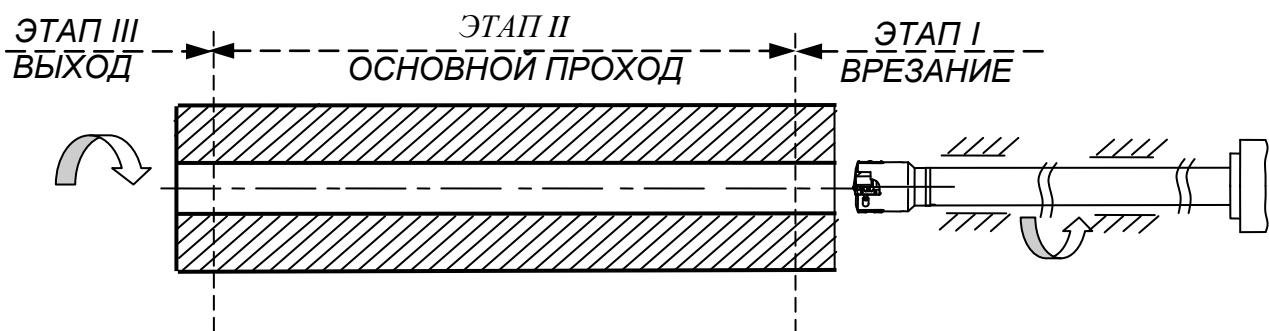


Рис. 1 – Этапы операции обработки глубокого отверстия

Ввиду различий в условиях жёсткости, состоянии рабочих поверхностей инструмента, схемах врезания и выхода режущих пластин точность обработки на каждом из этапов зависит от преобладающих для данного этапа факторов. В существующей литературе содержатся весьма ограниченные сведения по оценке влияния вышеперечисленных факторов на размерную точность глубокого отверстия. В то же время, как будет показано далее, необходим дифференцированный подход для оценки точности обработки по длине глубокого отверстия. Это позволит прогнозировать и управлять точностью обработки глубоких отверстий на всех этапах операции с учётом присущих данному этапу факторов. В данной статье представлены результаты исследований по определению точности отверстия на этапе врезания инструмента.

Основная часть

Как показывает практика обработки глубоких отверстий, доминирующей погрешностью при врезании инструмента с определённостью базирования является разбивка отверстия.

Погрешность размера отверстия во времени при врезании можно представить как:

$$k(t) = 2 \cdot (Y_{F_1}(t) + \delta), \quad (1)$$

где $Y_{F_1}(t)$ – величина разбивки отверстия под действием результирующей нагрузки $F_1(t)$, вызванная нежёсткостью системы инструмент-борштанга; δ – изначальная несоосность инструмента и детали.

Основными факторами разбивки отверстия есть нежёсткость системы инструмент-борштанга, дисбаланс результирующей нагрузки $F_1(t)$, связанный с поэтапным врезанием периферийной, промежуточных и центральной режущих пластин, а также изначальная несоосность δ инструмента и детали.

Для оценки влияния фактора нежёсткости системы инструмент-борштанга на точность отверстия была рассмотрена схема поперечного нагружения инструмента. При этом

для определения поперечных деформаций борштанга была представлена как консольно-закрепленная в некоторой точке маслоприёмника балка кольцевого сечения. Деформация борштанги происходит под действием трёх сил: распределённая нагрузка $q=mg/L$ силы тяжести mg борштанги, заполненной СОЖ, сила тяжести инструмента $M \cdot g$ и результирующая нагрузка сил резания F .

На основе известных зависимостей сопромата было получено уравнение движения центра инструмента во времени при условии его консольного закрепления:

$$Y_F(t) = \sqrt{\left(\frac{F(t) \cdot (s \cdot t)^3}{3 \cdot E \cdot I_x} \cdot \cos \nu t\right)^2 + \left(\frac{F(t) \cdot (s \cdot t)^3}{3 \cdot E \cdot I_x} \cdot \sin \nu t - \frac{(3 \cdot m(t) + 8 \cdot M) \cdot g \cdot (s \cdot t)^3}{24 \cdot E \cdot I_x}\right)^2}, \quad (2)$$

где F – результирующая нагрузка сил резания; I_x – момент инерции сечения борштанги; E – модуль упругости материала борштанги, Па; $m(t)$ – масса борштанги с СОЖ, M – масса инструмента; ν – суммарная угловая частота вращения инструмента и заготовки, рад/с; s – продольная подача инструмента, мм/мин; t – время, с.

Особенностью обработки больших диаметров является то, что суммарная масса инструмента и борштанги приближается либо больше результирующей нагрузки сил резания, что обуславливает преобладание гармонической составляющей уравнения (2). Особенно явно это просматривается при растачивании с малыми припусками. На рисунке 2 представлен, построенный с помощью пакета *MathCAD*, график перемещения центра инструмента для головки глубокого сверления $\varnothing 160$ при условии работы без направляющих пластин и отсутствии реакции опоры со стороны заготовки. Наружный диаметр борштанги $d=142$ мм, внутренний диаметр $d_0=116$ мм, скорость резания $v=70$ м/мин, подача $s=0,15$ мм/об. Для показательности графика результирующая радиальная нагрузка [4] $F=4102$ Н уменьшена в 10раз ($F=410$ Н).

Если принять во внимание наличие в инструменте направляющих опор и реакции со стороны заготовки либо масляного слоя, то изменение положения оси инструмента будет происходить по аналогичному закону в пределах зазора между направляющими опорами и поверхностью обрабатываемого отверстия:

$$e = \Delta - h_0,$$

где Δ – вылет периферийной режущей пластины относительно диаметра направляющих пластин; $h_0 \approx 0,02$ мм – минимальная толщина масляного слоя [5].

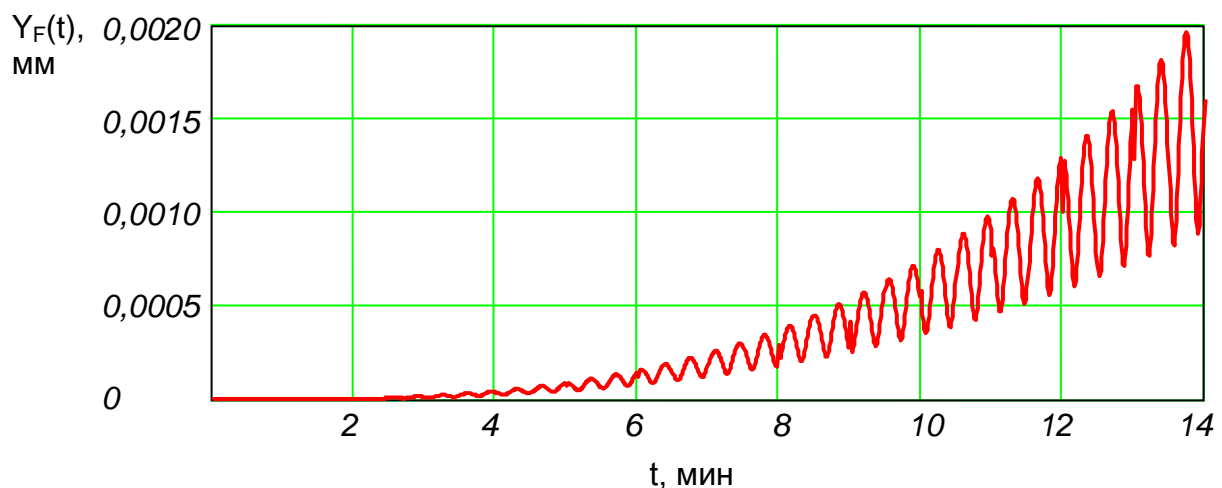


Рис.2 – График перемещения центра инструмента

Исследование уравнения (2) для условий работы сверлильной головки $\varnothing 160$ показали, что уже при вылете 500 мм ($l/d=3,5$) максимальная величина прогиба Y_F оси инструмента составляет $0,075$ мм, что соизмеримо с величиной e . При большей глубине сверления $Y_F > e$.

Следовательно, при работе с направляющими пластинами уравнение (2) актуально только для оценки нежёсткости на этапе врезания (захода) инструмента.

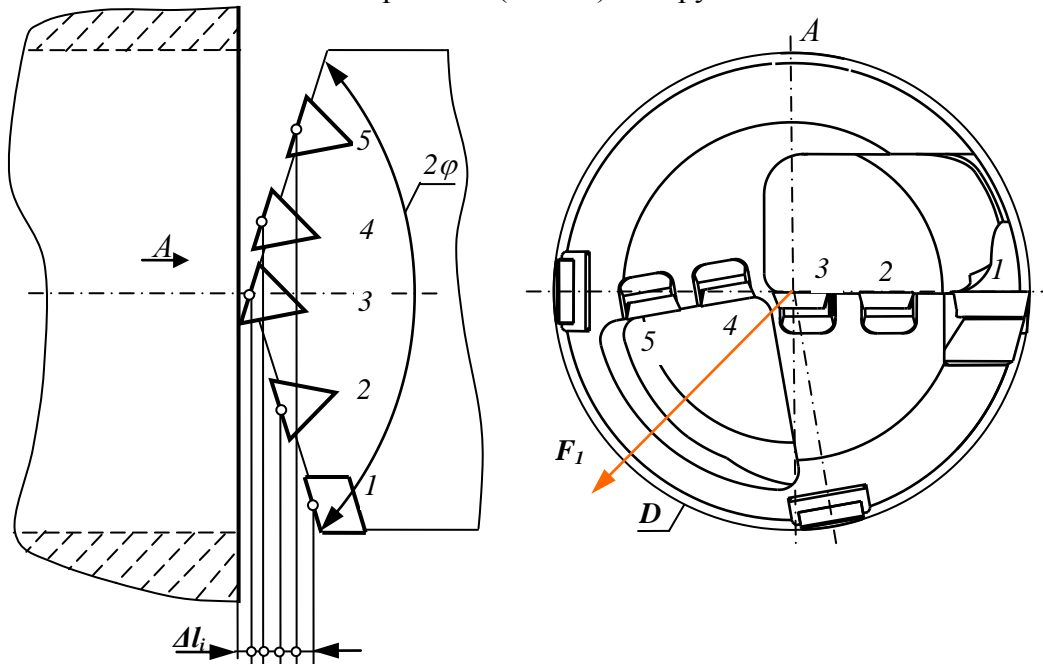


Рис. 3 - Схема поэтапного врезания режущих пластин инструмента

Оценим силу F_1 на этапах врезания каждой пластины. На рис. 3 представлена схема врезания головки глубокого сверления $\varnothing 160$ в плоский торец детали. В виду наличия некоторого угла в плане φ , первой врезается центральная пластина №3. Затем через промежутки времени, соответствующие осевому перемещению на величину Δl_i поочерёдно происходит врезание пластин №4, 2, 5, 1. При этом величина и направление результирующей нагрузки F_1 на каждом этапе врезания будет радикально изменяться в зависимости от взаимного расположения пластин и соотношений тангенциальной и радиальной нагрузок.

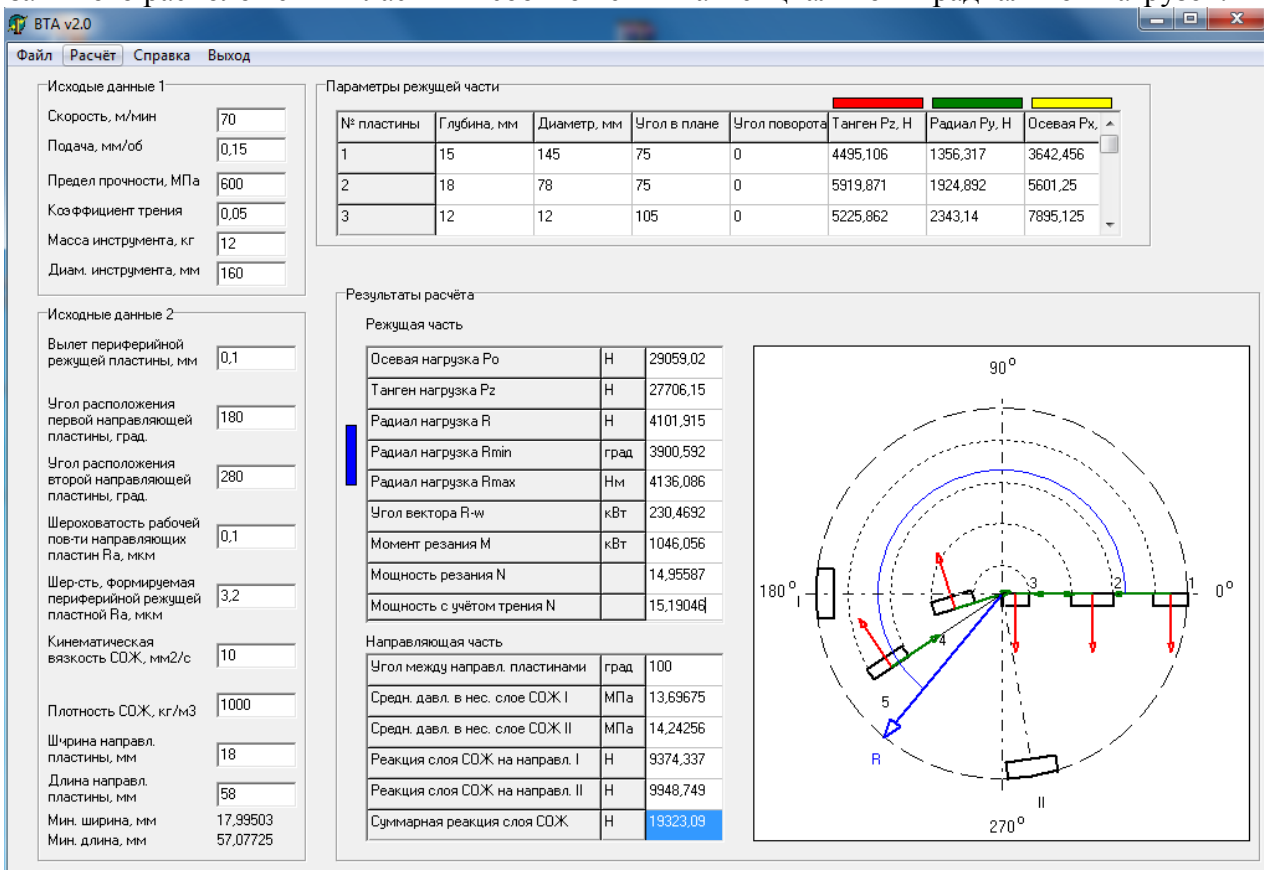


Рис.4 – Главное окно программы расчёта и визуализации конструктивных параметров инструмента для обработки глубоких отверстий ВТА.exe

В виду вышесказанного функция $F_I(t)$ принимает различные значения для разных конструкций инструмента и может быть оценена только как частный случай.

Для оценки величины и направления результирующей нагрузки на основе математической модели силового взаимодействия инструмента и заготовки, полученной нами в [4] и результатов работ, описанных в [5] была разработана программа ВТА.exe, главное окно которой представлено на рис.4

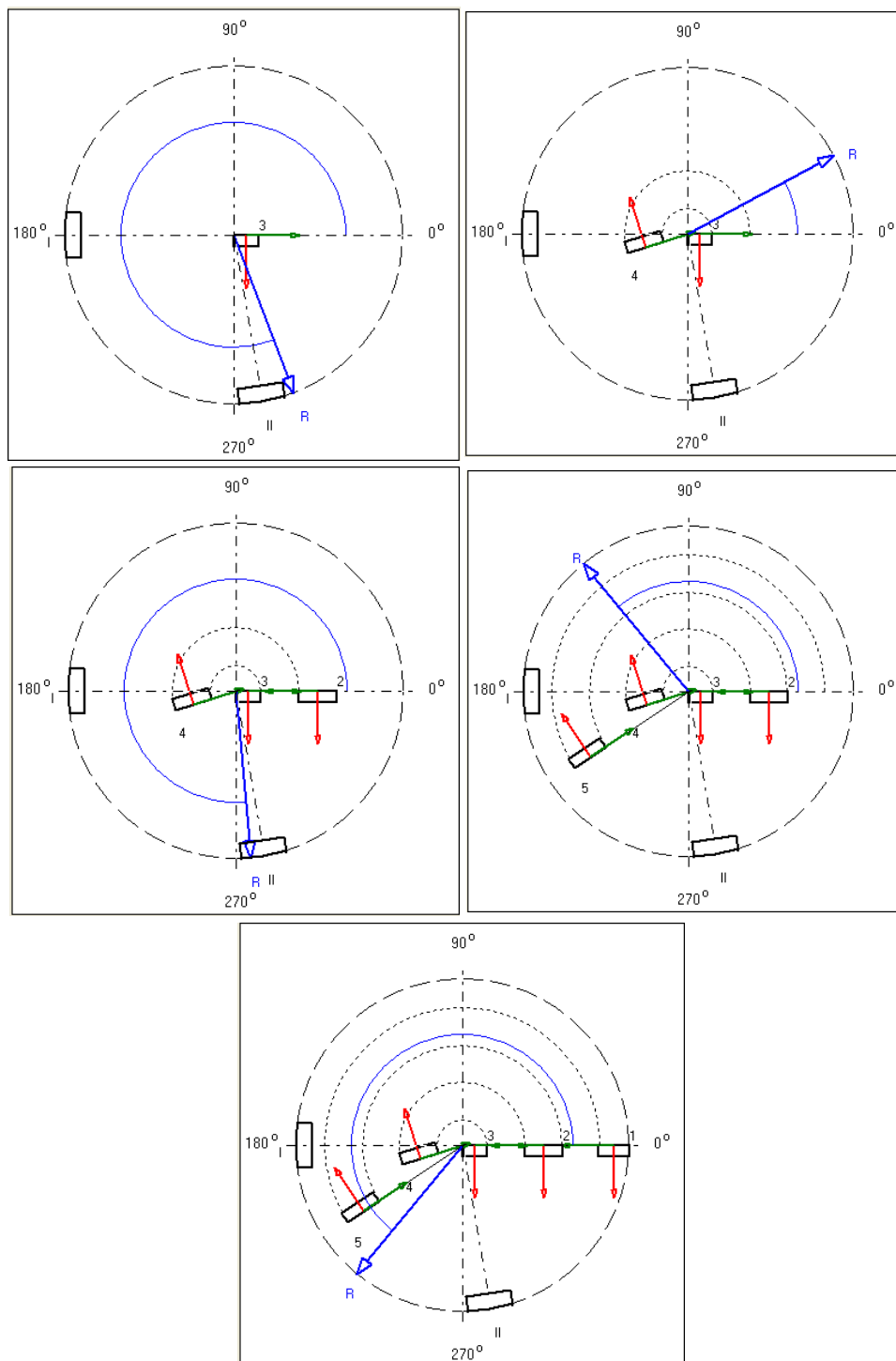


Рис. 5 - Визуализация расчётов колебаний радиальной нагрузки при поэтапном врезании инструмента

Для визуализации и количественной оценки процесса колебаний результирующей нагрузки с помощью программы VTA.exe проанализированы величина и направление вектора F от начала до полного врезания на длине $l = \sum_{i=1}^5 \Delta l_i$ для головки глубокого сверления $\varnothing 160$. Результаты работы программы представлены на рисунке 5 и в таблице 1. На рисунке 5 в последовательности слева на право и сверху вниз представлена визуализация вектора результирующей нагрузки F , полученная при помощи программы VTA.exe: последовательное врезание центральной пластины №3, промежуточных пластин № 4, 2, 5 и периферийной пластины №1.

По результатам расчётов построены кривые, отражающие характер колебательного процесса (рис.6)

Таблица 1

Результаты расчёта амплитуды колебания величины и направления вектора результирующей нагрузки при врезании инструмента

№ Пластины	Длина осевого перемещения l , мм	Результирующая нагрузка F , Н	Угол нагрузки w , град.
3	4,29	5827,349	290,8153
3-4	8,58	2951,227	28,1832
3-4-2	12,87	4432,1	274,9962
3-4-2-5	17,16	1623,991	129,5331
3-4-2-5-1	21,45	4101,915	230,4692

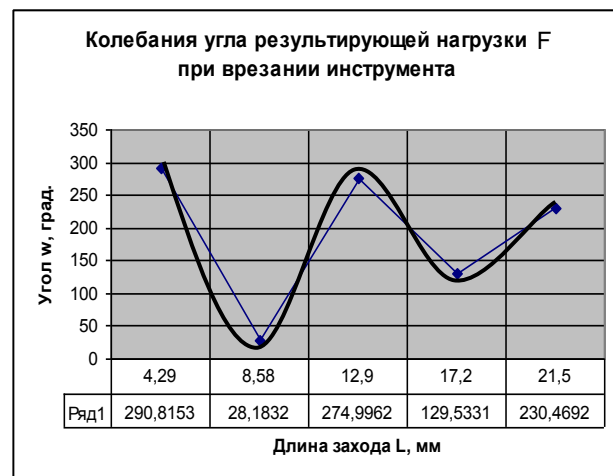
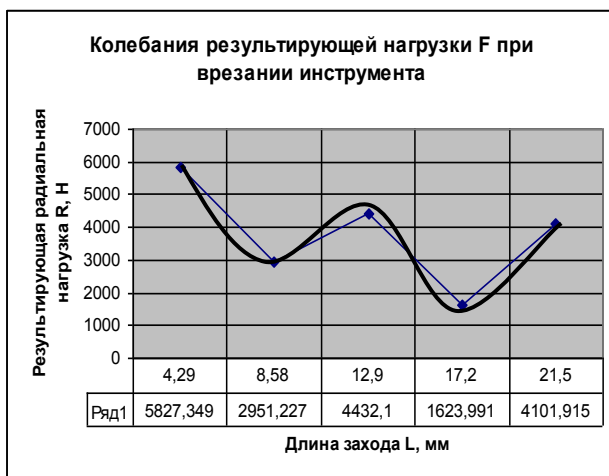


Рис.6 - Графики изменения величины и направления результирующей нагрузки при врезании головки $\varnothing 160$

Подставляя значения F в пяти точках соответствующих врезанию каждой пластины в (2), с использованием пакета *MathCAD* построим круговую диаграмму радиальных смещений оси инструмента (рис.7), определяющих величину разбивки отверстия при врезании с вылетом относительно точки закрепления в маслоприёмнике $l=500$ мм.

С учётом величины δ несоосности инструмента и детали, подставив (2) в (1), получим уравнение $k(t)$, описывающее погрешность (разбивку) размера отверстия при врезании инструмента:

$$k(t) = 2 \cdot \left(\sqrt{\left(\frac{F(t) \cdot (s \cdot t)^3}{3 \cdot E \cdot I_x} \cdot \cos vt \right)^2 + \left(\frac{F(t) \cdot (s \cdot t)^3}{3 \cdot E \cdot I_x} \cdot \sin vt - \frac{(3 \cdot m(t) + 8 \cdot M) \cdot g \cdot (s \cdot t)^3}{24 \cdot E \cdot I_x} \right)^2} + \delta \right) \quad (19)$$

Например, для частного случая инструмента приведенного выше при несоосности инструмента с заготовкой $\delta=0,02$ мм и вылете борштанги $l=500$ мм разбивка отверстия в диаметральном выражении составляет:

$$k=2\cdot(0,08+0,02)=0,2\text{мм},$$

где $0,08$ – максимальная величина радиального смещения инструмента (см. круговую диаграмму радиальных смещений, рис.7)

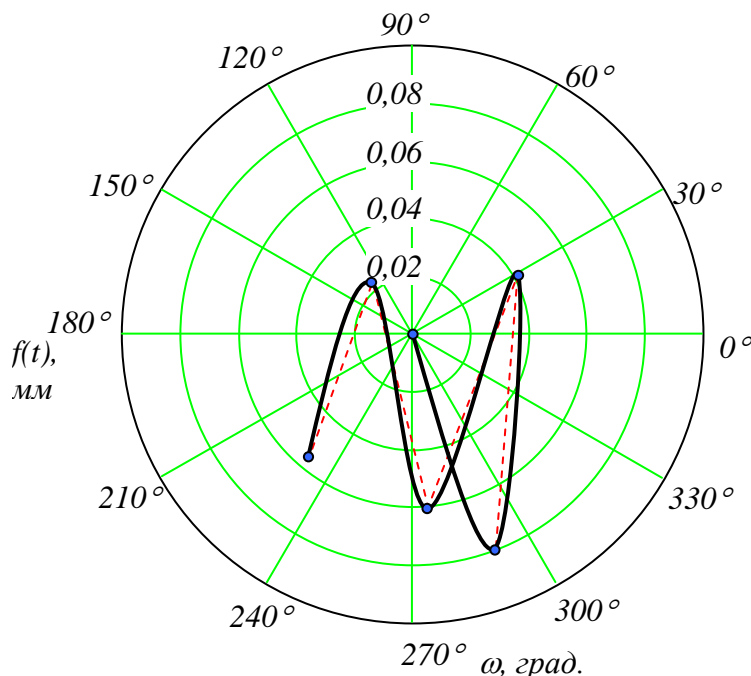


Рис.7 - Диаграмма радиальных смещений оси инструмента при поэтапном врезании режущих пластин

Выводы

Таким образом, полученное уравнение $k(t)$ позволяет описать процесс разбивки отверстия во времени при врезании инструмента с учётом колебаний результирующей нагрузки $F_I(t)$ и жёсткости системы инструмент- борштанга.

Данное уравнение в сочетании с моделью силового взаимодействия инструмента и заготовки, полученной в [4], даёт возможность спрогнозировать величину и направление смещения инструмента при врезании. Это позволит разработать комплекс мероприятий по снижению величины разбивки:

- размещение в корпусе инструмента третьей направляющей пластины, воспринимающей нагрузку, выходящую за пределы основных направляющих пластин;
- разработка технологических рекомендаций по выбору режимов резания при врезании инструмента, позволяющих минимизировать амплитуду колебаний результирующей нагрузки.

Перечень источников литературы: 1. Троицкий Н.Д. Глубокое сверление. - Л.: Машиностроение, 1971-276с. 2. Уткин Н. Ф., Кижняев Ю. И., Немцев Б. А., Шаманин А. А. и др. Обработка глубоких отверстий. — Л.: Машиностроение, 1988. —269с. 3. Светлицкий В.А., Мещеряков Р.К., Ушаков А.И. Расчёт погрешностей обработки глубоких отверстий. Изв.вузов. Машиностроение, 1977, №5, с.167-171. 4. Пермяков А.А., Пациора А.П. Математическая модель силового взаимодействия инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определённости базирования. «Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем». Сборник научных трудов. – Краматорск, вып. №24,

2009. – с.272 – 276. 5. Пермяков А.А., Пациора А.П. Теоретические основы формирования гидродинамического эффекта на направляющих опорах инструмента для обработки глубоких отверстий. «Вестник национального технического университета ХПИ», сб. научных трудов, вып.№41, Харьков, 2010, с.101-110.

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

ТОЧНОСТЬ ГЛУБОКОГО ОТВЕРСТИЯ НА ЭТАПЕ ВРЕЗАНИЯ ИНСТРУМЕНТА С ОПРЕДЕЛЁННОСТЬЮ БАЗИРОВАНИЯ

Пермяков А.А., Пациора А.П.

Рассмотрены основные факторы разбивки отверстия при врезании инструмента с определенностью базирования. Получено и проанализировано уравнение движения центра инструмента при условии его консольного крепления. При помощи разработанной программы проанализировано колебание вектора результирующей нагрузки при врезании инструмента и его влияние на точность отверстия. На основе проведенных исследований предложено уравнение, описывающее процесс разбивки отверстия во времени при врезании инструмента.

ТОЧНІСТЬ ГЛИБОКОГО ОТВОРУ НА ЕТАПІ ЗАХОДУ ІНСТРУМЕНТА З ВИЗНАЧЕННІСТЮ БАЗУВАННЯ

Пермяков О.А., Паціора А.П.

Розглянуті основні фактори розбиття отвору при заході інструмента з визначенністю базування. Отримане і проаналізоване рівняння руху центра інструмента за умов його консольного кріплення. За допомогою розробленої програми проаналізоване коливання вектору сумарного навантаження при заході інструмента і його вплив на точність отвору. На основі проведених досліджень запропоноване рівняння, що описує процес розбиття отвору в часі при заході інструмента.

THE ACCURACY OF THE DEEP HOLE ON THE STAGE OF ENTRANCE BY TOOLS WITH THE STATIONING DISTINCTNESS

Permyakov A.A., Patsiora A.P.

Main factors of the accuracy deviation on the stage of entrance by the tool with the stationing distinctness are considered. The equation of motion of a tool centre with the overhung fastening is received and analyzed. The vibration of the resultant load vector on the stage of entrance by the tool and its influence on the holes accuracy are analyzed by means of special program. The equation of an accuracy deviation on the stage of entrance is proposed on basis of performed researches.

Ключові слова: глибокий отвір, свердлення, точність, рівняння руху, коливання, визначенність базування.

Ключевые слова: глубокое отверстие, сверление, точность, уравнение движения, колебание, определённость базирования.

Key words: deep hole, drilling, accuracy, equation of motion, vibration, stationing distinctness.

УДК 621.9

Гузенко В. С., Черномаз В. Н., Мироненко Е.В., Соловьев В.В.
ДГМА, Краматорск, Украина, РУДН, Москва, Россия

АЛГОРИТМ ВЫЯВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НИШ В МЕХАНООБРАБОТКЕ

При планировании выпуска нового инструмента ключевую роль играет наличие так называемой технологической ниши, т.е. области параметров (длины L и ширины b твердосплавной пластины реза или главного угла φ и длины пластины фрезы L), в которой существует значительная потребность в инструментах, не удовлетворенная суммарным выпуском инструментальных заводов. Для определения наличия технологической ниши необходим анализ функции плотности $p(x^1, x^2)$, где $(x^1, x^2) := (L, b)$ или $(x^1, x^2) := (\varphi, L)$, в частности, отражающей количество случаев-прецедентов металлообработки в разных областях рассматриваемых параметров x^1 и x^2 [1, 2].

При этом важным является выделение "самостоятельных" областей усиленной потребности в инструменте, которые указывают на наличие отдельных технологических ниш. В данной работе предлагается численный метод для "автоматического" обнаружения таких областей, подсчета объема технологической ниши.

Математически, если мы построим функцию совместного распределения $p(x)$ - спроса на данный инструмент в зависимости от рассматриваемых параметров $(x^1, \dots, x^2) = x$, то ниша будет соответствовать локальному максимуму $p(x)$. Сама точка максимума x будет значениями параметров инструмента с наибольшим спросом, а некоторая окрестность x^* - областью технологической ниши.

В данной работе показано, что технологические ниши могут образовывать сложную иерархическую структуру, т.е. одни - меньшие, содержатся в других - больших. Задачей алгоритма, автоматически распознающего ниши, является расшифровка этой структуры на основе вычислений функции $f(x)$ в отдельных точках.

Приводимый в данной работе алгоритм одновременно строит линии уровня функции $f(x^1, x^2)$ двух параметров и подсчитывает объем технологической ниши $V = \int_{L(x^*)} p(x) dx$.

Будем рассматривать вместо исходной функции плотности распределения $p(x)$, $x \in \mathbb{R}^n$, функцию $f(x) = -p(x)$. В этом случае технологическая ниша будет соответствовать локальному минимуму $f(x)$, а область параметров $(x^1, \dots, x^2) = x$ ей соответствующую можно изучить, рассматривая множества.

$$B(r) := \{x \in \mathbb{R}^n : f(x) < r\}.$$

Для многоэкстремальной функции $f(x)$ множество $B(r)$ естественно распадается на компоненты связности (максимальные связные подмножества [3]).

В работе предлагается алгоритм исследования технологических ниш путем построения линий уровня функции $f(x) = f(x^1, x^2)$.

Не ограничивая общности, будем считать, что совместное распределение $f(x) = f(x^1, x^2)$ задано в параллелепипеде $Q := \{x \in \mathbb{R}^n : a \leq x \leq b\}$

1. В исходный параллелепипед $Q := \{x \in \mathbb{R}^n : a \leq x \leq b\}$ случайным образом набрасываем k точек x_1, \dots, x_k и выбираем

$$x_{01} \in \text{Argmin} f(x_i), \quad x_{02} \in \text{Argmax} f(x_i).$$

Используя точки x_{01} и x_{02} в качестве начальных находим локальные минимум ($\min_{x_{01}}$) и максимум ($\max_{x_{02}}$) функции $f(x)$:

$$x_{*1} \in \text{Arg} \min_{x_{01}} f(x).$$

$$x_2 \in \text{Arg} \min_{x_{02}} f(x).$$

2. Отрезки $[x_{*1}, x_{*2}]$ разбиваем на m равных частей $[x_{*1}, t_1], [t_1, t_2], \dots, [t_{m-1}, x_{*2}]$ и вычислив значения $f(t_i)$, $i=1, \dots, m-1$, определяем ближайшие к x_{*1} отрезки локализации значений

$$r_j = f(y_{0j}) = f(x_{*1}) + x(f(x_{*2}) - f(x_{*1}))j/m, \quad (1)$$

где m - исходно заданное число линий уровня, определяющее дискретизацию (точность) исследования функции $f(x)$.

Если $f(t_i) \leq r_j < f(t_{i+1})$ и отрезок $[t_i, t_{i+1}]$ - ближайший к x_{*1} для локализации значения r_j , то находим точку $y_{0j} \in [t_i, t_{i+1}]$ такую, что $f(y_{0j}) = r_j$ методом деления отрезка пополам. Находим последовательно все точки $y_{0j} \in [x_{*1}, x_{*2}]$, $j=1, \dots, m-1$, удовлетворяющие (10).

Каждая из них будет служить начальной для одной из линий уровня функции $f(x)$.

3. Начиная с точки y_{01} (и далее с $y_{02}, y_{03}, \dots, y_{0m-1}$) строим последовательно линии уровня $f(x)$ следующим образом.

В текущей точке $x_k (x_0 := y_{0j})$ находим градиент $f'(x_k) = (f'_{x_1}(x_k^1, x_k^2), f'_{x_2}(x_k^1, x_k^2))$. Определяем направление $s_k \in R^2 (\|s_k\|=1)$ линии уровня как направления "влево", перпендикулярное градиенту $f'(x_k)$ и получающееся поворотом $f'(x_k)$ на 90° против часовой стрелки:

$$\left\{ \begin{array}{l} S_k^1 f'_{x_1} + S_k^2 f'_{x_2} = 0; \\ |S_k^1|^2 + |S_k^2|^2 = 1. \end{array} \right. \quad (2)$$

Направление "влево", т.е. знаки s_k^1, s_k^2 , определяется в зависимости от знаков f'_{x_1}, f'_{x_2} (рассмотрением четырех возможных ортантов расположения $f'(x_k)$).

Делаем шаг длины h в направлении s_k :

$$z_k := x_k + h s_k,$$

где h - исходная константа метода, определяющая точность построения линии уровня.

В точке z_k определяем значения $f(z_k)$ и $f'(z_k)$ и вдоль направления антиградиента $-f'(z_k)$ находим точку x_{k+1} , удовлетворяющую соотношению

$$|f(x_{k+1}) - r_j| < \varepsilon_1, \quad (3)$$

где ε_1 - изначально заданная константа метода.

Точку x_{k+1} удобно найти по методу Ньютона

$$X_{k+1} := Z_k \frac{(f(z_k) - r_j)}{\|f'(z_k)\|} f'(z_k) \quad (4)$$

(если x_{k+1} не удовлетворяет (3), то можно сделать еще одну или несколько итераций согласно (4), полагая $Z_k := x_{k+1}$).

4. Точки $X_1 = y_{0j}, X_2, X_3, \dots, X_{k+1}$ образуют ломаную линию, которая является аппроксимацией линии уровня $V(r_j) := \{x \in R^n : f(x) = r_j\}$.

Для каждой точки x_k вычисляем угол φ_k вектора $(x_k - x_{*1})$ с первоначальным направлением $(y_{0j} - x_{*1})$:

$$\cos \varphi_k = \langle x_k - x_{*1}, y_{0j} - x_{*1} \rangle,$$

$$\text{где } \langle \alpha, \beta \rangle = \alpha^1 \beta^1 + \alpha^2 \beta^2 \text{ для } \alpha \in R^2, \beta \in R^2.$$

Когда становится $\varphi_k \geq 2\pi$ определяем расстояние до начальной точки $\|x_k - y_{0j}\|$. Процесс построения линии уровня заканчивается, если $\|x_k - y_{0j}\| \leq \varepsilon_2$, где ε_2 - изначально заданная константа метода (например, $\varepsilon_2 = 2h$); либо если $\varphi_k \geq k_1 2\pi$, либо если $k_1 \geq k_2$, где k_1 и k_2 - изначально заданные константы (например, $k_1 = 3, k_2 = 1000$).

5. Все точки $X_1 = y_{0j}, X_2, \dots, X_{n_j}$ после построения линии уровня сохраняются. Если отрезок $[X_i, X_{i+1}]$ пересекает границу dQ исходного параллелепипеда Q , то вместо шага (X_i, X_{i+1}) делается шаг длины h от точки пересечения границы dQ вдоль границы против часовой стрелки, и далее делается столько шагов, пока не будет найдена точка $Z_k \in Q: f(Z_k) > r_j$ и затем ищется точка $X_k \in dQ: f(X_k) = r_j$

6. Далее алгоритм переходит к построению следующей линии уровня $V(r_{j+1})$, начиная с точки $X_{1j+1} = Y_{0j+1}$. Для каждой точки X_{kj+1} этой линии уровня определяется ближайшая тройка точек (X_{s-1}, X_s, X_{s+1}) предыдущей линии уровня $V(r_j)$:

$$\alpha_{kj+1} := \|X_{kj+1} - X_s\| = \min_p \|X_{kj+1} - X_p\|.$$

Чтобы определить ближайшие точки X_{i-1}, X_i, X_{i+1} для следующей итеративной точки $X_{k+1, j+1}$ проверяются ближайшие к (X_{s-1}, X_s, X_{s+1}) точки X_{s-2} и X_{s-2} предыдущей линии уровня.

Если становится

$$\alpha_{kj+1} > \varepsilon_3 \quad (5)$$

где ε_3 - изначально заданный минимально различаемый размер новой технологической ниши, то это означает "захват" новой технологической ниши и окончание построения локализатора $Z(X_{*1})$ текущей ниши. Попутно приближенно подсчитывается объем технологической ниши

$$V_0(x_{*1}) := \int_{z(x_{*1})} |f(x)dx| \approx \sum_{i=1}^j \sum_{k=1}^{n_{i+1}} \alpha_{ki+1} |f(x_{ki+1})| h + \pi \|y_{01} - x_{*1}\|^2 |f(x_{*1})|.$$

Объем $V(X_{*1})$ считается вычисленным по результатам построения линий уровня $V(r_1), \dots, V(r_j)$, как только оказывается выполненным условие (5).

7. После выполнения условия (5) находим среди всех точек X_{kj+1} , для которых выполняется (5) максимально удаленную X_{pj+1} :

$$p \in \text{Argmax}_k \alpha_{kj+1} \\ k \in \{1, \dots, n_{j+1}\}$$

Принимая $X_{03} := (X_{pj+1} - X_s)/2$ и $x_{04} := X_{pj+1}$ за новые стартовые точки, находим с помощью локального оптимизационного метода новые минимум и максимум

$$x_{*3} \in \text{Argmin}_{x_{03}} f(x) \\ x_{*4} \in \text{Argmax}_{x_{04}} f(x).$$

Если $f(x_{*3}) \neq f(x_{*1})$, то производим в соответствии с вышеприведенной последовательностью п.п. 1-7 обработку новой технологической ниши (локализатора $Z(x_{*3})$) взяв в качестве минимальной и максимальной точки x_{*3} и x_{pj+1} .

Из минимумов $f(x_{*1}), f(x_{*2})$ выбираем наименьший $f(x_{*1})$, а из максимумов $f(x_{*2}), f(x_{*4})$ - наибольший $f(x_{*p})$. Производим обработку "боковой" поверхности P по тому же алгоритму п.п. 1-7 с минимальной и максимальной точками x_{*1} и x_{*p} , начиная со значения функции r_{j+2} .

В работе предполагается эвристически очевидное допущение, что все рассматриваемые точки линий уровня x_k, x_{kj+1} и сами линии уровня $V(r_j), V(r_{j+1})$ принадлежат открытой выпуклой области $D \subset Z(x_{*1})$. При этом допущении алгоритм для построения каждой линии уровня $V(r_j)$ делает конечное число итераций.

Описанный алгоритм строит линию уровня $V(r_j)$ внутри локализатора $Z(x_{*1})$, если $f(x)$ в рассматриваемой области строго выпукла. Попутно вычисляется приближенная ширина полосы α_{kj+1} и приближенный объем технологической ниши $V_0(x_{*1})$. Если ширина полосы α_{kj+1} значительно превосходит $(r_{j+1} - r_j) / \|f(x_s)\|$, то это свидетельствует об обнаружении новой технологической ниши и алгоритм автоматически переходит к ее обработке.

Выводы

Для правильной идентификации технологических ниш важно построить алгоритм, автоматически распознающий области повышенного спроса. В основе возникновения таких областей лежат некоторые "физические" принципы, поэтому производство нового инструмента, соответствующего выделенной нише, будет адекватно соответствовать внутренним потребностям рынка.

Установлено, что технологические ниши могут образовывать сложную иерархическую структуру и предложенный численный метод может "автоматически" обнаруживать необходимые области для подсчета объема технологической ниши.

Перечень источников литературы: 1. Гузенко В.С., Соловьев А.А., ХаеТ Г.Л. Маркетинг для определения стратегии проектирования и постановки на производство новых инструментов //В сб. Надежность режущего инструмента. Краматорск: ДГМА, 1994.- Вып. 5.- С. 16-26. 2. Теория проектирования инструмента и его информационное обеспечение, маркетинг, квалиметрия, надежность и оптимизация / Г.Л.ХаеТ, В.С.Гузенко, Л.Г.ХаеТ и др.: Под общ. ред. Г.Л.ХаеТ.- Краматорск: ДГМА, 1994.- 370с. 3. Келли Дж. Общая топология.- М.: "Наука", 1981. 4. Бахвалов Н.С. Численные методы (анализ, алгебра, обыкновенные дифференциальные уравнения).- М.: "Наука", 1973 .

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

АЛГОРИТМ ВИЯВЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ НИШ У МЕХАНООБРОБЦІ

В.С. Гузенко, В.М. Черномаз, Є.В. Мироненко, В.В. Соловійов

У роботі запропонований чисельний метод для "автоматичного" виявлення самостійної окремої технологічної ніші посиленої потреби в інструменті, підрахунку об'єму технологічної ніші і графічної побудови ніш у вигляді ліній рівня функції щільності.

АЛГОРИТМ ВЫЯВЛЕНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НИШ В МЕХАНООБРАБОТКЕ

В. С. Гузенко, В. Н. Черномаз, Е.В. Мироненко, В.В. Соловьев

В работе предложен численный метод для "автоматического" обнаружения самостоятельной отдельной технологической ниши усиленной потребности в инструменте, подсчета объема технологической ниши и графического построения ниш в виде линий уровня функции плотности.

AN ALGORITHM OF EXPOSURE OF TECHNOLOGICAL NICHE IN TOOLING

V.S. Guzenko, V.N. Chernomaz, E.V. Myronenko, V.V. Solovyov

In-process a numeral method offers for the autodetect of independent separate technological niche of an increase requirement in an instrument, count of volume of technological niche and graphic construction of niches as lines of level of function of closeness.

Ключевые слова: численный метод, ниша, инструмент, плотность, функция.

Ключові слова: чисельний метод, ніша, інструмент, щільність, функція.

Keywords: numeral method, niche, tool, closeness, function.

УДК 621.9

Кашура М.А., Витренко В.А., Грязев А.А., Воронцов С.Б.
ВНУ им. В. Даля, г. Луганск, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗУБЬЕВ ГИПЕРБОЛОИДНЫМ ПРИТИРОМ

Введение

Современный технологический процесс изготовления зубчатых колес должен обеспечивать изготовление деталей, соответствующих условиям эксплуатации и требованиям точности при минимальных затратах. Основными факторами, влияющими на выбор технологического процесса, являются: конструкция и размеры зубчатого колеса; вид заготовки и материал; требования к точности и термической обработке колеса; объем производства. Главную роль в обработке занимает назначение режимов резания.

Основная часть

Для повышения точности и качества обработки поверхности зубьев зубчатых колес в работе предлагается применять винтовые гиперболоидные притиры. Схема притирки таким инструментом представлена на рис. 1.

В работе [5] рассматриваются схемы изготовления винтовых зубчатых передач и приводятся методы их расчета, которые позволяют произвести расчет оптимальных режимов обработки зубьев указанных передач. На сегодняшний день нет известных методик расчета винтовых гиперболоидных притиров, которые позволяют рассчитать оптимальные режимы обработки. В связи с этим целью работы является получение уравнений скорости относительного скольжения при обработке зубьев зубчатых колес винтовыми гиперболоидными притирами.

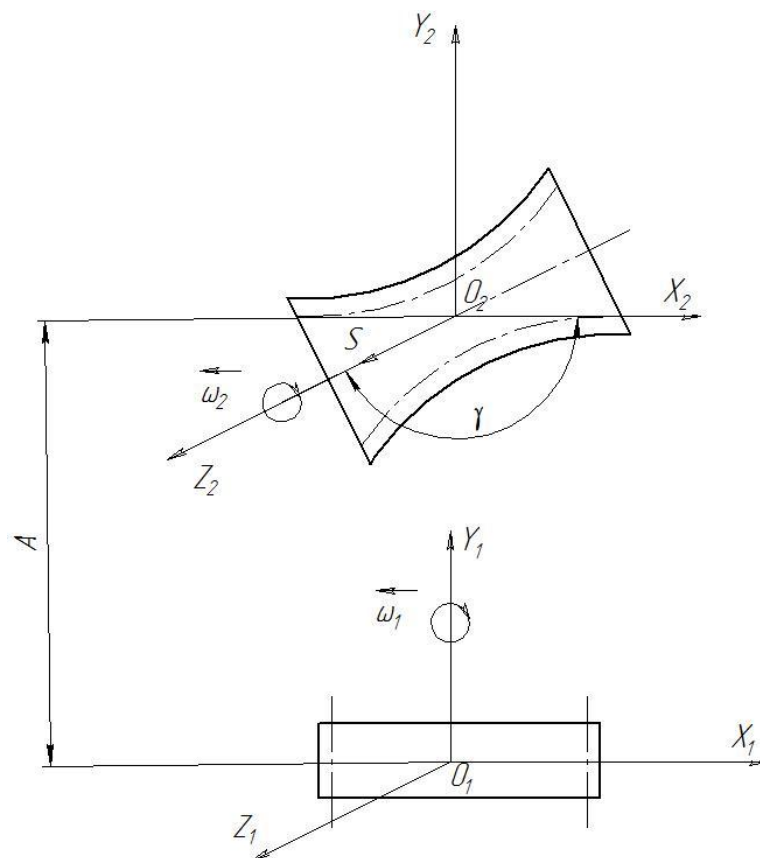


Рисунок 1 – Схема притирки зубьев цилиндрического зубчатого колеса винтовым гиперболоидным притиром

Рассмотрим схему притирки зубьев зубчатых колес винтовым гиперболоидным притиром как передачу на скрещивающихся осях, где притир вращается вокруг своей оси o_2z_2 и совершает поступательное движение с подачей S , зубчатое колесо вращается вокруг оси o_1y_1 (рис. 1).

Согласно правилам теоретической механики [6] окружная скорость произвольной точки обрабатываемого зуба равна произведению угловой скорости вращения обрабатываемого колеса на расстояние от этой точки до оси вращения.

$$\vec{V}_1^p = \vec{\omega}_1 \times \vec{r}_1 \quad (1)$$

где \vec{r}_1 - радиус вектор, проведенный из точки O_1 к произвольной точке на линии действия вектора $\vec{\omega}_1$.

Для определения скорости соответствующей точки на гиперболоидном инструменте необходимо вектор угловой скорости вращения инструмента $\vec{\omega}_2$ привести к точке O_1 , заменив его вектором $\vec{\omega}_1^{(12)}$ (рис. 2).

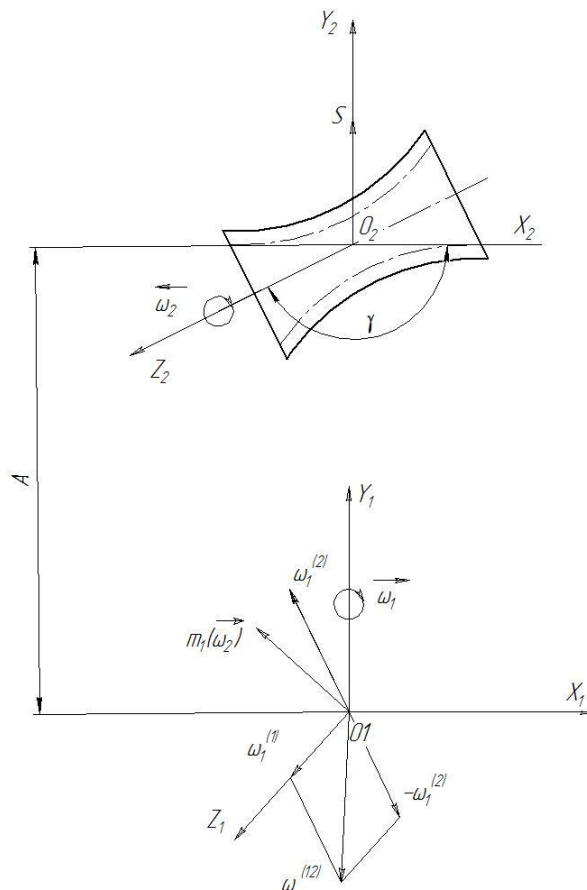


Рисунок 2 – Схема расположения векторов угловых скоростей при притирке зубьев зубчатых колес

Вектор момент на зубе инструмента определен в следующем виде:

$$m_1(\vec{\omega}_2) = \vec{r}_2 \times \vec{\omega}_2 \quad (2)$$

где \vec{r}_2 - радиус вектор, проведенный из точки приведения O_1 к произвольной точке на линии действия вектора $\vec{\omega}_2$. В качестве такой точки выбрана точка O_2 .

Рассмотрим точку контакта на инструменте. Ее вектор скорости \vec{V}_2 представляет собой геометрическую сумму двух скоростей: скорости ее вращательного и поступательного движений (вращательное движение вокруг оси o_1x_1 с угловой скоростью $\vec{\omega}_1^{(2)}$, поступательное движение с подачей S).

Скорость точки на зубе инструмента определяется согласно следующему уравнению:

$$\vec{V}_2 = \vec{\omega}_1^{(2)} \times \vec{r}_2 + m_1 \left(\vec{\omega}_2 \right) + \vec{S} = \vec{\omega}_1^{(2)} \times \vec{r}_2 + A \times \vec{\omega}_1^{(2)} + \vec{S} \quad (3)$$

Относительная скорость скольжения точки, связанной с обрабатываемым колесом, относительно точки контакта, связанной с инструментом, определяется следующим образом:

$$\vec{V}^{12} = \vec{V}_1 - \vec{V}_2 = \left(\vec{\omega}_1^{(1)} - \vec{\omega}_1^{(2)} \right) \times \vec{r}_2 - m_1 \left(\vec{\omega}_2 \right) - \vec{S} = \vec{\omega}^{(12)} \times \vec{r}_2 - \vec{A} \times \vec{\omega}_1^{(2)} - \vec{S} \quad (4)$$

При относительном движении обрабатываемого зубчатого колеса относительно инструмента вектор угловой скорости определяется следующим образом $\vec{\omega}^{(12)} = \vec{\omega}_1^{(1)} - \vec{\omega}_1^{(2)}$ [5]. В этом равенстве приняты следующие обозначения:

$$\vec{\omega}_1^{(1)} = \omega_1 \vec{k}; \quad (5)$$

$$\vec{\omega}_1^{(2)} = \omega_2 \sin \gamma \vec{j} + \omega_2 \cos \gamma \vec{k} \quad (6)$$

$$\vec{\omega}_1^{(12)} = -\omega_2 \sin \gamma \vec{j} + (\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) \vec{k} \quad (7)$$

$$\vec{A} = -A \vec{i} \quad (8)$$

где: $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$ - единичные орты координатных осей.

$$\omega_2 = \omega_1 \cdot u \quad (9)$$

где u – передаточное отношение

Тогда проекции относительной скорости скольжения на декартовы оси координат будут иметь вид:

$$\begin{aligned} V_x^{(12)} &= -y(\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) - z\omega_2 \sin \gamma; \\ V_y^{(12)} &= x(\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) - A\omega_2 \cos \gamma; \\ V_z^{(12)} &= (x + A)\omega_2 \sin \gamma + S \end{aligned} \quad (10)$$

Если инструмент и обрабатываемое цилиндрическое зубчатое колесо совершают вращательное движение в направлении, не совпадающим со схемой, представленной на рис. 1, то перед угловой скоростью ω_1 необходимо изменить знак на противоположный.

Для нахождения скорости относительного движения \vec{V}^{12} в системе координат S_1 , жестко связанной с цилиндрическим зубчатым колесом, можно воспользоваться следующим переходом:

$$\vec{V}_1^{(12)} = M_{01} \cdot \vec{V}^{12} \quad (11)$$

где: M_{01} – матрица перехода от системы координат, связанной с обрабатываемым колесом, к неподвижной системе координат, имеет следующий вид:

$$M_{01} = \begin{vmatrix} \cos \varphi_1 & -\sin \varphi_1 & 0 \\ \sin \varphi_1 & \cos \varphi_1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{vmatrix} \quad (12)$$

С учетом приведенных зависимостей найдем проекции скорости относительного движения в системе координат, связанной с обрабатываемым зубчатым колесом:

$$\begin{aligned} V_x^{(12)} &= -y_1(\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) - z_1\omega_2 \sin \gamma \cos \varphi_1 - A\omega_2 \cos \gamma \sin \varphi_1; \\ V_y^{(12)} &= (x_1 - r)(\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) + z_1\omega_2 \sin \gamma \sin \varphi_1 - A\omega_2 \cos \gamma \cos \varphi_1; \end{aligned} \quad (13)$$

$$V_z^{(12)} = -\omega_2 \sin \gamma [(x_1 - r) \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + A + S]$$

Окончательно относительная скорость скольжения может быть записана в следующем виде:

$$V_{12} = \{y_1(\omega_2 \cos \gamma - \omega_1) - z_1 \omega_2 \sin \gamma \cos \varphi_1 - A \omega_2 \cos \gamma \sin \varphi_1 (x_1 - r) \times \\ \times (\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) + z_1 \omega_2 \sin \gamma \sin \varphi_1 - A \omega_2 \cos \gamma \cos \varphi_1 \times \\ \times \omega_2 \sin \gamma [(x_1 - r) \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + A + S]\} \quad (13)$$

Выводы

Предложен принципиально новый многозаходный притир для обработки зубьев цилиндрических зубчатых колес. На базе предложенного способа обработки зубьев цилиндрических зубчатых колес винтовым гиперболоидным притиром, построена схема расположения векторов скоростей, на основе, которой выведено уравнение относительного скольжения между зубьями инструмента и обрабатываемой детали.

Перечень источников литературы: 1. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / А.Н. Резников, Е.И. Алексенцев, М.И. Барат и др. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с. 2. Витренко А.В. Отделочно–упрочняющая обработка зубьев цилиндрических колёс / А.В. Витренко, И.А. Кириченко // Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем: сборник научных работ. – Краматорск, 2007. – Вып.21. – С. 202 – 206. 3. Данилевский В.В. Технология машиностроения: Учебник для техникумов. 5-е изд., перераб. и доп.—М., Высш. шк., 1984.—416 с. 4. Лашнев С.И. Формообразование зубчатых деталей реечными и червячными инструментами / С.И. Лашнев. – М.: Машиностроение, 1971. – 215 с. 5. Колчин Н.И. Методы расчета при изготовлении и контроле зубчатых изделий / Н.И. Колчин, Ф.Л. Литвин. - Л.: Машиностроение, 1952. – 269 с. 6. Маркеев А.П. Теоретическая механика: Учебник для университетов. — М.: ЧеРо, 1999 — 572 с. 7. Производство зубчатых колес: Справочник / [С.Н. Калашников, А.С. Калашников, Г.И. Коган и др. под общ.ред. Б.А. Тайца. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1990. – 464 с. 8. Витренко О.С. Повышение точности упрочняющей накатки зубьев за счет разработки принципиально новой геометрии накатного инструмента: дис. канд. техн. наук / ВНУ им. В.Даля, 2010.

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

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СКОРОСТИ СКОЛЬЖЕНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ ЗУБЬЕВ ГИПЕРБОЛОИДНЫМ ПРИТИРОМ

Кашура М.А., Витренко В.А., Грязев А.А., Воронцов С.Б.

В статье предложен принципиально новый многозаходный притир для обработки зубьев цилиндрических зубчатых колес. На базе предложенного способа обработки зубьев цилиндрических зубчатых колес винтовым гиперболоидным притиром, построена схема расположения векторов скоростей, на основе, которой выведено уравнение относительного скольжения между зубьями инструмента и обрабатываемой детали.

ВИЗНАЧЕННЯ ШВИДКОСТІ КОВЗАННЯ ПРИ ОБРОБЦІ ЗУБІВ ГІПЕРБОЛОЇДНИМ ПРИТИРОМ

Кашура М.А., Витренко В.А., Грязев А.А., Воронцов С.Б.

У статті запропонований принципово новий багатозахідний притир для обробки зубів циліндричних зубчастих коліс. На базі запропонованого способу обробки зубів циліндричних зубчастих коліс гвинтовим гіперболоїдним притиром, побудована схема розташування векторів швидкостей, на основі, якою виведено рівняння відносного ковзання між зубами інструменту і оброблюваної деталі.

DETERMINATION OF SPEED OF SKIDDING AT TREATMENT OF POINTS HYPERBOLOIDAL LAP

Kashura M.A., Vitrenko V.A., Gryazev A.A., Vorontsov S.B.

The article proposes the method of cylindrical wheel teeth treatment with helical hyperbola lap. The scheme of speed vectors location has been built. The equation for speed relative sliding definition between instrument teeth and a work-piece being treated has been deduced.

Ключевые слова: притир, зуб, обработка, гиперболоид, деталь.

Ключові слова: притир, зуб, обробка, гіперболоїд, деталь.

Keywords: lap, tooth, treatment, hyperboloid, work-piece.

УДК 621.9.015

Полтавец В.В., Матюха П.Г.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина
vvardon@mail.ru

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СРЕДНЕЙ ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ ПРОФИЛЯ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Введение

Обеспечение заданного качества изготавливаемой продукции является важнейшей задачей промышленного производства. Одним из наиболее важных показателей качества механически обработанных деталей является высота неровностей обработанной поверхности, которую необходимо определять в зависимости от назначенных режимов обработки.

В процессе шлифования шероховатость обработанной поверхности формируется в результате последовательного взаимодействия профилей рабочей поверхности шлифовального круга (РПК) в сечении плоскостью, параллельной оси круга, с профилем обрабатываемой поверхности заготовки в том же сечении. Полученные при таком взаимодействии значения параметров микронеровностей существенно зависят от геометрических параметров абразивных и алмазных зёрен, а также от кинематики процесса, определяемой в свою очередь, режимами обработки. Кроме того, значения высотных параметров неровностей на поверхности резания являются исходными данными для расчета составляющих силы резания на шлифовальном круге и нагрузки на отдельное единичное зерно абразивного материала.

В настоящее время параметры шероховатости обработанной поверхности в зависимости от условий шлифования определяются по эмпирическим зависимостям [1, 2], либо рассчитываются аналитически [3].

Аналитическая модель формирования параметров шероховатости обработанной поверхности, основывающаяся, в первую очередь, на доминировании геометрического фактора, предложена в работе [4]. Она нашла экспериментальное подтверждение при обработке ряда пластичных материалов. В то же время, на формирование параметров шероховатости обработанной поверхности у многих материалов оказывают существенное влияние такие процессы, как упругое и пластическое деформирование, вид разрушения обрабатываемого материала, образование нароста и т.д., которые в данной модели не учитываются.

В связи с этим целью данной работы является определение средней высоты неровностей профиля обработанной поверхности при врезном шлифовании титановых сплавов, у которых геометрический фактор не может считаться доминирующим при формировании параметров шероховатости.

Основная часть

Определение параметров шероховатости обработанной поверхности с учётом влияния пластических явлений и образования нароста будем выполнять на основе расчёта высоты неровностей, базирующегося на доминировании геометрического фактора, а влияние наростообразования и пластических искажений профиля обработанной поверхности будем учитывать с помощью поправочного коэффициента. При этом материал, при шлифовании которого расчётные значения параметра шероховатости подтверждаются экспериментом, назовём эталонным.

Среднюю высоту неровностей профиля обработанной поверхности для титанового сплава ВТ14, шлифование которого сопровождается интенсивным налипанием обрабатываемого материала на шлифовальный круг и задирами на обработанной поверхности [5], определим с учётом расчёта параметров шероховатости для быстрорежущей стали Р6М5Ф3, которая принята за эталонный материал.

Расчёт высотных параметров шероховатости при обработке стали Р6М5Ф3 проведём на основе методики, изложенной в работе [4]. Эта методика основывается на следующих положениях и допущениях:

1. Расстояние между осью шлифовального круга и поверхностью обрабатываемой детали является постоянным, т.е. при формировании шероховатости технологическая система является абсолютно жесткой.

2. До начала обработки поверхность обрабатываемой детали представляет собой идеально ровную поверхность.

3. Поперечный профиль шлифованной поверхности является совокупностью следов отдельных зёрен, расположенных на участке РПК, который принимает участие в обработке данного профиля, и оставленных в рассматриваемом поперечном сечении.

4. Шероховатость обработанной поверхности формируется за один проход, то есть фактическая глубина резания t_ϕ превышает максимальную высоту неровностей профиля R_{\max} .

5. Выступы неровностей шлифованной поверхности расположены на одной линии.

6. Съем материала осуществляется непрерывными в осевом направлении сегментообразными срезами.

7. Режущий выступ зерна имеет форму конуса с закруглённой вершиной.

Тогда шероховатость шлифованной поверхности будет сформирована при перекрытии срезов, которое произойдёт при выполнении следующего условия (рис. 1):

$$\sum_{i=1}^{i=z_c} b'_i \geq B \cdot 10^3, \quad (1)$$

где z_c – количество зёрен, участвующих в формировании поперечного рельефа обработанной поверхности;

b'_i – ширина среза единичным зерном, мкм;

B – ширина шлифования, мм.

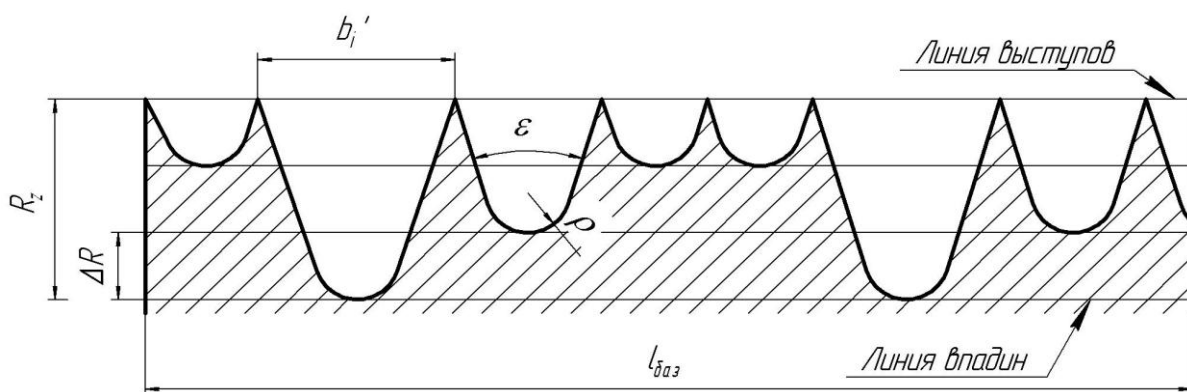


Рис. 1 – Шероховатость обработанной поверхности, сформированная единичными непрерывными срезами

Для выполнения расчёта по подробно описанной в работе [4] методике, последним этапом которой является выполнение условия (1), была составлена программа на языке программирования Pascal. С её помощью выполним расчёт высоты неровностей профиля для условий шлифования стали Р6М5Ф3 алмазными кругами 1А1 250×76×15×3 трёх зернистостей: АС6 100/80-4-М2-01, АС6 160/125-4-М2-01, АС6 250/200-4-М2-01. В расчёте используем параметры рельефа РПК, сформированные при правке этих кругов электроэрозионным способом. Разновысотность зёрен алмазных кругов после электроэрозионной правки описывается распределением Вейбулла, интегральная функция распределения для которого имеет следующий вид:

$$F(x) = 1 - \exp\left(-\frac{x^m}{x_0}\right), \quad (2)$$

где m, x_0 – параметры закона распределения.

Режимы обработки стали Р6М5Ф3: скорость круга $V_k = 35$ м/с, скорость детали $V_d = 6$ м/мин, глубина резания $t = 10$ мкм.

При расчётах высоты неровностей были использованы геометрические параметры режущих выступов зёрен АС6 и параметры распределения разновысотности по закону Вейбулла для кругов трёх указанных зернистостей, которые приведены в табл. 1.

Таблица 1

Геометрические параметры режущих выступов зёрен АС6 и параметры закона распределения разновысотности после электроэрозионной правки и после 30 минут шлифования для алмазных шлифовальных кругов

Шлифовальный круг	Геометрические параметры режущих выступов алмазных зёрен		Параметры закона распределения разновысотности (2)			
	Угол заострения ε , град	Радиус округления вершины ρ , мкм	после правки		после 30 мин шлифования	
			m	x_0	M	x_0
АС6 100/80-4-M2-01	91	6,69	2,23	2946	1,45	81,2
АС6 160/125-4-M2-01	98	9,56	2,03	2820	1,55	154,8
АС6 250/200-4-M2-01	100	9,91	1,70	710	1,29	60,3

Рассчитанные по составленной программе значения средней высоты неровностей профиля по десяти точкам R_z и средней высоты неровностей профиля в пределах базовой длины R_a для условий плоского врезного шлифования стали Р6М5Ф3 приведены в табл. 2.

Таблица 2

Высота неровностей профиля шлифованной поверхности при плоском врезном шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3, полученная расчётом с использованием математической модели формирования шероховатости

Шлифовальный круг	Значение параметра шероховатости			
	после правки		при стабилизировавшемся рельефе РПК	
	R_z , мкм	R_a , мкм	R_z , мкм	R_a , мкм
АС6 100/80-4-M2-01	6,4	1,6	2,4	0,6
АС6 160/125-4-M2-01	8,8	2,2	4,0	1,0
АС6 250/200-4-M2-01	8,8	2,2	4,0	1,0

Среднюю высоту неровностей профиля обработанной поверхности R_a при шлифовании титанового сплава ВТ14 определим с использованием поправочного коэффициента, полученного экспериментально при обработке этого материала на режимах, аналогичных приведенным выше, по следующей зависимости:

$$R_{a\text{ мум}} = R_{a\text{ Р6М5Ф3}} \cdot K_{\text{мум}}, \quad (3)$$

где $R_{a\text{ мум}}$ – среднеарифметическое отклонение высоты профиля шлифованной поверхности заготовок из титанового сплава;

$R_{a\text{ Р6М5Ф3}}$ – рассчитанное аналитически среднеарифметическое отклонение высоты профиля шлифованной поверхности стали Р6М5Ф3;

$K_{\text{мум}}$ – поправочный коэффициент, учитывающий отличие параметра R_a при шлифовании титанового сплава по сравнению с эталонным материалом.

Поправочные коэффициенты K_{mum} определяли экспериментально при врезном шлифовании на плоскошлифовальном станке 3Г71, модернизированных для осуществления электроэрозионной правки и шлифования с электроэрозионными воздействиями на РПК [6]. Источник технологического тока – блок электропитания модели ИГТ-35, рабочая среда – 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды. Для шлифования образцов из эталонного материала Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 использовали алмазные круги 1А1 250×76×15×3 трёх приведенных выше зернистостей.

Круги правили электроэрозионным способом на электроде из меди М1 длиной 30 мм на режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, поперечная подача $S_n = 0,72$ м/мин, глубина резания $t = 2-5$ мкм, напряжение холостого хода $U_{xx} = 60$ В, величина среднего тока $I_{cp} = 8-10$ А, величина среднего напряжения на межэлектродном промежутке $U_{cp} = 3,5$ В [6].

Измерение параметра R_a выполнялись с помощью профилометра модели 283 после плоского врезного шлифования образцов на следующих режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, глубина резания $t = 15$ мкм, скорость детали $V_d = 6$ м/мин. Среднюю величину параметра шероховатости рассчитывали по шести измерениям (95%-ный доверительный интервал составил $\pm 0,018$ мкм) после правки, 15, 30, 45 и 60 мин обработки.

Значения параметра R_a при плоском врезном шлифовании образцов из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ 14 приведены в табл. 3. В скобках указаны средние значения параметра R_a за период 15-60 мин обработки. В последней колонке табл. 3 приведены результаты расчёта по экспериментальным данным поправочного коэффициента K_{mum} для состояния РПК после правки и стабилизировавшегося за период 15-60 мин шлифования состояния РПК.

Таблица 3

Параметр шероховатости R_a при плоском врезном алмазном шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 в различные периоды обработки

Шлифовальный круг	Состояние РПК после	Параметр R_a , мкм		Поправочный коэффициент K_{mum}
		Быстрорежущая сталь Р6М5Ф3	Титановый сплав ВТ14	
АС6 100/80-4-М2-01	правки	1,75	1,60	0,91
	15 мин шлиф.	0,40	1,40	3,70
	30 мин шлиф.	0,35 (0,33)	1,13 (1,20)	
	45 мин шлиф.	0,30	1,13	
	60 мин шлиф.	0,25	1,14	
АС6 160/125-4-М2-01	правки	1,75	2,10	1,20
	15 мин шлиф.	0,60	1,12	2,38
	30 мин шлиф.	0,45 (0,61)	1,13 (1,45)	
	45 мин шлиф.	0,60	1,75	
	60 мин шлиф.	0,80	1,80	
АС6 250/200-4-М2-01	правки	1,75	3,13	1,79
	15 мин шлиф.	0,80	2,77	3,43
	30 мин шлиф.	0,80 (0,76)	2,59 (2,61)	
	45 мин шлиф.	0,75	2,59	
	60 мин шлиф.	0,70	2,50	

Из табл. 3 видно, что на значение поправочного коэффициента K_{mum} оказывает влияние состояние РПК в процессе обработки и зернистость алмазного круга. Для зернистостей 100/80 и 160/125 поправочный коэффициент при состоянии РПК после правки незначительно отличается от единицы, что говорит о несущественном проявлении в начале работы заправленными кругами указанных зернистостей эффектов наростообразования и адгезионного

схватывания титанового сплава ВТ14. При стабилизированном состоянии РПК после 15-60 мин обработки эти эффекты проявляют себя в полной мере, что ведёт к росту высоты неровностей профиля обработанной поверхности в 2,5-4 раза по сравнению с обработкой быстрорежущей стали Р6М5Ф3.

Для зернистости 250/200 адгезионные процессы на алмазных зёрнах проявляются уже в первые секунды обработки, что приводит к росту высотных параметров шероховатости в 1,8 раза. В дальнейшем эти процессы развиваются и усиливаются, вследствие чего высота неровностей профиля обработанной поверхности у титанового сплава ВТ14 при стабилизированном состоянии РПК после 15-60 мин обработки в 3,5 раза выше, чем у быстрорежущей стали Р6М5Ф3.

С увеличением времени обработки быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 параметр шероховатости R_a уменьшается для всех зернистостей, но интенсивность такого снижения у титанового сплава ВТ14 существенно меньше, чем у стали Р6М5Ф3.

Рассчитанные по формуле (2) на основе данных таблиц 2 и 3 значения среднеарифметической высоты неровностей профиля R_a для титанового сплава ВТ14 для состояния рельефа РПК после электроэрозионной правки и стабилизированного после 15-60 минут шлифования состояния РПК приведены в табл. 4.

Таблица 4

Высота неровностей профиля шлифованной поверхности при плоском
врезном шлифовании титанового сплава ВТ14

Шлифовальный круг	Параметр шероховатости R_a , мкм, для состояния РПК	
	после электроэрози- онной правки	стабилизированного после 15-60 мин шли- фования
АС6 100/80-4-М2-01	1,46	2,22
АС6 160/125-4-М2-01	2,64	2,38
АС6 250/200-4-М2-01	3,94	3,43

Для подтверждения полученных результатов расчётов были проведены измерения параметра R_a , полученного при врезном шлифовании образцов из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 на плоскошлифовальном станке модели 3Г71 с использованием алмазного круга 1А1 250×76×15×3 АС6 160/125-4-М2-01.

Обработку шлифованием проводили на следующих режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, скорость детали $V_d = 6$ м/мин, глубина резания $t = 20$ мкм. Для образцов из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 выполнялось по 4-6 параллельных опытов на различных участках поверхности образцов. Состояние РПК – после электроэрозионной правки на чугунном электроде в течение 20 минут.

Измерения параметра шероховатости R_a выполняли на профилометре модели 296. Для выполнения статистического анализа экспериментальных данных на каждом участке поверхности измерения параметра R_a повторялись 16 раз.

Рассчитанные по формуле (2) и экспериментально измеренные значения среднеарифметической высоты неровностей профиля R_a при плоском врезном шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 с 99%-м доверительным интервалом приведены в табл. 5. Доверительный интервал определялся с учётом среднеквадратического отклонения высоты неровностей профиля R_a , рассчитанного по данным 64-х измерений, в предположении о нормальном законе распределения среднеарифметической высоты неровностей профиля R_a .

Из таблицы 5 следует, что рассчитанные по рассмотренной выше методике значения среднеарифметической высоты неровностей профиля R_a для поверхности образца из титанового сплава ВТ14 при шлифовании алмазным кругом 1А1 250×76×15×3 АС6 160/125-4-М2-

01 после электроэрозионной правки попадают в доверительный интервал экспериментально измеренных значений этого же параметра, а средневероятностная погрешность расчёта составляет 16 %.

Таблица 5

Высота неровностей профиля шлифованной поверхности при плоском врезном шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и титанового сплава ВТ14 алмазным кругом 1А1 250×76×15×3 АС6 160/125-4-М2-01 после электроэрозионной правки

Обрабатываемый материал	Расчётное значение параметра шероховатости R_a , мкм	Поправочный коэффициент	Экспериментальное значение параметра шероховатости R_a , мкм	Погрешность расчёта параметра шероховатости R_a , %
Быстрорежущая сталь Р6М5Ф3	2,20	–	2,43±0,32	9
Титановый сплав ВТ14	2,64	1,20	3,14±1,25	16

Выводы

1. Средняя высота неровностей профиля обработанной поверхности при шлифовании титановых сплавов может быть определена на основе аналитического расчёта соответствующего параметра для эталонного материала с помощью использования поправочного коэффициента, учитывающего наличие пластических искажений профиля.

2. Расчёт параметров шероховатости титанового сплава ВТ14 с использованием поправочных коэффициентов полностью подтверждается экспериментом. Это даёт право использовать предложенную методику для расчёта параметров шероховатости на поверхности резания, значения которых необходимы для определения усилия поджима РПК к обрабатываемой заготовке.

3. При шлифовании быстрорежущей стали Р6М5Ф3 кругами, заправленными электроэрозионным способом, с увеличением времени обработки параметр R_a уменьшается существенно. При шлифовании титанового сплава ВТ14 кругами исследованных зернистостей увеличение времени обработки также ведёт к уменьшению средней высоты неровностей профиля обработанной поверхности, но в значительно меньшей степени, чем у стали Р6М5Ф3.

4. При определении скорости детали, обеспечивающей заданный высотный параметр шероховатости обработанной поверхности деталей из титанового сплава ВТ14 необходимо использовать поправочный коэффициент $K_{мин}$, соответствующий обработке рельефом, параметры которого сформированы в процессе правки шлифовального круга.

Перечень источников литературы: 1. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 1 / Под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1986. – 656 с. 2. Абразивная и алмазная обработка материалов. Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с. 3. Беззубенко Н.К. Расчёт режимов врезного алмазно-искрового шлифования по заданным параметрам шлифованной поверхности / Н.К. Беззубенко, П.Г. Матюха, Н.П. Иванов // Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – Харьков: Изд-во “Основа”. – 1980. – Вып. 23. – С. 35-41. 4. Матюха П.Г. Расчет параметров шероховатости шлифованной поверхности / П.Г. Матюха, Л.К. Терехова // Известия вузов. Сер. Машиностроение. – 1982 – Вып. 10. – С. 101-105. 5. Абковиц С. Титан в промышленности / С. Абковиц, Дж. Бурке, Р. Хильц. – М.: Оборонгиз, 1957. – 147 с. 6. Цокур В.П. Повышение производительности и качества обработки труднообрабатываемых материалов при алмазном шлифовании за счёт введения электрической энергии: Дис.... канд. техн. наук: 05.03.01 / Цокур Виктор Пантелеевич. – Донецк, 1990. – 279 с.

Рецензент: Ковалев В.Д., д.т.н., проф., ДДМА

ОПРЕДЕЛЕНИЕ СРЕДНЕЙ ВЫСОТЫ НЕРОВНОСТЕЙ ПРОФИЛЯ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Полтавец В.В., Матюха П.Г.

В статье предложена методика определения средней высота неровностей профиля обработанной поверхности при шлифовании титановых сплавов, которая основана на аналитическом расчёте соответствующего параметра для эталонного материала и использовании поправочного коэффициента, учитывающего наличие пластических искажений профиля. Для обеспечения заданной шероховатости обработанной поверхности деталей из титанового сплава BT14 необходимо использовать поправочный коэффициент, соответствующий обработке рельефом, параметры которого сформированы в процессе правки круга.

ВИЗНАЧЕННЯ СЕРЕДНЬОЇ ВИСОТИ НЕРІВНОСТЕЙ ПРОФІЛЮ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ ПРИ АЛМАЗНОМУ ШЛІФУВАННІ ТИТАНОВИХ СПЛАВІВ

Полтавец В.В., Матюха П.Г.

У статті запропонована методика визначення середньої висоти нерівностей профілю обробленої поверхні при шліфуванні титанових сплавів, яка ґрунтується на аналітичному розрахунку відповідного параметра для еталонного матеріалу і використанні поправочного коефіцієнта, який враховує наявність пластичних спотворень профілю. Для забезпечення заданої шорсткості обробленої поверхні деталей з титанового сплаву BT14 необхідно використовувати поправочний коефіцієнт, що відповідає обробці рельєфом, параметри якого сформовані в процесі правки круга.

DETERMINATION OF AVERAGE ROUGHNESS HEIGHT OF MACHINED SURFACE AT DIAMOND GRINDING OF TITANIUM ALLOYS

Poltavets V.V., Matjuha P.G.

In the paper the methodology of determination of average roughness height of machined surface at grinding of titanium alloys is proposed. This methodology is based on the analytical calculation of corresponding parameter for basic standard material and use of correction factor, taking into account the presence of plastic profile distortions. For providing of the given roughness of machined surface of details from titanium alloy BT14 it is necessary to use a correction factor complying with machining by relief with parameters to be formed at dressing of wheel.

Ключевые слова: высота неровностей, алмазное шлифование, титановый сплав, аналитический расчёт, поправочный коэффициент

Ключові слова: висота нерівностей, алмазне шліфування, титановий сплав, аналітичний розрахунок, поправочний коефіцієнт

Keywords: roughness height, diamond grinding, titanium alloy, analytical calculation, correction factor

УДК 621.923

Рябченко С.В.

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАН Украины, Киев

ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО И ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Введение

Шлифование является одним из методов финишной обработки закаленных зубчатых колес. Шлифование прецизионных и высокоточных зубчатых колес производится по методу обката на зубошлифовальных станках, работающих двумя абразивными кругами (рис. 1). Зубошлифование двумя тарельчатыми кругами позволяет получать зубчатые колеса 4–5-й степени точности с шероховатостью поверхности $Ra = 1,0-0,3$ [1].

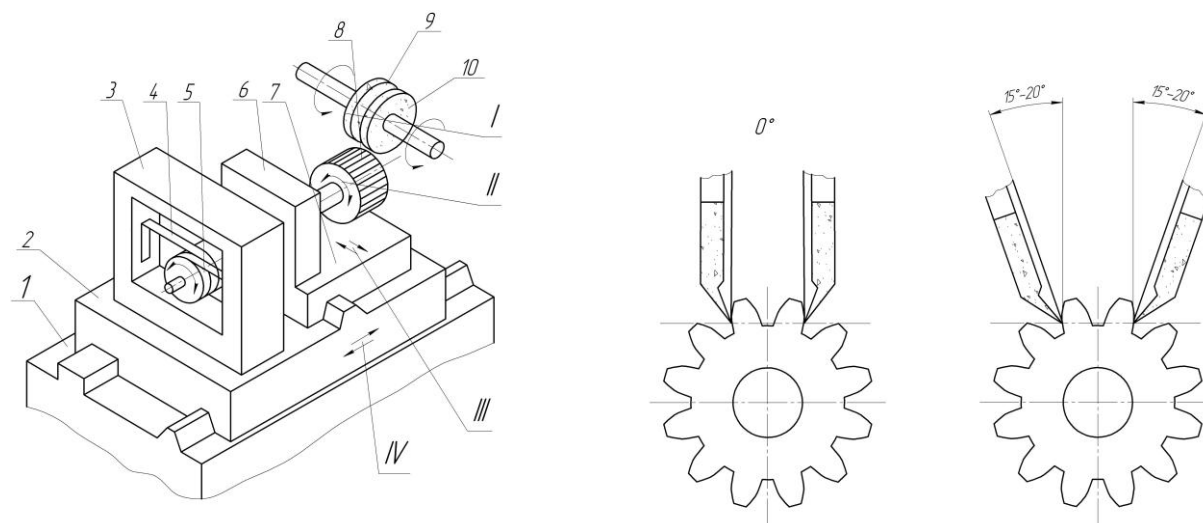


Рис. 1 – Метод зубошлифования зубчатых колес непрерывной обкаткой двумя тарельчатыми кругами

Одним из путей повышения производительности и качества обработки зубчатых колес является применение для зубошлифования кругов из сверхтвердых материалов (СТМ) [2]. Сравнительные испытания показали увеличение производительности обработки при шлифовании кругами из СТМ в 1,5 раза по сравнению со шлифованием абразивными кругами, отсутствие «прижогов» на поверхности зуба и возможность получения зубчатых колес 4–5 степени точности. Режущая способность кругов из СТМ на 25–30 % больше, чем электрокорундовых кругов [3]. Меньший размерный износ кругов из СТМ позволяет отказаться от механизмов компенсации износа.

Известно, что профиль сечения режущей части тарельчатого круга при шлифовании зубчатых колес отличается от прямоугольного [4]. Некоторые исследователи указывали на образование площадки износа на режущей кромке круга на органических связках. Однако до настоящего момента не установлена форма износа режущей кромки тарельчатых кругов из СТМ при шлифовании зубчатых колес.

Цель работы

Целью наших исследований было изучение работоспособности и износа тарельчатых кругов и разработка на их основе технологии финишного шлифования зубчатых колес.

Основная часть

Исследование осуществляли на специальном стенде, созданном на базе зубошлифовального станка модели 5891 [5]. Станок был модернизирован для шлифования зубчатых колес с охлаждением и правкой кругов электроэрозионным методом.

Зубошлифовальный станок настраивали на нулевой метод шлифования зубчатых колес. Скорость шлифовального круга – $v_k = 27$ м/с, глубина шлифования – $t = 0,01-0,1$ мм.

Для исследования износа круга при зубошлифовании, первоначально устанавливалась площадь контакта круга с эвольвентным профилем зубчатого колеса. Экспериментально, определение площади контакта предусматривало введение инструмента в зацепление с колесом и измерение полученного следа. Во всех известных случаях, контурная площадь представлялась как сегмент с максимальной толщиной в центре, размеры которого значительно превосходят реальную площадь контакта. Это обусловлено тем, что не учитывалось наличие переходного участка (зоны резания) и обработанной ранее поверхности (рис. 2, 3).

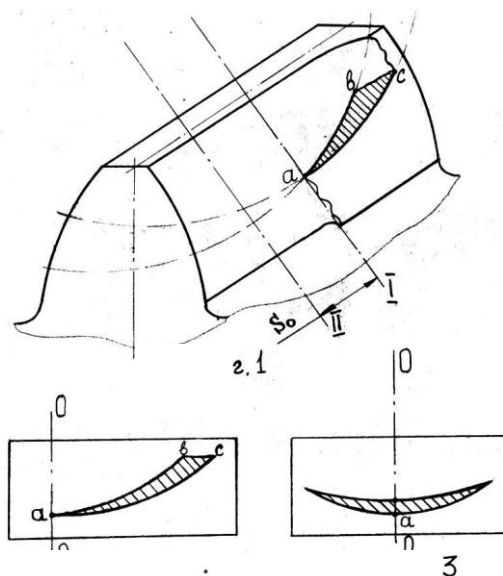


Рис. 2 – Площадь контакта шлифовального круга и зубчатого колеса

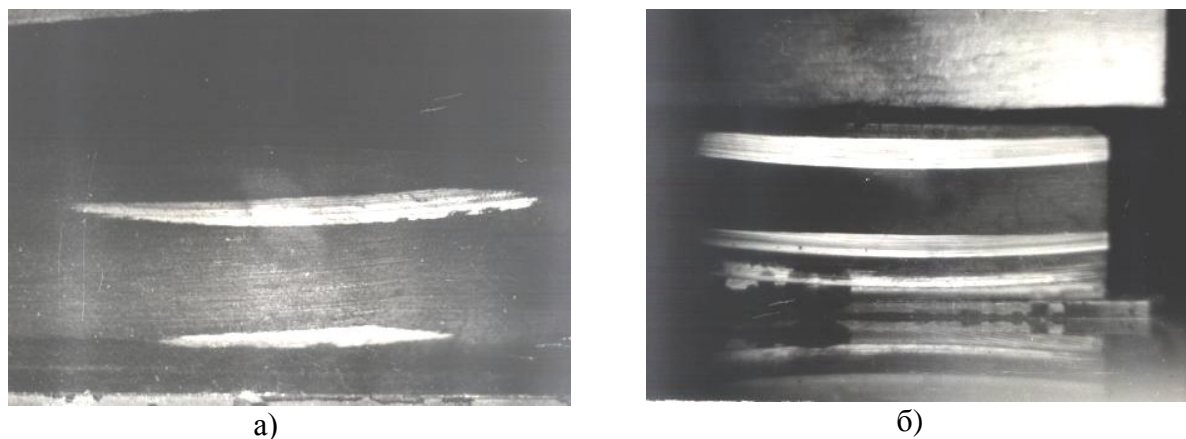


Рис. 3 – Фотографии площадей контакта:
а – шлифование на станке МААГ, б – шлифование на станке 5891

Для того чтобы учесть эти особенности процесса формообразования, зубчатое колесо предварительно обрабатывалась на часть ширины его зубчатого венца, соответствующей исследуемой фазе зацепления инструмента с колесом, затем инструмент выводился из зацепления и смешался в направлении рабочей подачи на величину пути обката. Шлифовальный круг оставлял след на обрабатываемом зубчатом колесе и в дальнейшем происходил замер величины контурной площади.

Исследования работоспособности тарельчатых кругов из КНБ при зубошлифовании на керамических, металлических и органических связках производили при интенсивном

охлаждении зоны шлифования. Предварительные испытания показали, что при работе без охлаждения на поверхности зубчатого колеса образуются "прижоги", а шлифовальные круги быстро теряют режущую способность. Анализ результатов показал, что мощность шлифования кругами из КНБ на керамической связке на 30–40 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. При прямом и обратном ходе каретки станка мощность шлифования практически не зависит от времени обката зубчатого колеса, хотя небольшой рост мощности замечен при уменьшении времени обката. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на керамической связке обеспечивало высокую точность ($f_{jr} = 4–5$ мкм) эвольвентного профиля зуба по сравнению с исходным профилем ($f_{jr} = 8–14$ мкм).

Исследование работоспособности тарельчатых кругов из КНБ на металлической связке (12A2-20° 225x3x3x40–КР 125/100–М2-09–100) производили с использованием правки круга электроэрозионным методом. Установлено, что мощность шлифования кругами из КНБ на металлической связке при прямом и обратном ходе каретки станка на 15–20 % выше по сравнению со шлифованием кругами из КНБ на органических связках. Шероховатость поверхности зубчатого колеса при всех исследуемых режимах соответствовала $Ra = 0,7–0,75$, при этом ее большее значение определялось меньшим значением времени обката ($t = 3$ с). Глубина резания на шероховатость не оказывала существенного влияния.

Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлической связке обеспечивает высокую точность эвольвентного профиля зуба ($f = 5–6$ мкм) по сравнению с исходным профилем ($f = 11–12$ мкм). Для получения высокой точности эвольвентного профиля необходимо проведение 2–3 чистовых проходов с последующим выхаживанием. Шлифование зубчатых колес кругами из КНБ на металлических связках обеспечивает разность соседних шагов зубчатого колеса равным 2–4 мкм, что является показателем высокой точности обработки.

Изучался износ кругов и его влияние на погрешности эвольвентного профиля зубчатого колеса при черновом зубошлифовании с глубиной $t = 0,05$ мм. и чистовом зубошлифовании с глубиной $t = 0,02$ мм.

Установлено, что после ускоренного износа круга в течение первого прохода величина интенсивности износа в дальнейшем стабилизируется (рис. 4, 5). Шлифовальный круг работает равномерно без наступления критического износа. Это характерно как для чернового, так и чистового зубошлифования. В то же время характер изменения погрешности профиля и мощности шлифования говорит о том, что правка круга на чистовых режимах не требуется.

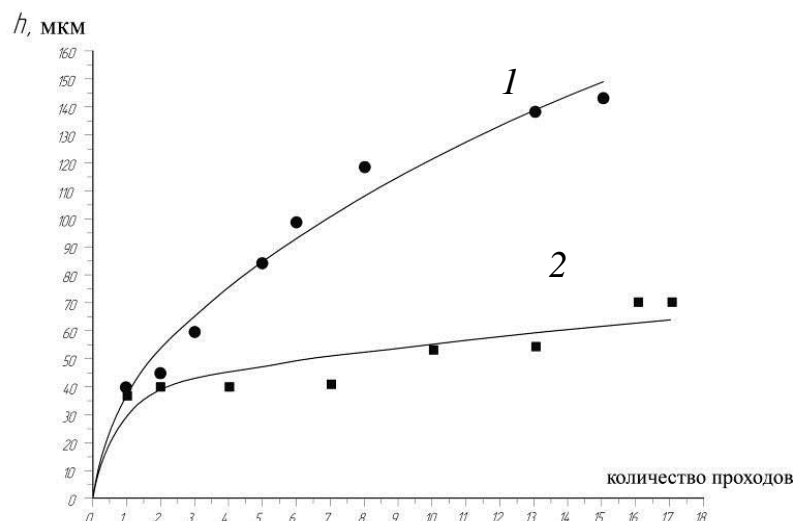


Рис. 4 – Зависимость износа круга по торцу h от количества проходов (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм)

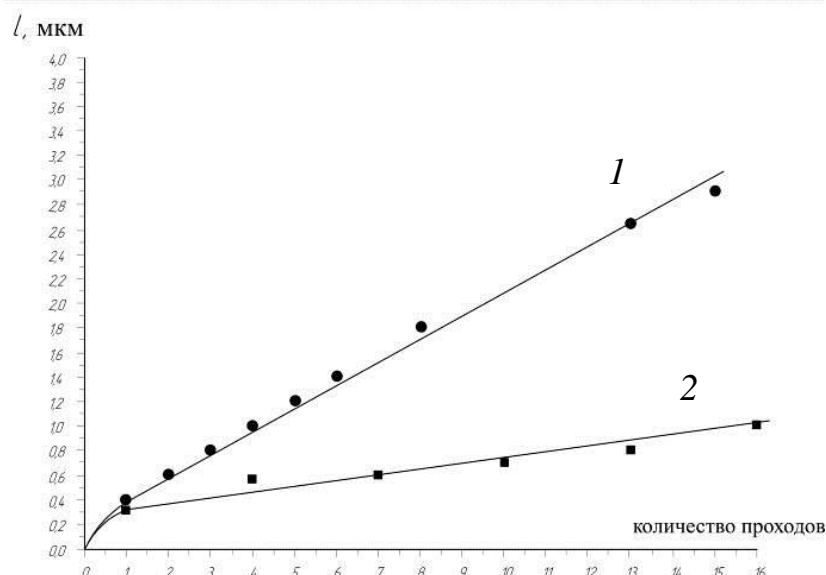


Рис. 5 – Залежність износу круга по діаметру l від кількості проходів (1 – при $t = 0,05$ мм, 2 – при $t = 0,02$ мм)

Аналіз проведених експериментів показав, що лімітуючим параметром точності обробки зубчатого колеса є розмірний знос тарельчатого круга, який практично пропорційний кількості оброблених зубів без правки. Величина износу визначає точність оброблюваного зубчатого колеса. Зміна износу показує, що після прискореного періода прироботки круга впродовж першого проходу величина його в подальшому стабілізується. Впродовж всієї обробки потужність різання практично залишається на одному рівні. Не змінюється і фактичний знос матеріалу, перебуваючи в межах 0,61–0,50. Це свідчить про те, що в процесі шліфування зубчатих колес тарельчатий круг з КНБ працює в режимі самозатачування. Змінюються тільки геометричні параметри шліфувального круга за рахунок його износу.

Проведені попередні дослідження моделювання процесу зубошліфування на станку мод. 5891 показали високу ефективність обробки зубчатих колес тарельчатими кругами з надтвердих матеріалів. Ці дослідження дозволили уточнити конструкції основних вузлів базового станка і запропонувати нову конструкцію спеціального зубошліфувального станка, що працює тарельчатими кругами з СТМ для виробництва точних зубчатих колес для енергетичного і транспортного машинобудування.

Перелік джерел літератури: 1. Гуліда Е.Н. Технологія фінішних операцій зубообробки циліндричних колес. – Львів, Видавничий комплекс "Вища школа", 1977, 168 с. 2. Високопродуктивне зубошліфування кругами з кубічного нітрида бору / Л.Л. Мишнаєвський, А.А. Сагарда, В.М. Емельянов і др. // Синтетичні алмази. – 1970. – №5. – с. 40 – 42. 3. Ельбор в машинобудуванні / Під ред. В.С. Лисанова – Л. Машинобудування. 1978. – 280 С. 4. Мишнаєвський Л.Л. Знос шліфувальних кругів. – Київ: Наукова думка, 1982. – 192 с. 5. Рябенко С.В. Розробка технології шліфування зубчатих колес тарельчатими кругами з СТМ. С. 161–168 // Сучасні процеси механічної обробки інструментами з НТМ та якість поверхні деталей машин: Зб. наук. праць (Серія Г «Процеси механічної обробки, верстати та інструменти»)/НАН України. ІНМ ім. В.М. Бакуля. – Київ, 2006. – 240 с.

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

ШЛИФОВАНИЕ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ДЛЯ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО И ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ

Рябченко С.В.

Рассматриваются вопросы повышения эффективности шлифования высокоточных зубчатых колес 3–4-ой степени точности, основанной на использовании инструмента из сверхтвердых материалов. Исследована работоспособность тарельчатых шлифовальных кругов из сверхтвердых материалов на различных связках.

ШЛІФУВАННЯ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ДЛЯ ЕНЕРГЕТИЧНОГО І ТРАНСПОРТНОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Рябченко С.В.

Розглядаються питання підвищення ефективності шліфування високоточних зубчастих коліс 3–4-ої ступені точності, заснованої на використанні інструмента з надтвердих матеріалів. Досліджена працездатність тарілчастих шліфувальних кругів з надтвердих матеріалів на різних зв'язках.

POLISHING OF GEAR-WHEELS FOR POWER AND TRANSPORT ENGINEER

Ryabchenko S.V.

The problems of increasing the efficiency of grinding highly precision gearwheels of the 3–4 degree of precision using superhard material tools are discussed. The efficiency of superhard material dish grinding wheels in various bonds has been studied.

Ключевые слова: шлифование, эффективность, точность, инструмент, связка.

Ключові слова: шліфування, ефективність, точність, інструмент, зв'язка.

Keywords: polishing, efficiency, exactness, instrument, copula.

УДК 658.52.011.56

Салипа І.П., Пасічник В.А.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

ЗАСТОСУВАННЯ DFA МЕТОДОЛОГІЇ НА ДЕТАЛІ ТИПУ «КОРПУС»

Вступ

Складання є одним з найбільш важливих складових технологічних процесів виробництва виробів, де формується їх якість і конкурентоспроможність. Велика трудомісткість обумовлена невисокою продуктивністю та надійністю. Підвищення ефективності складання досягали застосуванням типових і групових складальних процесів. Проведені дослідження [1] свідчать про те, що машинобудівна продукція містить в середньому 50% «зайвих» деталей, тобто деталей, які можуть бути виключені шляхом перепроєктування, а тому і процеси складання таких виробів виявляються значно дорожчими, аніж це необхідно. «Конструювання, орієнтоване на складання» (DFA – Design for Assembly) трактується як продовження розвитку типової та групової складальної технології, тепер вважається принципово новим напрямком в машинобудівному виробництві, так як і підвищення продуктивності технологічного підготовки виробництва в цілому та його важливого елементу – складання, і тому є однією з актуальних проблем сучасного виробництва. Вітчизняне програмне забезпечення “DFA Expert” [2] реалізує метод DFA на базі оригінальних математичних моделей складальних виробів, які описують їх у вигляді бінарних відношень обмежень рухливості [3].

Основними напрямками DFA аналізу [1] є:

- скорочення кількості деталей шляхом поєднання декількох деталей в одну;
- спрощення конструкції шляхом заміни з'єднання;
- підвищення технологічності окремих деталей та всієї конструкції.

Слід відмітити, що сам по собі метод не є принципово новим, і такі кампанії, як Motorola, Apple, Ford, IBM вже з 80 – х років ХХ сторіччя, успішно використовують цей метод. З початку 1990 років Toyota використовує конструювання, орієнтоване на складання, починаючи із самих ранніх стадій розробки. Останнім часом зацікавленість у впровадженні складально-орієнтованого конструювання виказують і підприємства України. Виявлення резервів підвищення ефективності механоскладального виробництва комутаційного перемикача модульного типу, що серійно випускається ПАТ «Уманський завод «Мегомметр» передбачало такі етапи DFA аналізу.

1. Синтез можливих варіантів заміни з'єднань двох напівкорпусів комутаційного перемикача модульного типу.
2. Аналіз всіх з'єднань з сторонами інтегрованою оцінкою витрат на виготовлення і складання.
3. Порівняльна оцінка варіантів конструктивно-технологічних рішень кріпильних елементів за виділеними значущими для складально-орієнтованого проектування ознаками та вибір варіанту на основі математичного методу полікритеріального вибору.

Основна частина

Малогобаритні модульні перемикачі типу П2К (рис. 1) використовуються частіше за все для комутації ланцюгів постійного і змінного струмів у відповідальній електровимірвальній та вимірвальній техніці, у військовій сфері та електроустаткуванні.

Конструктивно такі перемикачі виконані у вигляді блока, вмонтованого на металеву арматуру. Основу блока перемикача складає сектор-модуль з різним числом контактних груп. Нульовий сектор — без контактів — забезпечує одночасне повернення всіх ввімкнених секторів у вихідне положення. Сектор складається з пластмасового корпусу з нерухомими контактами діаметром 1 мм і штока, на якому знаходяться рухливі контакти. До нерухомих контактів припаюють зовнішні провідники. Нерухомі і рухомі контакти покриті сріблом, що забезпечує малий опір контактів і високу стабільність перемикача.

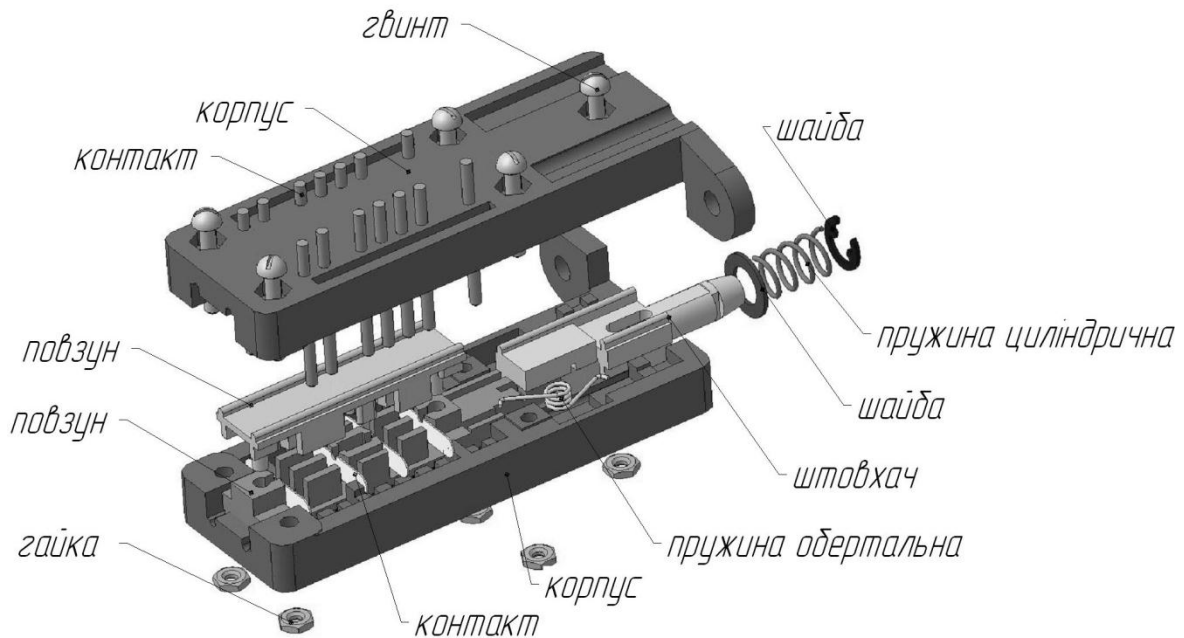


Рис. 1 – Модульний перемикач (ПАТ «Уманський завод «Мегомметр»)

На першому етапі синтезуємо можливі варіанти з'єднання напівкорпусів (рис. 2). Для полегшення проектування на сьогоднішній день існує низка експертних систем, метою яких є виявлення явних помилок в конструкції, а також пошуку більш раціональних технічних рішень. Даний перелік не є вичерпним, проте всі варіанти можуть бути реалізовані в зміні конструкції модульного перемикача.

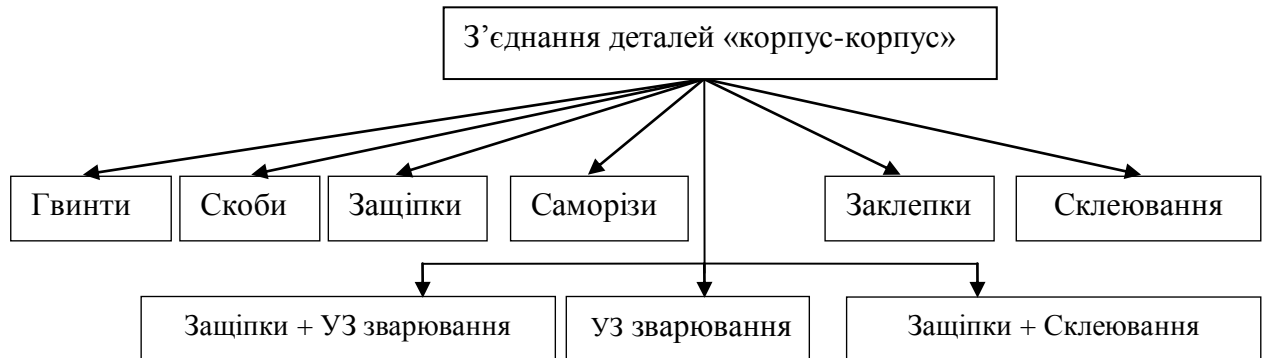


Рис. – Варіанти з'єднань напівкорпусів СВ «Перемикач»

На другому етапі проведемо порівняльний аналіз таких варіантів з'єднань. Для цього виділимо такі значущі для складально-орієнтованого складання ознаки та рівні оцінки в порядку від небажаного (поганого) значення до бажаного (кращого):

- складність зміни прес-форми (суттєві, несуттєві, відсутні);
- витрати на додаткове технологічне обладнання (верстати, інструменти, пристрої) у вартісному виразі, що є приблизним або точним значенням витрат на додаткове обладнання та оснащення (> 10000 грн., ≈ 1000 грн, 0 грн.);
- складність розкладання (висока, середня, низька);
- швидкість складання (низька, середня, висока);
- надійність кріплення (низька, середня, висока);
- потреба у додатковій обробці поверхні у місці з'єднання (тривала, швидка, відсутня);
- ймовірність руйнування в процесі складання (висока, низька, відсутня).

Гвинти і гайки – конструктивні елементи, яких в початковій конструкції СВ «Перемикач» налічується 5 комплектів. Недоліком такого з'єднання є тривалий час на операцію складання (взяти гвинт, вставити в отвір, надіти гайку, взяти інструмент, закрутити гайку); обидві з'єднані деталі повинні мати місця для розташування гайки чи головки гвинта; додаткові знаки під отвори особливої форми для прес-форми; при загвинчуванні і відгвинчуванні гайки необхідно утримувати голівку гвинта від повертання. Щодо позитивної характеристики слід віднести можливість наступного роз'єднання двох корпусів та надійність кріплення.

Заціпки є гарним варіантом з точки зору складання, досить швидким буде процес поєднання двох напівкорпусів, при цьому форми корпусу будуть абсолютно симетричні одна відносно іншої. Основними недоліками такої конструкції є необхідність зміни прес-форми; складність роз'єднання.

З'єднання деталей *самонарізаючими гвинтами* є найбільш дешевим і простим методом гвинтового кріплення, оскільки при його використанні спрощується операція формування деталей і виключається необхідність нарізання різьби. До переваг розглядуваного з'єднання відноситься те, що кріпильні елементи можуть бути встановлені з натягом. Внаслідок відсутності зазорів між гвинтом і різьбовим отвором підвищується вібраційна стійкість з'єднання.

З'єднання за допомогою *заклепок* у приладобудуванні застосовується у випадку необхідності отримати надійне нероз'ємне з'єднання. Процес установки заклепки включає дві стадії – формування отвору і заклепування. До недоліків можна віднести наявність додаткового інструменту, довший час на встановлення, складність розкладання.

Застосування *скоб* має для нашої конструкції такі переваги: виключення чотирьох гвинтів з гайками; зручність та швидкість скріплення корпусів; відсутність додаткових інструментів при встановленні скоби; дешевизна. Недоліком є не висока надійність кріплення та необов'язкова можливість зміни прес-форми (виключення отворів під гвинти).

Клейові з'єднання деталей мають такі переваги: можливість отримання герметичного, вібростійкого з'єднання; відсутність внутрішніх напружень в клейовому шві; відсутність додаткових отворів під кріпильні елементи; дешевизна. Недоліками такого виду з'єднання для нашого випадку є: низька теплостійкість; недостатньо висока міцність та її зміна з часом; склеєні деталі піддають експлуатаційним навантаженням не раніше, чим через 20...30 год. після термообробки та охолодження; неприємний запах при роботі з клеєм, чого немає з іншими кріпильними елементами.

Ультразвукове зварювання (УЗЗ) термопластів – це спосіб з'єднання термопластичних матеріалів у твердому стані за допомогою енергії ультразвукових (механічних) коливань. До переваг віднесемо наступні характеристики: можливість здійснювати зварювання полімерів по забрудненим поверхням без вимоги попереднього їх очищення та обезжирювання; під час зварювання практично не відбувається викид шкідливих летючих речовин, тобто вона залишається екологічно чистою технологією; висока ступінь повторюваності та контролю процесу. Вимагає додаткового устаткування та конструктивних напливів термопласту на поверхні корпусу під ультразвукове зварювання.

На третьому етапі інтегрований аналіз варіантів заміни з'єднань представимо у вигляді діаграми (рис. 3), на якій кожен з показників оцінки має приведену шкалу, небажані показники розташовані ближче до центру діаграми, а бажані – подалі від центру. Таким чином найкраща конструкція (за інтегральною оцінкою) буде така, яка за сукупністю показників буде мати більшу площу полігону.

Аналіз діаграми показує, що найбільш вигіднішим за всіма ознаками є кріплення скобами. Цей варіант виграє у швидкості складання, розкладання, легкості та зручності встановлення, відсутності додаткового оснащення, надійності кріплення. Другими у рейтингу є заціпки. Процес складання відбувається швидко, відсутнє додаткове оснащення та додатковий час, кріплення є надійним. Недоліком цього виду з'єднання є необхідність суттєвої зміни прес-форми.

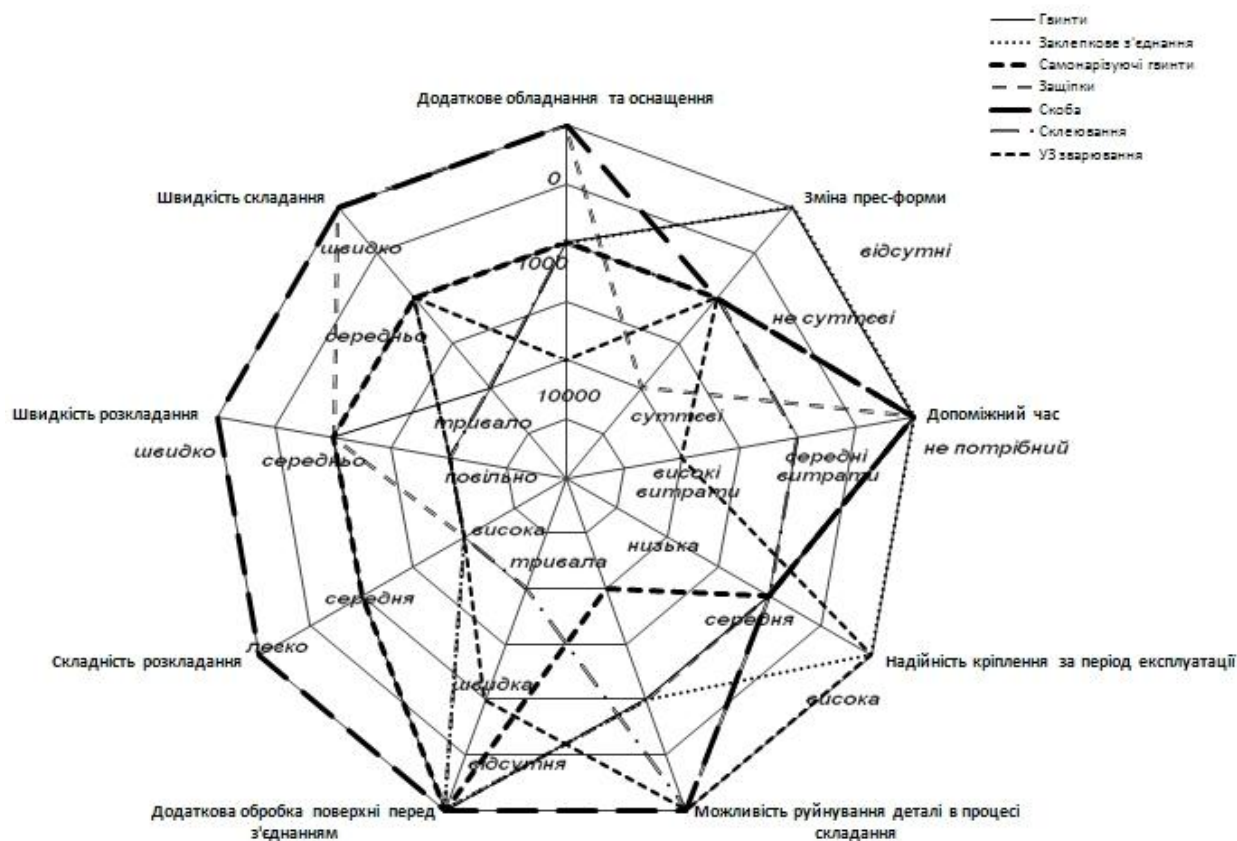


Рис. 3 – Діаграма оцінки кріпильних елементів згідно принципів конструювання, орієнтованого на складання

Для остаточного вибору серед 4 альтернативних варіантів з'єднання корпусу застосуємо метод знаходження найкращої альтернативи в задачах полікритеріального вибору [4].

Розглянемо такі *альтернативи*:

- X₁ – кріплення скобами;
- X₂ – кріплення защіпками;
- X₃ – кріплення склеюванням;
- X₄ – кріплення УЗ зварюванням.

Критеріями вибору будуть:

- R₁ – вартість;
- R₂ – продуктивність;
- R₃ – технологічність.

Призначимо *вагу критеріїв*: W₁=0,5; W₂=0,3; W₃=0,2.

Запишемо *відношення переваг*:

- R₁: X₂> X₁, X₂~ X₃, X₃~ X₄;
- R₂: X₂> X₄, X₃~ X₄, X₁> X₃, X₄> X₁;
- R₃: X₃> X₁, X₄~ X₁, X₁> X₂, X₃> X₄.

Функція належності для 1-го критерію матиме такий вигляд:

	x ₁	x ₂	x ₃	x ₄
x ₁	1	0	1	0
x ₂	1	1	1	1
x ₃	0	0	1	1
x ₄	1	0	1	1

Функція належності для 2-го критерію матиме такий вигляд:

	x_1	x_2	x_3	x_4
x_1	1	1	1	0
x_2	0	1	1	1
x_3	0	0	1	1
x_4	1	0	1	1

Функція належності для 3-го критерію матиме такий вигляд:

	x_1	x_2	x_3	x_4
x_1	1	1	0	1
x_2	0	1	0	0
x_3	1	1	1	1
x_4	1	1	0	1

Побудуємо 2-гу згортку:

	x_1	x_2	x_3	x_4
x_1	1	0,8	0,2	0,2
x_2	0,2	1	0,7	0,7
x_3	0,3	0,8	1	0,3
x_4	0,3	0,8	0,5	1

Відношення строгої переваги:

	x_1	x_2	x_3	x_4
x_1	0	0,6	0	0
x_2	0	0	0,4	0,4
x_3	0	0,6	0	0,2
x_4	0	0,1	0	0
$\mu_{Q_2}^{ii}(x)$	1	0,4	0,6	0,6
$\mu_{Q_1}^{ii}(x)$	1	1	1	1
$\mu_Q^{ii}(x)$	1	0,4	0,6	0,6

В результаті таких операцій друга згортка показує, що перша альтернатива (кріплення скобами) є найкращою і її можна рекомендувати як варіант зміни конструкції з відповідним економічним обґрунтуванням.

Висновки

Для реалізації принципів DFA методології на комутаційному перемикачеві модульного типу синтезована множина конструктивно-технологічних альтернатив з'єднань корпусу, виділено значущі для складально-орієнтованого складання ознаки та рівні оцінки, проведено інтегральну оцінку варіантів конструкцій із застосуванням пелюсткової діаграми. Для близьких альтернатив використано метод полікритеріального вибору, що показав

переваги застосування варіанту кріплення скобами. Ефект досягається в першу чергу через спрощення конструкції виробу і скорочення часу запуску у виробництво.

Перелік джерел літератури: 1. Geoffrey Boothroyd, Peter Dewhurst, Winston Anthony Knight. Product design for manufacture and assembly. 2nd ed. ISBN 10: 082470584X, CRC Press Taylor & Francis Group, 2001. 2. В.А. Пасічник, Ю.В. Лашина. Метод цілеспрямованого перепроєктування складальних виробів та його реалізація у «DFA Expert» // Вісник НУТУ „КПІ”. Серія машинобудування. К.: НУТУ „КПІ” .– 2010, № 58. С.258-263. 3. В.А. Пасічник, В.М. Кореньков. Принципи формування математичної моделі складальної одиниці в виді бінарних відношень обмежень рухливості // Машиностроение и техносфера XXI века. Сб.тр XV межд. науч.-техн. конф. в г. Севастополе 15-20 сент.2008 г. В 4-х томах.- Донецк: ДонНТУ, 2008. Т.3.- С.64-70. 4. В.Б. Струтинський. Математичне моделювання процесів та систем: підручник / Струтинський В.Б., Гуржій А.М., Кривцов В.С. – Х. : Нац. аерокосм. ун-т ім. М. С. Жуковського “Харк. авіац. ін-т”, 2011. – 672 с.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ЗАСТОСУВАННЯ DFA МЕТОДОЛОГІЇ НА ДЕТАЛІ ТИПУ «КОРПУС»

Салипа І. П., Пасічник В. А.

У даній роботі представлені особливості паралельного проектування орієнтованого на складання. Проведено аналіз сучасного стану застосування DFA методики. Досліджено можливі варіанти заміни з'єднань корпусу. Дана характеристика кожному технологічному кріпильному елементу. Розроблено діаграму оцінки всіх з'єднань по важливим ознакам згідно принципів конструювання, орієнтованого на складання. Використано один із методів математичного моделювання для вибору остаточного варіанту кріплення корпусу.

ПРИМЕНЕНИЕ DFA МЕТОДОЛОГИИ НА ДЕТАЛИ ТИПА "КОРПУС"

Салипа И.П., Пасечник В.А.

В данной работе представлены особенности параллельного проектирования ориентированного на складывание. Проведен анализ современного состояния применения DFA методики. Исследованы возможные варианты замены соединений корпуса. Данная характеристика каждому технологическому крепежному элементу. Разработана диаграмма оценки всех соединений по важным признакам согласно принципов конструирования, ориентированного на складывание. Использован один из методов математического моделирования для выбора окончательного варианта крепления корпуса.

APPLICATION OF METHODOLOGY ON DETAIL OF TYPE "CORPS"

Salypa I.P., Pasychnyk V.A.

In this work the presented features of the parallel planning oriented to the stowage. The analysis of the modern state of application of DFA of methodology is conducted. The possible variants of replacement of connections of corps are investigational. This description to every technological timber element. The diagram of estimation of all connections is worked out for to the important signs in obedience to principles of constructing oriented to the stowage. One of methods of mathematical design is used for the choice of fair copy of fastening of corps.

Ключові слова: складання, DFA методологія, корпус, скоба, оптимізація.

Ключевые слова: складывание, DFA методология, корпус, скоба, оптимизация.

Keywords: stowage, DFA methodology, corps, gib, optimization.

УДК 621.941.1: 620.179.14

Найденко А. Г., Девін Л. М., Осадчий О. А., Суліма О. Г., Стахнів М. Є.

Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН України, Київ

artemu@ukr.net

ОЦІНКА РІВНЯ НЕОДНОРІДНОСТІ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ АЛЮМІНІЄВИХ ДЗЕРКАЛ ПІСЛЯ АЛМАЗНОГО МІКРОТОЧІННЯ ЗА ДОПОМОГОЮ МЕТОДУ ВИХРОВИХ СТРУМІВ

Вступ

Алмазне мікроточіння у світовому виробництві є найбільш оптимальним видом фінішної обробки виробів, який дозволяє отримати якісні дзеркальні поверхні з коефіцієнтом дзеркального відбиття від 0,97 та вище при гарантованій високій точності й повторюваності форми виробу. Металеві дзеркала широко використовують в системах транспортування та фокусування випромінювання лазерних технологічних установок, призначених для різки, сварки, загартовування та інших технологічних процесів.

Однак, крім забезпечення необхідної шорсткості поверхні з високим коефіцієнтом дзеркального відбиття при виготовленні металевих дзеркал, потрібно досягнути якомога більшого порогу руйнування оптичної поверхні під дією лазерного випромінювання для отримання максимального ресурсу цього дзеркала [1].

Мета роботи

Метою роботи є оцінка металографічного стану поверхні алюмінієвих дзеркал, а саме рівня неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару після алмазного мікроточіння при різних режимах різання, за допомогою неруйнівного контролю методом вихрових струмів.

Основна частина

З цією метою була розроблена методика контролю стану поверхневого шару алюмінієвих дзеркал після алмазного мікроточіння (архівний номер М 26.8 – 302:2011). В якості зразків для дослідження використовували типові плоскі дзеркала, які поширені в установках для лазерної різки. Було виготовлено чотири зразка з алюмінієвого сплаву Б95, які мали пази для затискання в планшайбу станка алмазного мікроточіння МО 1045 та технологічний отвір по центру. Розроблена методика може бути використана для контролю дзеркал з алюмінієвих сплавів інших марок, наприклад АМГ3, АМГ5 та Д16Т.

Характеристики можливостей верстата МО 1045:

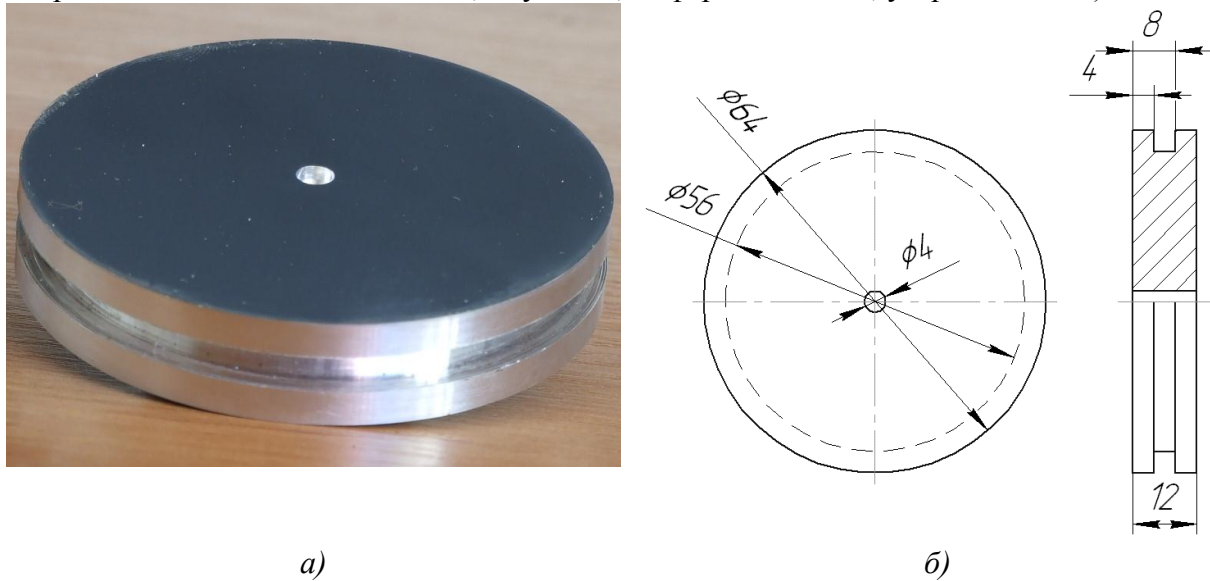
- габарит виробу, мм: до 600;
- форма обробленої поверхні: плоскість, сфера, асферика;
- радіус кривини, мм: $\pm 30 \dots \infty$;
- асферизація, мкм: 300;
- похибка форми, мкм: 0,15;
- шорсткість, R_{max} , нм: 20.

Ці чотири зразка були проточені по торцю на верстаті алмазного мікроточіння МО 1045 різцем з монокристалом алмазу кожний із відмінною глибиною різання, мкм: 3, 5, 7 і 9 (типові глибини різання при точінні металевих дзеркал). Число обертів шпинделя верстата не змінювалась та складала 300 об/мін. Відповідно змінювалась швидкість різання від периферії до центру зразка. Зовнішній вид зразків та їх розміри приведено на рис. 1.

Контроль поверхні алюмінієвих дзеркал здійснювали за допомогою вихрострумового портативного дефектоскопу ВД 3-71 НК-ІVУ з вихрострумовим перетворювачем (ВСП) ПН-05-МДФ01. Зовнішній вид дефектоскопу представлений на рисунку 2.

Дефектоскоп має діапазон робочих частот від 500 Гц до 6 МГц та дозволяє здійснювати вибірку з частотою до 3 кГц, регулювати напругу сигналу збудження ВСП (подвоєна амплітуда) – від 0,5 до 8,0 В та змінювати коефіцієнт підсилення від 0 до 40 дБ з кроком 1 та 10 дБ. Також дефектоскоп в комплекті з програмним забезпеченням, оснащений

режимом двостороннього зв'язку з персональним комп'ютером для вводу в неї інформації з пам'яті дефектоскопу та можливості роздрукування цієї інформації на принтері. При обробці результатів контролю дефектоскоп може також фільтрувати сигнал ВСП (існує 5 видів фільтрів: низьких та високих частот, смуговий, диференціальний, усереднюючий).



а) б)
Рис. 1. -Зовнішній вид (а) та розміри (б) зразка



Рис. 2. - Дефектоскоп вихрострумів портативний ВД 3-71 НК-ІVУ

Робота дефектоскопу ґрунтується на використанні ефекту збудження вихрових струмів в металі, які виникають в результаті дії збуджуючого електромагнітного поля [2]. Збуджуюче електромагнітне поле формується вихрострумівим перетворювачем, на який від генератора потрапляє напруга збудження. Вихрові струми, протікаючи в металі, формують вторинне електромагнітне поле. Поле, сформоване в результаті об'єднання збуджуючого і вторинного електромагнітних полів, в ВСП наводить електрорушійну силу. Якщо поверхневий шар об'єкту контролю має дефект або неоднорідність властивостей, то лінії

вихрових струмів спотворюються, змінюючи тим самим вторинне електромагнітне поле. Як наслідок, змінюється і результуюче електромагнітне поле, що призводило до зміни напруги, сформованої на виході ВСП, яка відображалася на екрані дефектоскопа та зберігалася у пам'яті.

Попередні дослідження чутливості дефектоскопа на чотирьох зразках з різним ступенем неоднорідності матеріалу по глибині за рахунок зміни режимів різання показали, що оптимальною (більш чутливою до неоднорідності властивостей поверхні) виявилася частота 2000 кГц [3].

Для базування ВСП відносно будь-якої точки поверхні зразка було створено спеціальне пристосування (рис. 3а), яке складалась із стійки мікроскопа МБС-10 в направляючій якої кріпився вихрострумний перетворювач ПН-05-МДФ01. На підставці стійки розташовували об'єкт контролю.

Для отримання статистично достовірної інформації контроль здійснювали по чотирьом умовним секторам (0° , 90° , 180° , 270°) та по п'яти зонам (рисунок 3б). Це дозволило більш точно встановити вплив зміни швидкості різання при алмазному мікроточінні на рівень неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару зразка.

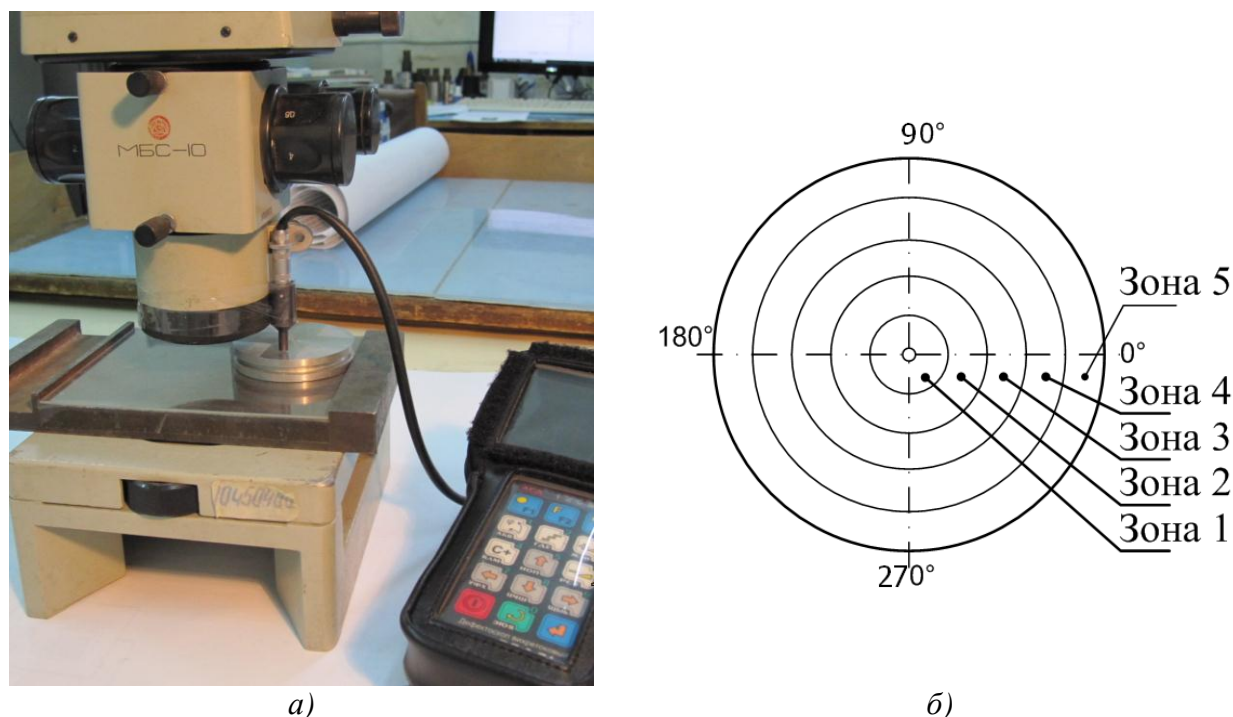


Рис. 3. - Пристосування (а) та зони контролю алюмінієвих зразків (б)

В кожній точці зразка проводили по 6 вимірів. Отримані значення амплітуд A зберігали в пам'яті дефектоскопа. Збережені данні вихрострумного контролю в подальшому обробляли за методами математичної статистики— обчислювали середнє значення амплітуд та їх середньоквадратичні відхилення.

Розроблена методика виявилася чутливою до змін рівня неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару дзеркал, отриманих при різних швидкостях та глибинах різання (3, 5, 7 і 9 мкм) різцем з монокристалом алмазу (рис. 4).

Аналіз графіків показав, що з ростом глибини різання, амплітуда сигналу A , яка відображає рівень неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару, змінювалась більше, ніж із зміною швидкості різання. Найнижчі значення рівня неоднорідності та їх коливання в різних точках поверхні (середньоквадратичні відхилення, показані пунктирними лініями на графіках) спостерігали у зразка, отриманого при точінні із глибиною різання 7 мкм (рис. 4в). Зі збільшенням глибини різання коливання рівня

неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару дещо збільшувались при майже незмінній його загальній величині. Чіткої залежності впливу швидкості різання на характер зміни неоднорідності поверхневого шару встановити не вдалося.

Таким чином можна стверджувати, що для досягнення максимального ресурсу лазерного дзеркала з алюмінієвого сплаву Б95, його робочу поверхню слід оброблювати методом алмазного мікроточіння із глибиною різання 7 мкм.

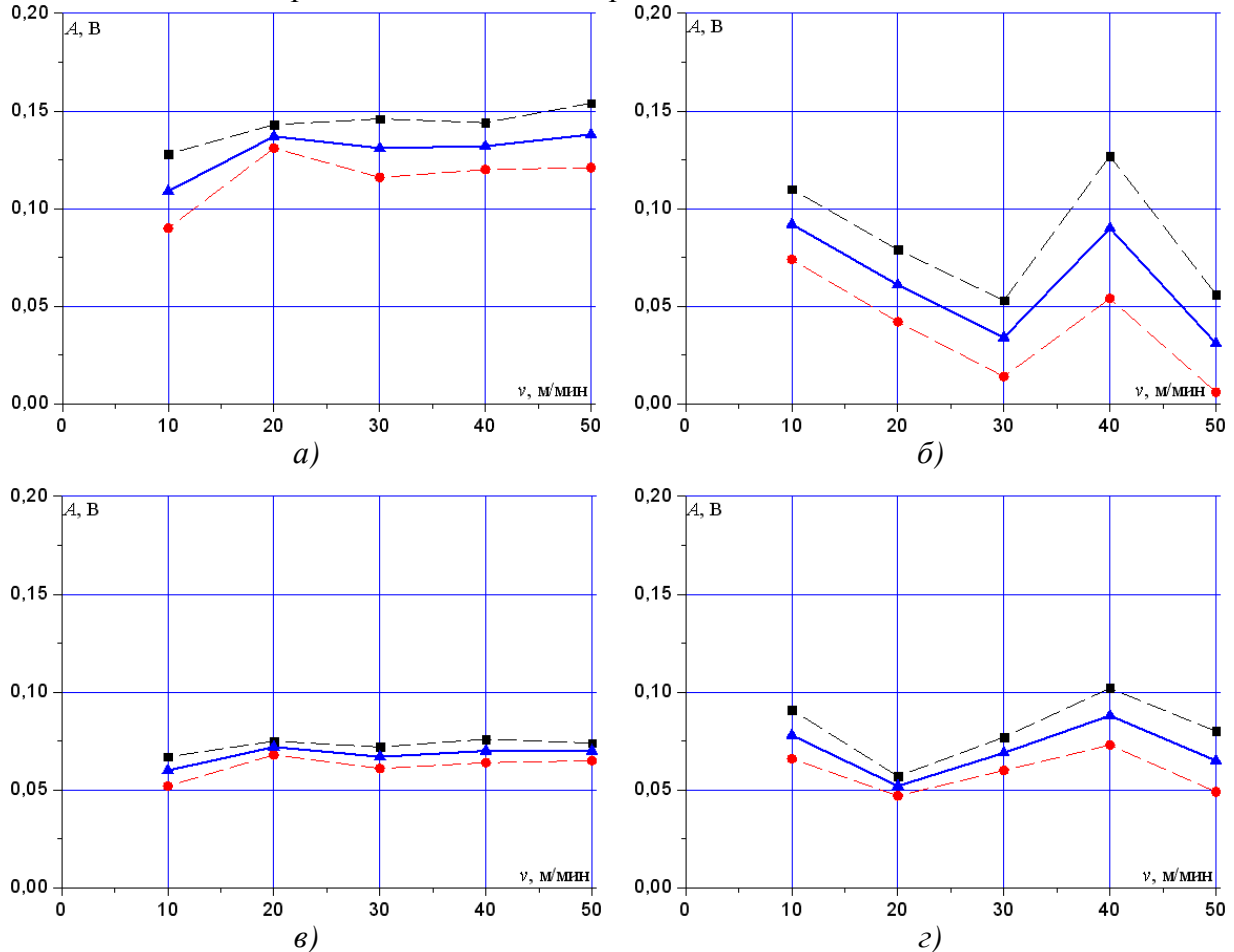


Рис. 4. - Залежність амплітуди сигналу A від швидкості різання v для глибини різання: а) 3 мкм, б) 5 мкм, в) 7 мкм, з) 9 мкм

Висновки

Метод вихрових струмів є чутливим до стану поверхні алюмінієвих, що робить його ефективним неруйнівним методом контролю процесу алмазного мікроточіння. Встановлено, що зі збільшенням глибини різання від 3 до 9 мкм рівень неоднорідності напружено-деформованого поверхневого шару зменшується. Найнижчі його значення та найбільш рівномірний їх розподіл по поверхні дзеркала спостерігали при глибині різання 7 мкм. Чіткої залежності впливу швидкості різання на характер зміни рівня неоднорідності поверхневого шару встановити не вдалося.

Перелік джерел літератури: 1. Грубый С. В. Моделирование процесса алмазного точения крупногабаритных поверхностей зеркал [Электронный ресурс] / С. В. Грубый // Наука и образование.. – 2011. – №10. – Режим доступа к журн.: <http://technomag.edu.ru/pdf/out/243000.pdf>. 2. Учанин В. Н. Обнаружение скрытых коррозионных повреждений авиационных конструкций вихретоковым методом / В. Н. Учанин, В. Н. Цирг // Физ.-хим. механика материалов. – 1990. – №4. – С. 103-104. 3. Применение токовихревой дефектоскопии для оценки состояния поверхности после алмазного микроточения металлических зеркал / Л.Н. Девин, А.Г. Сулима, А.А. Осадчий, В.Н. Нечипоренко // Современные проблемы производства и ремонта в промышленности и

на транспорті: матеріали 11-го міжнарод. научн.-техн. семінара, 21-25 лютого 2011 г., г. Сваліява. – К. : АТМ України, 2011. – С. 82–84.

Рецензент: **Ковальов В.Д.**, д.т.н., проф., ДДМА

ОЦІНКА РІВНЯ НЕОДНОРІДНОСТІ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ АЛЮМІНІЄВИХ ДЗЕРКАЛ ПІСЛЯ АЛМАЗНОГО МІКРОТОЧІННЯ ЗА ДОПОМОГОЮ МЕТОДУ ВИХРОВИХ СТРУМІВ

Найденко А. Г., Девін Л. М., Осадчий О.А., Суліма О. Г., Стахнів М. Є.

Проведені дослідження неоднорідності поверхні металевих дзеркал з алюмінієвого сплаву Б95 після алмазного мікроточіння методом вихрових струмів. Контроль поверхні дзеркал здійснювали за допомогою портативного вихрострумове дефектоскопу ВД 3-71. Отримані результати підтвердили можливість використання цього методу для дослідження рівня неоднорідності дзеркальних поверхонь після алмазного мікроточіння. Найнижчі значення рівня неоднорідності та найбільш рівномірний їх розподіл по поверхні дзеркала спостерігали при глибині різання 7 мкм.

ОЦЕНКА УРОВНЯ НЕОДНОРОДНОСТИ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ АЛЮМИНИЕВЫХ ЗЕРКАЛ ПОСЛЕ АЛМАЗНОГО МИКРОТОЧЕНИЯ С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА ВИХРЕВЫХ ТОКОВ

Найденко А. Г., Девин Л. Н., Осадчий А. А., Сулима А. Г., Стахнив Н. Е.

Проведены исследования неоднородности поверхности металлических зеркал из алюминиевого сплава Б95 после алмазного микрооточения методом вихревых токов. Контроль поверхности зеркал осуществляли при помощи портативного вихретокового дефектоскопа ВД 3-71. Полученные результаты подтвердили возможность использования этого метода для исследования уровня неоднородности зеркальных поверхностей после алмазного микрооточения. Наименьшие значения уровня неоднородности и наиболее равномерное их распределение по поверхности зеркала наблюдали при глубине резания 7 мкм.

THE ALUMINUM MIRRORS SURFACE LAYER LEVEL HETEROGENEITY ESTIMATION AFTER DIAMOND MICROTURNS BY THE EDDY-CURRENT METHOD

Naydenko A. G., Devin L. N., Osadchiy A. A., Sulima A. G., Stakhniv N. E.

Metal mirrors made of aluminum alloy B95 surface inhomogeneity after the diamond microturning by eddy-current method was investigated. The mirrors surfaces control was carried out using the portable eddy current flaw detector VD 3-71. The possibility of using this method to study the mirror surfaces inhomogeneity level after the diamond microturning was confirmed by the received results. The inhomogeneity level lowest values and the most uniform distribution of the mirror surface was observed at the 7 microns depth of cut.

Ключевые слова: вихревые токи, дефектоскоп, алмазное микрооточение, металлическое зеркало, неоднородность поверхности, алюминиевый сплав.

Ключові слова: вихрові струми, дефектоскоп, алмазне мікроточіння, металеве дзеркало, неоднорідності поверхні, алюмінієвий сплав.

Key words: eddy-current, flaw detector, diamond microturning, metal mirror, surface inhomogeneity, aluminum alloy.

УДК 621.735.36

Марков О.Е.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

oleg.markov.omd@mail.ru

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДЛЯ КРУПНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Введение

Основная задача при изготовлении крупных деталей в тяжелом машиностроении – оптимизация технологических процессов получения заготовок [1, 2]. Критериями оптимальности в данном случае служат высокое качество и приемлемая себестоимость деталей ответственного назначения. Все технологические процессы изготовления крупных заготовок обработкой давлением можно разделить на группы по форме получаемых заготовок: диски, валы, плиты, пустотелые поковки. После анализа их изготовления способами пластического деформирования установлено, что около 80 ... 90% всех технологических процессовковки предполагают применение энергоёмкой операции осадки. Эту операцию в большинстве случаев назначают, как вспомогательную для увеличения площади поперечного сечения заготовки для возможности получения требуемых размеров деталей. При осадке в осевой зоне слитка возникает неблагоприятное напряженно-деформированное состояние, которое приводит к образованию разрывов в осевой зоне слитка [3].

Оптимизация технологических процессов изготовления крупных заготовок заключается в исключении или в замене неэффективных энергоёмких операций такими, которые не приводят к увеличению затрат, при этом гарантируют получение заданного качества. Исключить операцию осадку можно за счёт применения слитков большого диаметра, но с малой высотой (укороченных слитков) [4]. Основным дефектом кузнечного слитка, который должен быть устранен операциямиковки – осевая пористость [5]. Эффективным способом заковывания осевых дефектов слитков является применение кузнечной операции протяжки [6]. При протяжке, особенно заготовок большого диаметра, необходимо обеспечить равномерное распределение деформаций по сечению заготовки и состояние всестороннего неравномерного сжатия в осевой дефектной зоне слитка [7].

Наиболее эффективными способами пластического деформирования поковок типа валов являются процессыковки слитков вырезными бойками или плоскими по схеме через квадрат и восьмигранное сечение. Наибольшую универсальность обеспечивают технологические процессыковки плоскими бойками за счёт исключения смен инструмента. Однако эта схема приводит к образованию непродеформированных зон заготовки, которые контактируют с инструментом. Устранить данный недостаток возможно за счётковки слитков выпуклыми бойками (профилирования заготовки) и последующей обкатки вырезными или плоскими бойками. Более универсальной схемой профилирования четырёхлучевой заготовки будет применение выпуклых клиновых оппозитных бойков, которые применимы для различных диаметров заготовок (рис. 1). В данной работе будет исследован комплексный подход, который заключается в поиске рациональной геометрии выпуклых клиновых бойков дляковки укороченных слитков, глубины обжатия этими бойками и способ последующей обкатки. Ковка слитка производится с кантовкой на 90°, продавливание выпуклыми клиновыми бойками позволит получить четырёхлучевую заготовку, что в итоге дополнительно повысит жёсткость схемы напряжённого состояния в осевой части слитка при последующей обкатке.

Цель работы

Цель работы – исследование влиянияковки выпуклыми клиновыми оппозитными бойками с различными углами и степенью обжатия на равномерность распределения пластических деформаций в теле заготовки. Задача исследования сводится к определению

эффективных углов выпуклого клинового бойка, установления рациональных степеней обжатий и способов последующей обкатки на круглое сечение, при которых происходит равномерное распределение деформаций.

Основная часть

Исследовались следующие углы клиновых выпуклых бойков: 140° , 160° и 180° (плоские бойки) и двухсторонняя глубина вогнутостей граней (обжатия) 15%, 25%, 35% от диаметра заготовки.

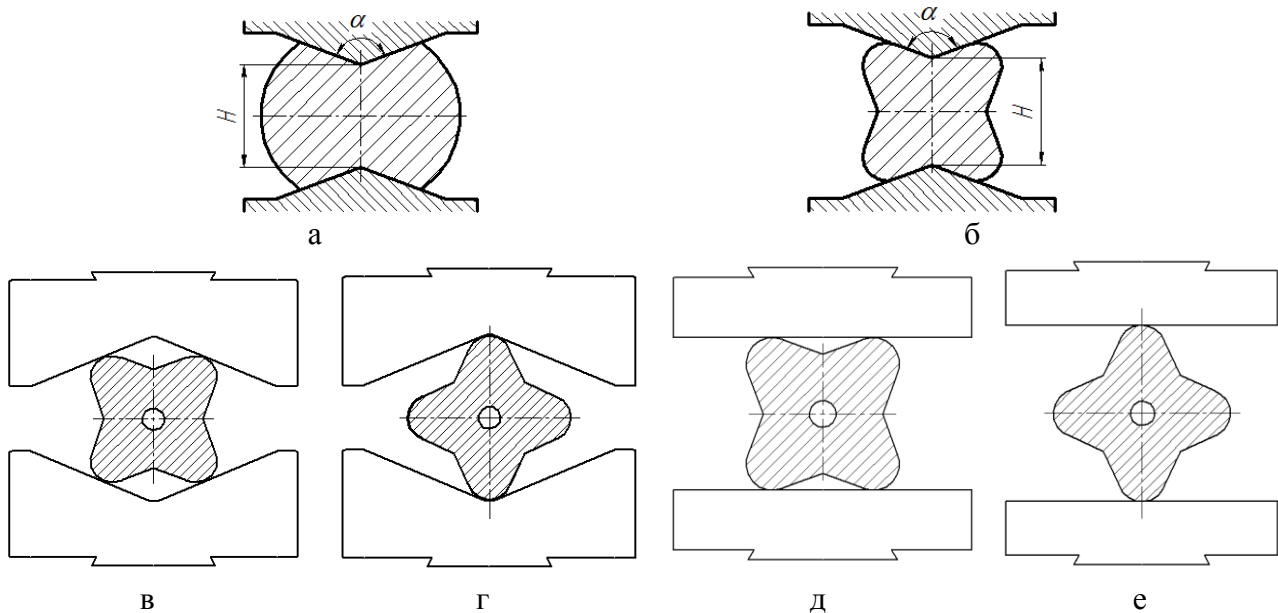


Рис. 1 – Переходыковки выпуклыми клиновыми бойками:

- а) получение двулучевой заготовки;
- б) получение четырехлучевой заготовки;
- в) обкатка вырезными бойками «плашмя»;
- г) обкатка вырезными бойками «на ребро»;
- д) обкатка плоскими бойками «плашмя»;
- е) обкатка плоскими бойками «на ребро»

Для исследования была получена заготовка диаметром 40 мм. Исследовалось влияние двух факторов: угол клина выпуклых бойков α и глубина вогнутостей граней ϵ . Факторы варьировались на трёх уровнях: угол $\alpha = 140^\circ, 160^\circ, 180^\circ$, глубина $\epsilon = 15\%, 25\%, 35\%$. Каждую заготовку протянули в бойках с клиновыми выступами, при этом каждый проход, по длине осуществлялся по пять обжатий. С одного торца заготовки наносилась координатная сетка с шагом 3 мм. Результаты деформированной координатной сетки после протяжки выпуклыми клиновыми бойками при получении двулучевой и четырёхлучевой заготовки представлены в таблице 1 и 2.

Равномерное распределение деформаций по сечению заготовки свидетельствует об уменьшении размеров зон затрудненной пластической деформации, что повышает изотропность механических свойств будущей детали. Ковка выпуклыми клиновыми бойками исключает образование застойных зон под деформирующим инструментом, как в случае применения плоских бойков (табл. 1 первая строка). Применение выпуклых бойков способствует проработке поверхностных слоёв заготовки. Для угла в 140° и обжатии 35% максимальные деформации возникают под выпуклыми бойками (табл. 1 третья строка). Однако глубина зоны пластической деформации незначительна и деформации не возникают в центральных слоях заготовки (табл. 1 вторая строка).

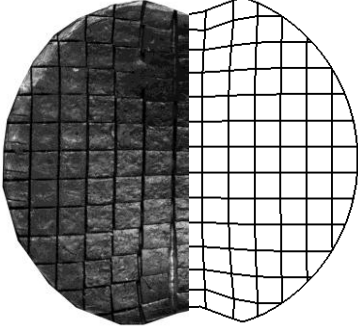
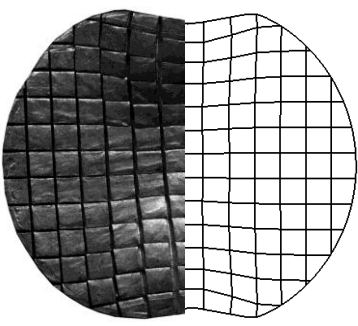
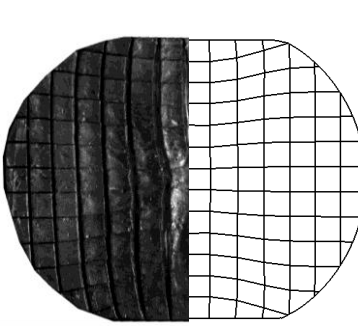
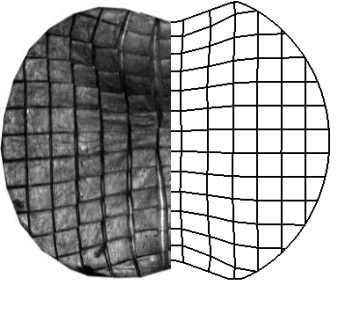
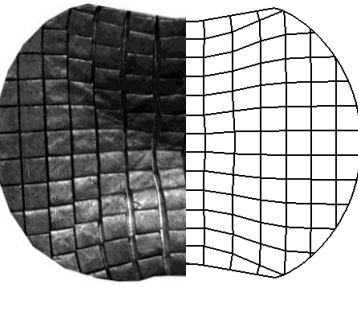
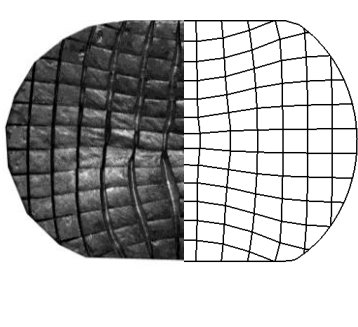
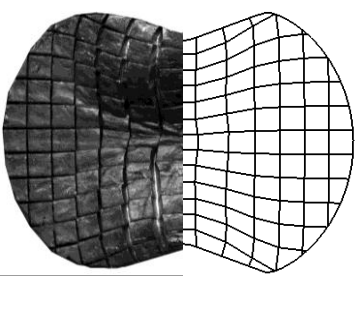
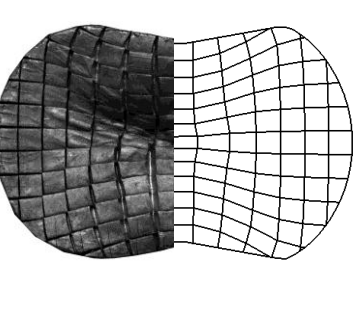
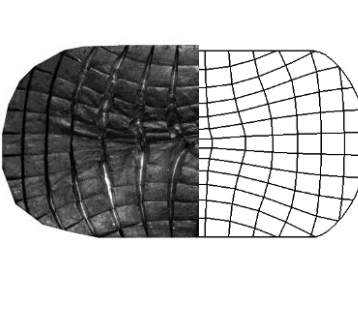
Обратная закономерность характерна дляковки плоскими бойками, в этом случае на поверхности образуются застойные зоны, а зона пластической деформации проникает

глубоко к центральным слоям заготовки. Чем больше угол клина бойка, тем больше уровень деформаций в центре и больше площадь прореформированной части заготовки.

Для рассматриваемых схемковки непрореформированной остаётся боковая свободная часть заготовки, на которую не воздействует инструмент. Эта зона получает проработку после кантовки на 90° и формирования вогнутостей в поперечном направлении (табл. 2).

Таблица 1

Деформированная координатная сетка после обжатия на двулучевую заготовку выпуклыми клиновыми бойками с различными углами и глубиной вогнутостей

	Угол бойка 140°	Угол бойка 160°	Угол бойка 180°
Глубина вогнутости 15%			
Глубина вогнутости 25%			
Глубина вогнутости 35%			

Закономерность распределения деформаций по сечению, как и до кантовки – выпуклые бойки прорабатывают больше периферийные слои, а плоские – центральные. Эта закономерность справедлива для обжатий до 15%, при больших обжатиях (получения глубоких вогнутостей) выпуклые бойки способствуют возникновению деформаций и в осевой зоне заготовки.

После формирования четырёхлучевой заготовки выпуклыми бойками непродеформированными зонами остаются углы (рёбра заготовки), а в случаековки плоскими – зоны, контактирующие с инструментом (табл. 2 третья строка). Меньшая неравномерность распределения деформаций характерна для формирования четырёхлучевой заготовки клиновыми бойками с углом 160° .

Формирование четырёхлучевой заготовки это вспомогательная операция, которая направлена на профилирование заготовки для обеспечения при дальнейшей обкатке в вырезных или плоских бойках равномерного распределения деформаций и высокого показателя жёсткости схемы напряжённого состояния в осевой дефектной зоне заготовки (слитка). Заготовки с вогнутой боковой поверхностью в поперечном сечении обеспечивает подпор центральной зоны при последующей обкатке четырёхлучевой заготовки, но при этом может произойти образование поверхностных зажимов. Для этого необходимо проанализировать конечные результаты деформированного состояния, выбрать схему, которая позволяет получить равномерное распределение деформаций в поперечном сечении заготовки. Рассмотрению не подлежат схемы, которые приводят к образованию зажимов и складок на боковой поверхности. Условию получения поверхности поковки без зажимов не отвечают схемыковки четырёхлучевых заготовок выпуклыми клиновыми бойками с углом 140° для различных степеней обжатия и способов обкатки на круглое сечение (форма бойков и вариант укладки в бойках). Можно сделать вывод, что угол клина бойков в 140° не представляет интереса для получения четырёхлучевых заготовок, так как в этом случае образуются поверхностные зажимы и далее эта схема не рассматривается.

Аналогичные дефекты были отмечены для схемы получения четырёхлучевой заготовки с углом вогнутостей граней 160° при степенях обжатия более 25%. Это позволяет дать рекомендацию по предельным степеням обжатия ($\varepsilon \leq 25\%$) цилиндрической заготовки выпуклыми клиновыми бойками с углом в 160° . Более того, можно отметить, что схема укладки четырёхлучевой заготовки «плашмя» (рис. 1 в, д) в вырезных и плоских бойках может также приводить к образованию зажимов. Для угла клина выпуклых бойков в 160° рациональный способ расположения четырёхлучевой заготовки в бойках по схеме «на ребро» (рис. 1 г, е).

После исключения нерациональных способов получения четырёхлучевой заготовки и их обкатки остаются 19 схемковки из 36, которые не обеспечивают образование поверхностных дефектов формы на заготовке. Из этих рациональных схемковки профилированных заготовок 7 схем с углом вогнутости граней 160° и 12 схем с углом 180° – заготовка, с квадратным поперечным сечением.

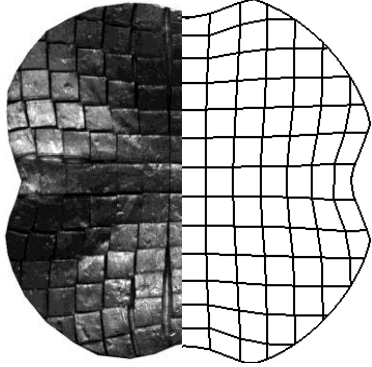
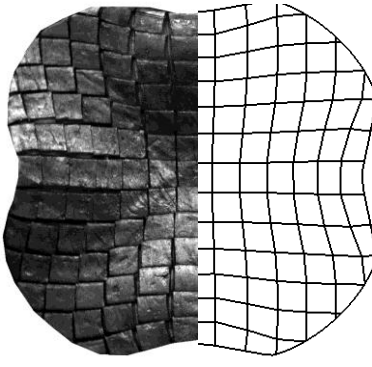
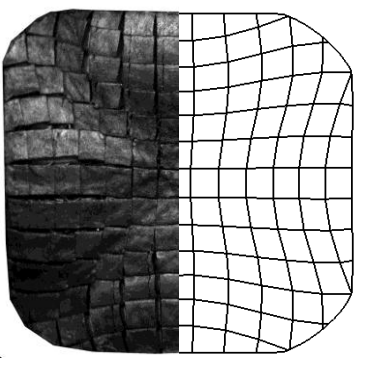
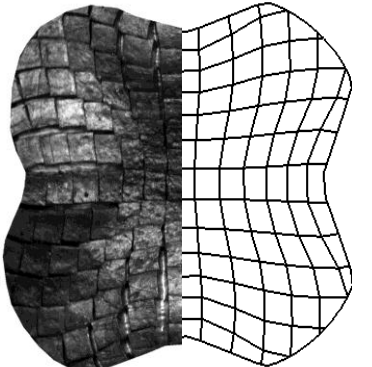
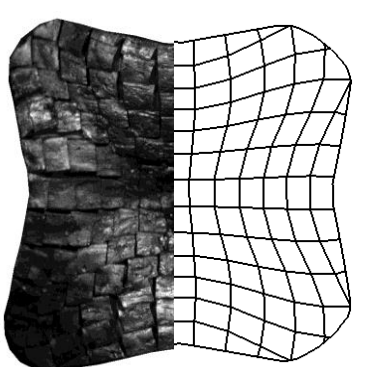
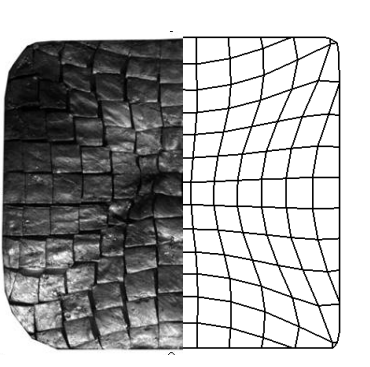
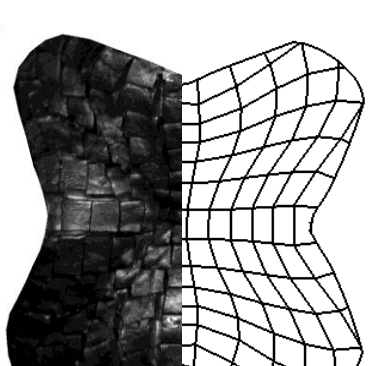
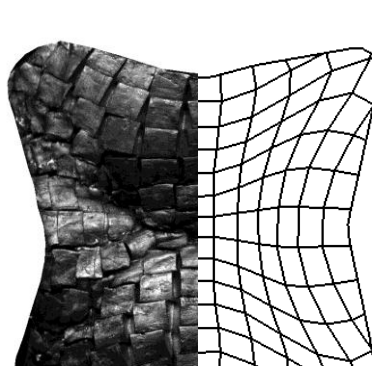

Полученные экспериментальные координатные сетки после деформирования клиновыми бойками подтверждают повышенную проработку поверхностных слоёв заготовки (угол 140° и 160° , первый и второй столбец табл. 1) в отличие от схемыковки плоскими бойками (угол 180° , третий столбец табл. 1), когда максимальные деформации возникают в осевой зоне заготовки. Увеличение степени обжатия (получение большей вогнутости граней) способствует появлению высокой неравномерности распределения деформаций в поперечном сечении заготовки.

Боковые части заготовки получают деформацию после кантовки на 90° и обжатия, при получении четырёхлучевой заготовки (табл. 2). В этом случае происходит снижение неравномерности распределения деформаций за счёт равномерной проковки с четырёх сторон. Дальнейшее выравнивание неравномерности распределения деформаций происходит при последующей обкатке вырезными и плоскими бойками на круглое и квадратное поперечное сечение соответственно.

Для выбора эффективной схемы получения заготовок необходимо провести количественное сравнение распределения деформаций по сечению поковки для схемковки, которые не приводят к образованию поверхностных зажимов. Распределение деформаций определялось по диаметру заготовки в зоне максимальной её неравномерности – на середине ширины деформирующего инструмента, где присутствуют застойные зоны, контактирующие с инструментом и максимальные деформации - в осевой зоне.

Таблица 2

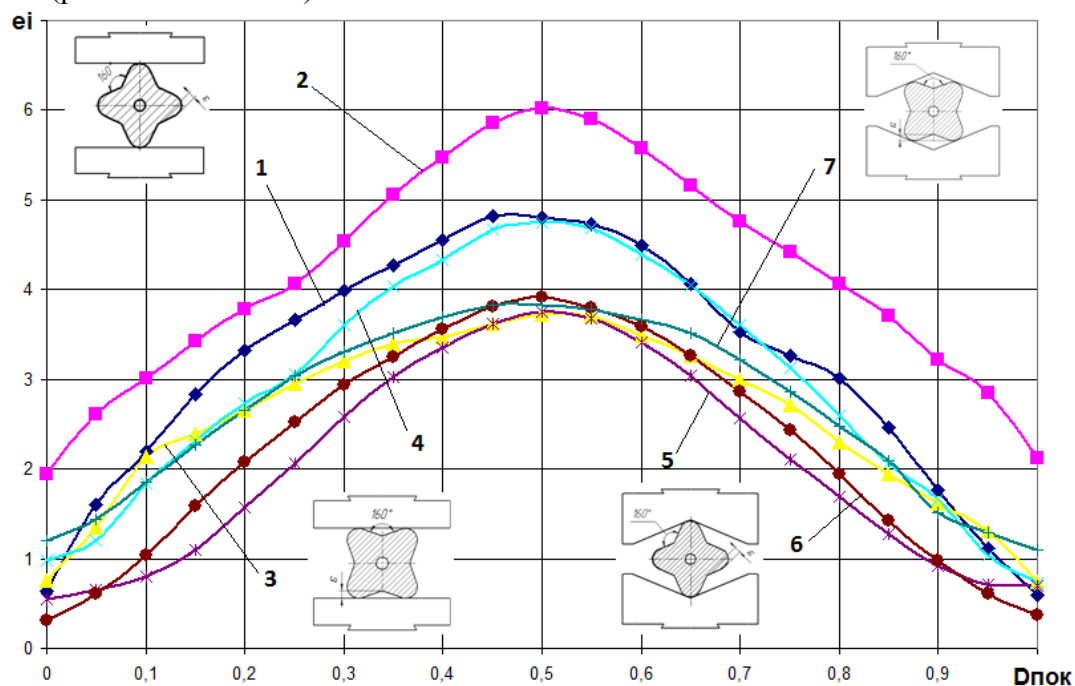
Деформированная координатная сетка после обжатия на четырёхлучевую заготовку выпуклыми клиновыми бойками с различными углами и глубиной вогнутостей

	Угол бойка 140°	Угол бойка 160°	Угол бойка 180°
Глубина вогнутости 15%			
Глубина вогнутости 25%			
Глубина вогнутости 35%			

Для угла в 160° максимальные логарифмические деформации в центральной зоне с уровнем в 6,0 единиц обеспечивает схема обкатки плоскими бойками четырёхлучевой заготовки с глубиной вогнутости граней (обжатием) $\varepsilon = 25\%$ (рис. 2 линия 2). Минимальные деформации для этой схемы $\approx 2,0$ единиц (неравномерность деформаций $\Delta\varepsilon = 4,0$). Наименьший уровень накопленных деформаций для угла 160° обеспечивают схемы обкатки вырезными бойками с укладкой заготовки «на ребро» (рис. 2 линия 5 и 6). Минимальную неравномерность распределения деформаций для этого угла вогнутости $\Delta\varepsilon = 2,73$ обеспечивает обкатка в вырезных бойках заготовок с вогнутостью $\varepsilon = 25\%$ с укладкой плашмя (рис. 2 линия 7).

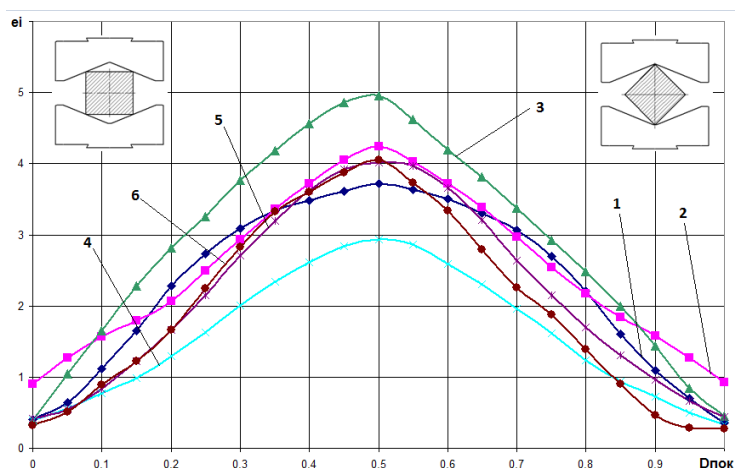
Для угла в 180° и последующей обкатке вырезными бойками максимальные деформации, которые возникают в центральной осевой зоне с уровнем в 5,0 единиц, обеспечивает схема с глубиной вогнутости граней (обжатием) $\varepsilon = 35\%$ с укладкой «на ребро» (рис. 3 линия 3). Для этой схемы характерна высокая неравномерность распределения деформаций по диаметру поковки ($\Delta\varepsilon = 4,49$) за счёт наличия значительной зоны затруднённой деформации в периферийной части. Минимальную неравномерность распределения деформаций для этого угла вогнутости $\Delta\varepsilon = 2,61$ при максимальном значении деформации в осевой зоне $\approx 3,0$ единиц, обеспечивает укладка заготовки «плашмя» с вогнутостью $\varepsilon = 15\%$ с укладкой плашмя (рис. 3 линия 4).

Для угла в 180° с последующей обкаткой плоскими бойками через квадратное и восьмигранное сечение максимальные деформации в центральной зоне с уровнем в 5,5 единиц обеспечивают две схемы с глубиной вогнутостей граней 15% и 35% с укладкой «плашмя» (рис. 4 линия 4 и 6).



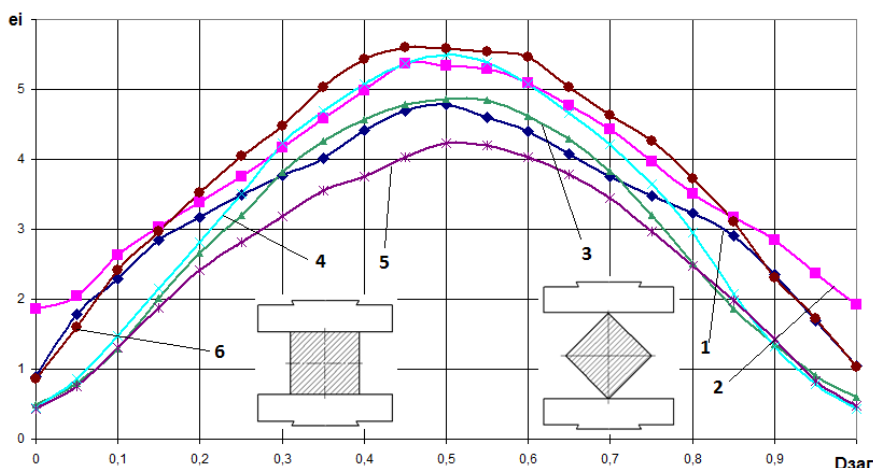
- 1 – плоские бойки «на ребро» $\varepsilon = 15\%$; 2 – плоские бойки «на ребро» $\varepsilon = 25\%$;
 3 – плоские бойки «плашмя» $\varepsilon = 15\%$; 4 – плоские бойки «плашмя» $\varepsilon = 25\%$;
 5 – вырезные бойки «на ребро» $\varepsilon = 15\%$; 6 – вырезные бойки «на ребро» $\varepsilon = 25\%$;
 7 – вырезные бойки «плашмя» $\varepsilon = 25\%$

Рис. 2 - Неравномерность распределения деформаций после обкатки вырезными и плоскими бойками заготовок с углом 160° и глубиной вогнутости граней 15% и 25%



- 1 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 15\%$; 2 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 25\%$;
 3 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 35\%$; 4 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 15\%$;
 5 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 25\%$; 6 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 35\%$

Рис. 3 - Неравномерность распределения деформаций после обкатки вырезными бойками четырёхлучевых заготовок с углом 180° и глубиной вогнутости граней 15%, 25% и 35%. Минимальную неравномерность распределения деформаций ($\Delta\varepsilon = 3,5$) с относительно высокой деформацией в осевой зоне обеспечивает схема обкатки с укладкой «на ребро» четырёхлучевой заготовки с глубиной вогнутости граней $\varepsilon = 25\%$ (рис. 4 линия 2).



- 1 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 15\%$; 2 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 25\%$;
 3 – укладка «на ребро» $\varepsilon = 35\%$; 4 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 15\%$;
 5 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 25\%$; 6 – укладка «плашмя» $\varepsilon = 35\%$

Рис.4 - Неравномерность распределения деформаций после обкатки плоскими бойками четырёхлучевых заготовок с углом 180° и глубиной вогнутости граней 15%, 25% и 35%

Выводы.

Исследовано деформированное состояние заготовки при протяжке выпуклыми клиновыми оппозитными бойками с различной геометрией, а также последующей обкатке в вырезных бойках и плоских бойках. Из всех исследуемых схем деформирования выделено 2 схемыковки, которые обеспечивают высокое и равномерное распределение деформаций по сечению поковки, при этом зона интенсивной пластической деформации имеет округлую форму с большой площадью поперечного сечения: угол клина выпуклых бойков $160^\circ \dots 180^\circ$, глубина вогнутости граней 25%, бойки для обкатки – плоские, способ укладки заготовки в бойках – «на ребро».

Перечень источников литературы: 1. Тюрин В.А. Инновационные технологии ковки с применением макросдвигов / В.А. Тюрин // КШП ОМД. – 2007. - № 11. – С. 15-20. 2. Тюрин В.А. Инновационные технологии ковки / В.А. Тюрин // КШП ОМД. – 2006. - № 5. – С. 27-29. 3. Марков О.Е. Изменение размеров осевых дефектов при осадке заготовок / Марков О.Е. // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск: ДГМА, 2011. – № 4 (29). – С. 103-110. - ISSN 2076-2151. 4. Алиев И.С. Тепловое состояние при формировании укороченных кузнечных слитков с направленной кристаллизацией / И.С. Алиев, О.Е. Марков, С.С. Захарчук, Л.В. Таган // Обработка материалов давлением. – 2012. – №2 (31). – С. 85-89. - ISSN 2076-2151. 5. О механизме возникновения химической неоднородности в стальном слитке / В.А. Вишняков, Н.М. Данилов, В.Д. Дементьев, Трифонов О.В. // Известия вузов. Чёрная металлургия. - 1977. - № 2. - С. 35-39. 6. Тюрин В.А. Разновидности процессов кузнечной протяжки / В.А. Тюрин // КШП ОМД. – 2009. - № 9. – С. 5-8. 7. Марков О.Е. Прогрессивная схема протяжки крупных валов из укороченных слитков // Обработка материалов давлением. – 2012. – №1 (30). – С. 118-122. - ISSN 2076-2151. 8. Исследование напряженно-деформированного состояния при обжати слитка выпуклым и вырезным бойками / Л.П. Белова, Ю.И. Рыбин, А.Н. Дубков [и др.] Е.О. Баушева // Известия вузов. Черная металлургия. – 1986. - № 3. – С. 81-85.

Рецензент: **Алиев И.С.**, д.т.н., проф., ДГМА

ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ ВИГОТОВЛЕННЯ ЗАГОТОВОК ДЛЯ КРУПНИХ ДЕТАЛЕЙ Марков О.Є.

У статті розглянуто вплив кута клину опуклих бойків і глибини увігнутості граней на нерівномірність розподілу деформацій у тілі заготовки. Встановлено, що зі збільшенням кута клину бойків і глибини увігнутостей граней підвищується рівномірність розподілу деформацій. Для забезпечення рівномірного розподілу деформацій необхідно отримувати чотирьохпроменею заготовку зі ступенем обтиснення 25 ... 30% бойками з кутом в діапазоні 160 ... 180°, бойки для обкатування граней - плоскі, спосіб укладання заготовки в бойках - «на ребро». Отримані результати підтверджуються експериментальними дослідженнями.

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДЛЯ КРУПНЫХ ДЕТАЛЕЙ Марков О.Е.

В статье рассмотрено влияние угла клина выпуклых бойков и глубины вогнутости граней на неравномерность распределения деформаций в теле заготовки. Установлено, что с увеличением угла клина бойков и глубины вогнутостей граней повышается равномерность распределения деформаций. Для обеспечения равномерного распределения деформаций необходимо получать четырехлучевую заготовку со степенью обжатия 25...30% бойками с углом в диапазоне 160...180°, бойки для обкатки – плоские, способ укладки заготовки в бойках – «на ребро». Полученные результаты подтверждаются экспериментальными исследованиями.

OPTIMIZATION OF TECHNOLOGICAL PROCESSES OF OBTAINING WORKPIECES FOR LARGE PARTS

Markov O.E.

Effect of wedge angle and depth of the convex dies concave faces on the uneven distribution of strain in the body of the workpiece in the article was reviewed. Increasing wedge angle and depth of concavities dies faces increases the uniformity of strain distribution has been established. Uniform strain distribution can be obtained by using workpiece with four concavities, which have a depth of concavity 25 ... 30% of the diameter of the workpiece, the angle of the wedge dies 160 ... 180 °, the dies for running - flat, the way placing of workpiece in the dies - "on edge". These results are confirmed by experimental studies.

Ключевые слова: деталь, ковка, осадка, протяжка, выпуклые бойки, деформации.

Ключові слова: деталь, кування, осадження, протягування, опуклі бойки, деформації.

Keywords: part, forging, upsetting, drawing, convex dies, deformation.

УДК 621.91

Глоба О.В., Романко М.С., Милокост С.М.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

МЕТОДОЛОГІЯ ОБРОБКИ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ КІНЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ

Вступ

Одною з основних вимог при конструюванні елементів авіаційних конструкцій є вимога мінімальної маси, що обумовлено використанням тонкостінних вузлів і конструкцій, зрозуміло, при дотриманні необхідних міцності та жорсткості інструмента і деталі що оброблюється.

Зменшення маси конструкції може бути досягнуто різними шляхами. Одним з них – є виготовлення деталей з жорсткими тонкими стінками і уступами. При цьому, товщина стінки може досягати 0,5 мм., що в свою чергу супроводжується значним навантаженням на стінку деталі при полу-чистовій та чистовій обробці кінцевою фрезою [1]. Тому необхідно використовувати методи, які б давали ефективний процес фрезерування для встановлених параметрів міцності і точності деталі.

Для обробки тонких і нежорстких стінок потрібно враховувати багато факторів, таких як: вібрація (викликаних великими частотами обертання приводу), режими при яких оброблюється деталь, а саме – сили різання та температура у зоні різання, які виникають при тій чи іншій подачі інструмента, глибини різання та частоти обертання приводу інструмента. З удосконаленням устаткування та обладнання, ми в значній мірі вирішуємо проблему з вібраціями у головному приводі верстата.

Мета роботи

Завданням роботи являється аналіз сил різання при фрезеруванні тонкостінних деталей із сплавів на основі алюмінію і титану кінцевими фрезами, моделювання процесу чистової обробки на різних режимах різання та огляд стратегій для обробки тонкостінних деталей.

Основна частина

Кожен раз, коли ріжуча кромка входить в зону різання вона відчуває ударні навантаження, тому для успішного протікання процесу фрезерування важливо створити відповідні умови входу і виходу інструменту із зони різання. В свою чергу важливо враховувати в процесі різання і сили які виникають при зустрічному та попутному фрезеруванні, їх переваги і недоліки.

Попутне фрезерування (фрезерування по подачі) - це спосіб, при якому напрямок руху заготовки збігається з вектором швидкості різання (Рис. 1).

Фрезерування є кращим за умови, що жорсткість обладнання, кріплення і оброблюваний матеріал дозволяють застосовувати даний метод [6]. Товщина стружки на вході зуба в різання максимальна і зменшується до нульового значення на виході. Це допомагає уникнути підвищеного тертя і вигладжування оброблюваної поверхні в початковий момент різання. Велика товщина стружки є в даному випадку перевагою. Сили різання діють на ребро

При попутному фрезеруванні сили різання прагнуть затягнути фрезу на оброблюваний припуск і притиснути заготовку. Оскільки напрямок швидкості різання і подачі збігаються, потрібно використовувати беззасорний привід в механізмі подачі столу.

Зміщення під дією сил різання столу або заготовки призведе до "підриву" – раптового збільшення подачі на зуб, що загрожує поломкою інструменту.

При зустрічному фрезеруванні (рис. 1) в момент врізання товщина стружки дорівнює нулю, на виході - максимальна. Виникаючи при цьому високі сили тертя "віджимають" фрезу і заготовку один від одного, а вертикальна складова головної сили в залежності від відношення діаметра інструмента і глибини різання може змінювати свій напрям.

Високі напруги, що виникають на виході кромки з різання, можуть стати причиною швидкої поломки інструменту. У початковий момент врізання зуба процес різання більше нагадує вигладжування, з супутніми йому високими температурами і підвищеним тертям. Найчастіше це загрожує небажаним зміцненням поверхневого шару деталі. А також скорочує термін служби інструменту.

В процесі фрезерування стружка налипає на ріжучу кромку і перешкоджає роботі в наступний момент різання.

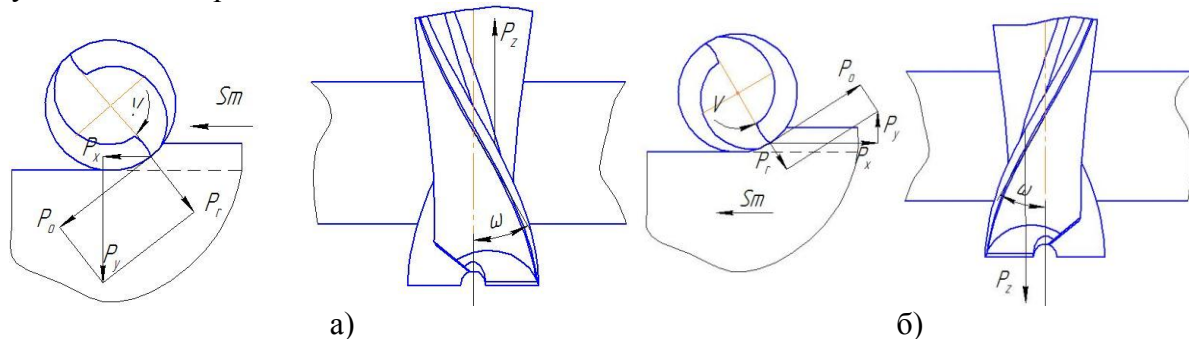


Рис. 1 – Схема фрезерування:
а) попутного фрезерування;
б) зустрічного фрезерування.

Сили зображені на рисунках при зустрічному і попутному фрезеруванні: Сила P_0 , головна складова сили різання (окружна сила), створює крутний момент. З цієї сили визначають ефективну потужність фрезерування. Силу P_y Називають вертикальної складової сили різання, а силу P_x горизонтальної складової сили різання або силою подачі. За вертикальної складової сили різання розраховують деформації найслабшої ланки і деформацію заготовки, яка буде впливати на точність деталі. Горизонтальна сила при зустрічному фрезеруванні навантажує механізм подачі верстата. По ній розраховують на міцність деталі й вузли механізму подачі. На кінцеву фрезу крім сил P_y та P_x діє осьова сила P_z , ця сила діє на підшипники верстата.

У результаті системного аналізу, встановлено фактори, які найбільш істотно впливають на сили фрезерування. До них відносяться: глибина фрезерування (t) і ширина (B), режими різання: подача (Sm), частота обертання шпинделя (n) і діаметр різального інструменту (D).

Аналізуючи формулі представлені у роботі та отримані дані [4] можна зробити висновок, що частота обертання шпинделя впливає на основні складові сили різання P_x , P_y , P_z при зустрічному фрезеруванні (рис. 2). Так само як і при зустрічному фрезеруванні при попутному фрезеруванні основні сили різання при збільшенні частоти зменшуються. Такий характер є закономірним і узгоджується з іншими авторами [2,3,6], які досліджували залежність величини складових сил різання від швидкості різання.

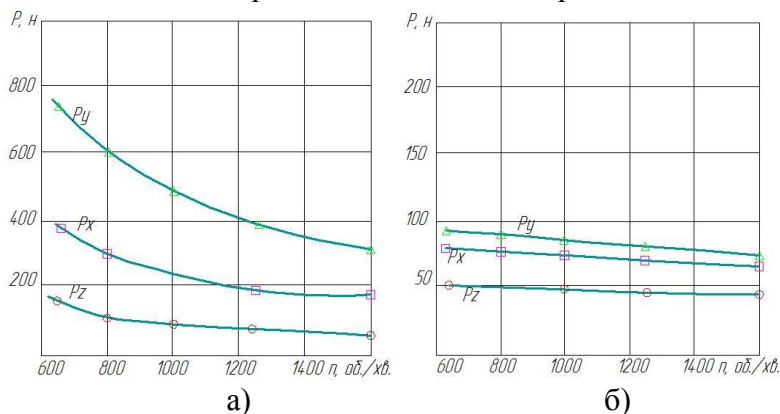


Рис. 2 – Графіки залежності частоти обертання від основних складових сили різання:
а) при зустрічному фрезеруванні; б) при попутному фрезеруванні.

При збільшенні частоти обертання - збільшується температура і зменшується коефіцієнт тертя на передній поверхні інструмента. Крім того, підвищення температури тягне за собою зменшення зусиль, необхідних для деформації металу в зоні різання. З іншого боку, збільшення частоти обертання призводить до зменшення обсягу знятого металу в одиницю часу. Зменшення складової сили різання P_y з збільшенням частоти обертання може бути пояснено зменшенням сил тертя по задній поверхні.

Закономірно збільшення складових сили різання зі збільшенням хвилинної подачі, як при попутному так і при зустрічному (рис. 3) фрезеруванні, що пояснюється збільшенням товщини зрізаного шару. Зусилля P_z менше ніж зусилля P_x і P_y , що визвано невеликим кутом нахилу зубів.

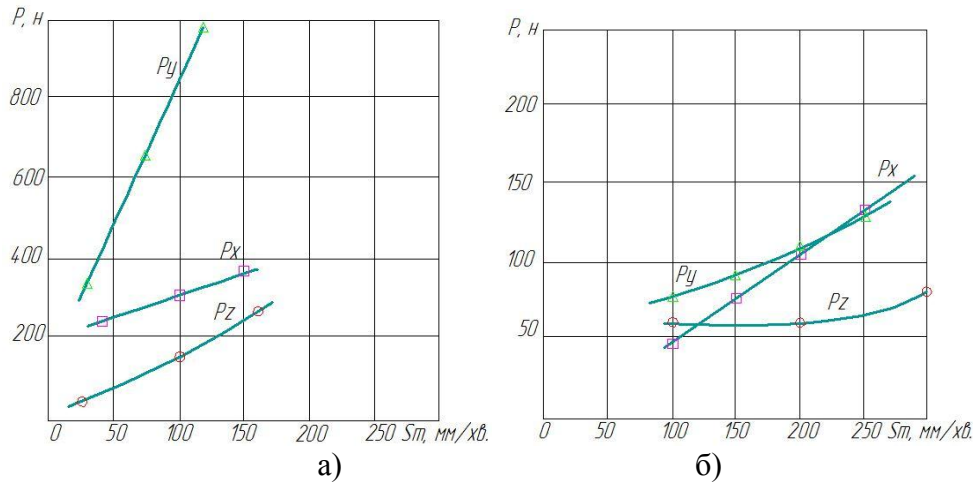


Рис. 3 – Графіки залежності подачі від основних складових сили різання:
а) при зустрічному фрезеруванні;
б) при попутному фрезеруванні.

При збільшенні глибини різання величина складових сили різання P_x , P_y і P_z збільшується, що викликано збільшенням площі зрізаного шару (рис. 4).

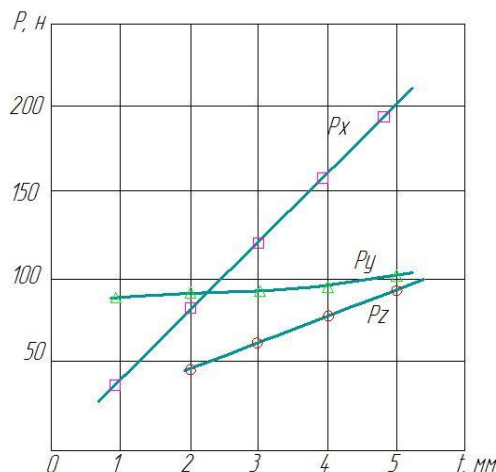


Рис. 4 – Графік залежності глибини різання від основних складових сили різання при попутному фрезеруванні.

Аналогічне вплив робить ширина фрезерування, зі збільшенням якої збільшується обсяг перетину зрізаного шару металу (Рис. 5).

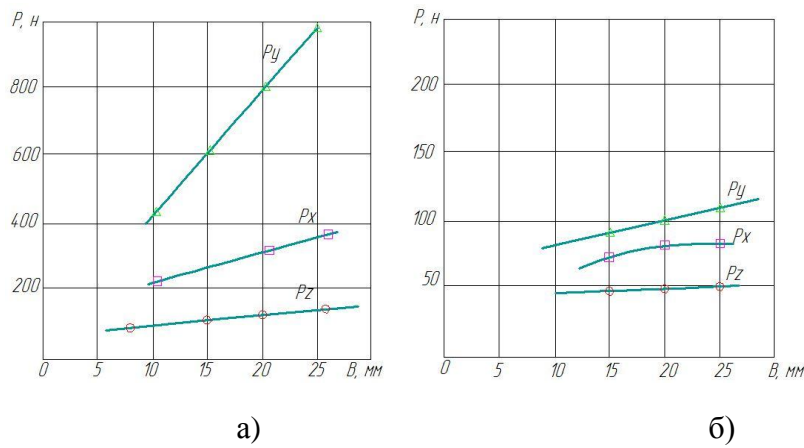


Рис. 5 – Графіки залежності ширини фрезерування від основних складових сили різання:
 а) при зустрічному фрезеруванні;
 б) при попутному фрезеруванні.

Збільшення діаметра кінцевої фрези тягне за собою зменшення складових сили різання, що пояснюється збільшенням швидкості різання при збільшенні діаметру, а також зменшенням середньої товщини зрізаного шару (рис. 6).

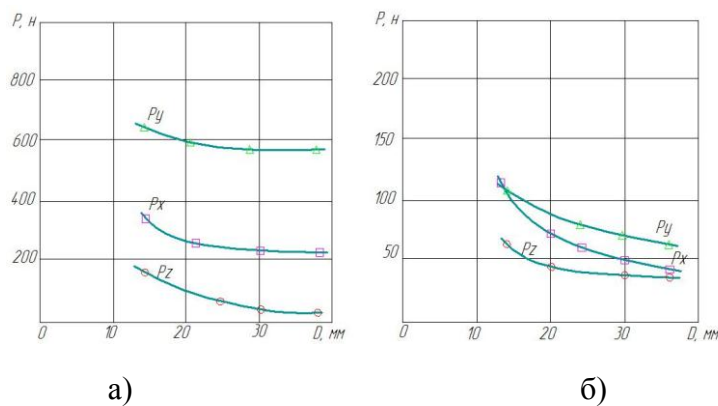


Рис. 6 – Графіки залежності діаметра фрези від основних складових сили різання:
 а) при зустрічному фрезеруванні;
 б) при попутному фрезеруванні.

Щоб спрогнозувати сили які діють на тонку стінку з урахуванням фізико-механічних характеристик оброблюваного металу та інструменту, за допомогою програмного забезпечення LS-Dyna [5], змодельовано процес тонкостінного чистового фрезерування при різних режимах різання і розглянуто навантаження які виникають на стінці деталі при обробці (Рис. 7), який дозволяє нам більш точно визначити зусилля на стінку, і товщину припуску після чорнової обробки, а також спрогнозувати стратегії обробки.

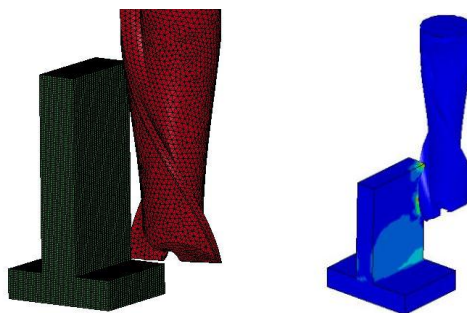


Рис. 7 – Моделювання процесу фрезерування за допомогою LS-Dyna.

При моделюванні стратегій обробки брались до уваги: кількість проходів, яка визначається розмірами стінок і осрової глибини інструмента; жорсткість як фрези так і стінки; високу швидкість різання V_c , що полегшує обробку тонких стінок, тому що таке сполучення забезпечує скорочення часу контакту і, отже, знижує силовий вплив.

Запропоновано декілька стратегій при обробці тонкої стінки, у залежності від співвідношення висоти до товщини стінки.

При малому співвідношенні висоти до товщини стінки (рис. 8). Обробку одного боку слід вести непересічними проходами. Для подальшої фінішної обробки необхідно залишити припуск.

При середньому співвідношенні висоти до товщини стінки (рис. 8). Фрезерування з чергуванням сторін стінки з різною початковою глибиною різання при непересічних проходах.

При дуже великому співвідношенні висоти до товщини стінки (рис. 8).

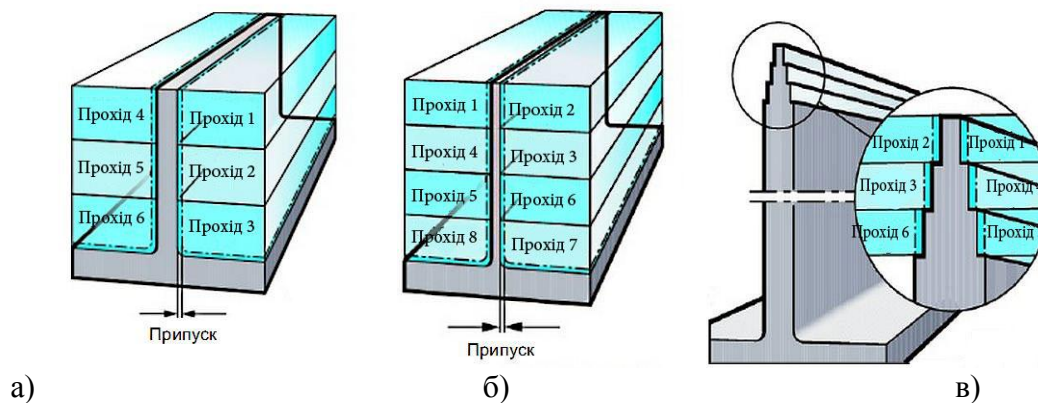


Рис. 8 – Стратегія обробки при:

- а) малому співвідношенні висоти до товщини стінки;
- б) середньому співвідношенні висоти до товщини стінки;
- в) дуже великому співвідношенні висоти до товщини стінки.

На додаток до обробки з чергуванням сторін стінки, можна досягти потрібної товщини стінки за кілька етапів, тобто стінка буде схожа на ялинку. Під час обробки більш тонка частина стінки завжди буде підтримуватися більш товстою. Таким чином, поетапно ведемо обробку зверху вниз.

Схема підтримка стінки (рис. 9). Аналогічний підхід, але з перекриттям проходів обробки двох сторін стінки: це забезпечить кращу підтримку в місці фрезерування. Перший прохід слід проводити із зменшеною глибиною різання.

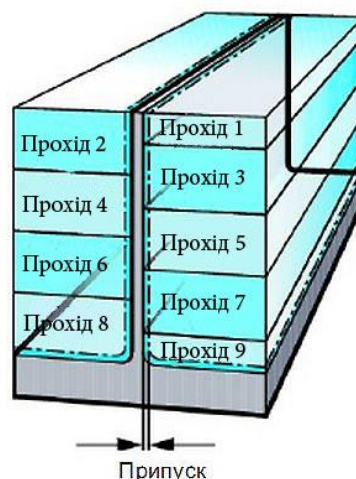


Рис. 9 – Стратегія обробки з підтримкою стінки.

При таких стратегіях обробки, можна залишати мінімальний припуск на чистову обробку деталі. Також значно збільшується стійкість інструмента відносно ширини фрезерування у даному випадку глибини стінки(рис. 10).

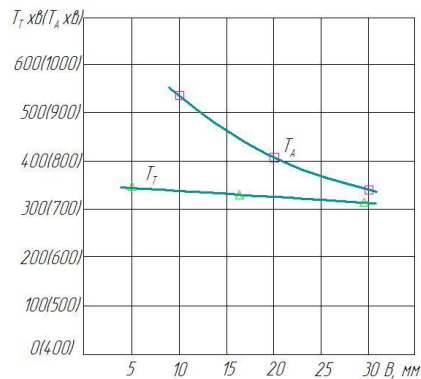


Рис. 10 – Залежність періоду стійкості від ширини фрезерування.

Зі збільшенням ширини фрезерування (B) зростає площа перетину зрізаного шару і кількість виробленого тепла. Однак, при цьому одночасно збільшується робоча довжина леза. Тому зі збільшенням ширини фрезерування кількість тепла, що припадає на одиницю довжини леза зростає і стійкість фрези зменшується.

Проведено моделювання представлених схем обробки на довжині заготовки 20 мм. Результати напруженого стану зовнішньої поверхні ребра при обробці по схемам і при фрезеруванні на всю глибину ребра у процентному співвідношенні представлені на (рис. 11).

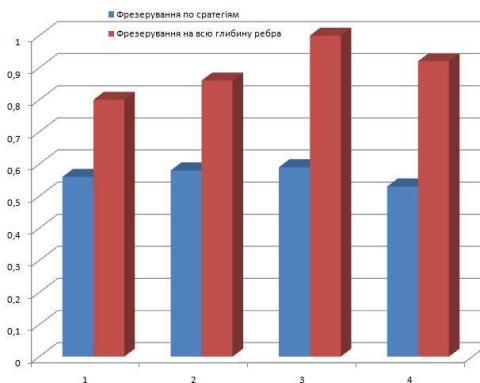


Рис. 11 – Напружений стан зовнішньої поверхні ребра при:

- 1) схема обробки з малим співвідношенням висоти до товщини стінки;
- 2) схема обробки з середнім співвідношенням висоти до товщини стінки;
- 3) схема обробки з великим співвідношенням висоти до товщини стінки;
- 4) схема обробки з підтримкою стінки

Висновки

Для забезпечення кращої оброблюваності тонкостінних конструкцій і деталей, необхідно враховувати багато факторів, які впливають на основну складову сили різання, яка в свою чергу може призвести до значного підвищення температури в зоні різання, швидкого зносу інструмента та продавлювання тонкої стінки. Бажано використовувати стратегії, які б зменшили зусилля на стінку, тобто зменшити в першу чергу ширину фрезерування, яка впливає не тільки на деталь але й на стійкість інструмента при фрезеруванні.

Також потрібно враховувати всі плюси і мінуси при тому чи іншому режимі різання як при попутному так і при зустрічному фрезеруванні. При застосуванні зустрічного фрезерування, краще збільшувати частоту обертання головного приводу і зменшувати подачу, тим самим перешкоджаючи зношенню інструмента по задній поверхні. Зазвичай пріоритетним буде метод попутного фрезерування, наявність незначних коливань при

врізанні зуба компенсується невеликими зусиллями на деталь, у той час як при зустрічному головні складові сили різання зростають у 3 і більше разів. Аналітичні розрахунки стратегії обробки, з використанням програмного продукту LS-Dyna, тонкостінних ребер показали, що при попутному і зустрічному (враховуючи співвідношення (t / D)) фрезеруванні обробка з підтримкою стінки дозволяє підвищити точність обробки стінки і залишати мінімальний припуск на чистову обробку.

Перелік джерел літератури: 1. Технологическое обеспечение эксплуатационных характеристик КГД. Том1 / Богуслаев В.А., Базанов Б.И. // Запорожье – 2003. 2. Основы теории резания металлов / Бобров В.Ф. // Машиностроение. – 1975. 3. Назначение оптимальных режимов резания / Бутенко В.И., Кулинский А.Д. // Машиностроение, №9, 1980. 4. Метод комплексной оптимизации процесса концевой фрезерования / Глоба А.В. // дисс. 5. Основи 3D-моделювання процесів механічної обробки методом скінченних елементів: навчальний посібник / Криворучко Д.В., Залого В.О., Корбач В.Г. // Суми – 2009. 6. К вопросу определения сил резания при контурном фрезеровании / Мельников Г.Н., Кондаков Л.И., Палинодов А.И. // Машиностроение, №1, 1981. 7.Резание материалов / Розенберг А.Ю. // 2007.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

МЕТОДОЛОГИЯ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ ДЕТАЛЕЙ КОНЦЕВЫМИ ФРЕЗАМИ

Глоба А.В., Романко М.С., Милокост С.М.

Задачей является моделирование процесса чистовой обработки на разных режимах резания в программной среде LS-Dyna. Исходя из полученных данных и экспериментального анализа сил резания при фрезеровании концевыми фрезами тонкостенных деталей и конструкций из сплавов на основе алюминия и титана, разработана и обоснована стратегия обработки тонкостенных деталей различной высоты.

МЕТОДОЛОГІЯ ОБРОБКИ ТОНКОСТІННИХ ДЕТАЛЕЙ КІНЦЕВИМИ ФРЕЗАМИ

Глоба О.В., Романко М.С., Милокост С.М.

Завданням є моделювання процесу чистової обробки на різних режимах різання в програмному середовищі LS-Dyna. Виходячи з отриманих даних та експериментального аналізу сил різання при фрезеруванні кінцевими фрезами тонкостінних деталей і конструкцій із сплавів на основі алюмінію і титану, розроблена і обґрунтована стратегія обробки тонкостінних деталей різної висоти.

METHODOLOGY OF PROCESSING OF THIN-WALLED PARTS END MILLS

Globa A.V., Romanko M.S., Mylokost S.M.

The objective is to simulate the process of finishing at different cutting conditions in software LS-Dyna. Based on the data and experimental analysis of cutting forces in milling cutters end thin-walled parts and components made of aluminum-based alloys and titanium, has been developed and justified the strategy of processing thin-walled parts of different heights.

Ключевые слова: моделирование, чистовая обработка, режим резания, сила резания, фреза.

Ключові слова: моделювання, чистова обробка, режим різання, сила різання, фреза.

Ключові слова: моделювання, чистова обробка, режим різання, сила різання, фреза.

УДК 621.002.54

Богуцкий В.Б., Шрон Л.Б., Шрон Б.Л., Богуцкий Б.В.
ДГМА, Краматорск, Украина
shronlb@rambler.ru

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕТОДИК РАСЧЕТА РАЗМЕРНЫХ ЦЕПЕЙ ПРИ ОТРАБОТКЕ КОНСТРУКЦИИ ЭЛЕКТРОИНСТРУМЕНТА

Введение

Одной из задач технологической подготовки производства (ТПП) является разработка методического обеспечения, где с целью улучшения эксплуатационных параметров необходимо использовать методы анализа размерных цепей. От качества проектирования технологических процессов, от их глубины проработки во многом зависит эффективность самого производства, а именно, материалоёмкость, энергоёмкость производства, и затраты, связанные с перестройками, улучшением производства, технологических процессов.

Размерный анализ позволяет решить ряд вопросов связанных, во-первых, с разработкой и анализом конструкций – определением и проверкой необходимых и достаточных требований, точности размеров, формы и взаимного расположения: во-вторых, разработкой технологических процессов: расчеты номинальных и предельных значений технологических размеров, прогнозирование возможных значений припусков, назначение всех промежуточных размеров на обработку, вычисление оптимальной с точки зрения механической обработки простановки размеров: в-третьих, с анализом технологических процессов сборки – это проверка собираемости сборочных единиц, комплектов, изделий; выбор вида сборки по уровню взаимозаменяемости, обеспечение заданных значений выходных характеристик изделия.

Целью работы является повышение эффективности использования методик размерного анализа для обеспечения качества и технологичности изделий и их элементов. Кроме того мы получаем размеры и предельные отклонения, необходимые для заполнения технологических карт, эскизов наладок, управляющих программ, а так же для расчета режимов резания и норм времени. В конечном счете, – минимизируем издержки производства.

Основная часть

Размерный анализ – это большой комплекс работ, который включает в себя:

- построение специальных размерных схем технологических процессов;
- выявление и фиксацию взаимосвязей всех размерных параметров;
- выявление размерных целей;
- проверка и установление рациональных способов простановки размеров в чертежах;
- назначение достаточного и необходимого числа технических требований;
- назначение обоснованных допусков, минимально необходимых припусков;
- проверочный расчет возможности обеспечения чертежных размеров и технических требований;
- расчет средних и минимальных припусков;
- определение номинальных значений операционных размеров;
- определение толщины покрытий, глубины азотирования и других характеристик.

Проведение комплекса работ размерного анализа является совершенно необходимым, без этого само проектирование технологических процессов невозможно, поскольку сводится к укрупненному проектированию технологии на уровне типовой технологии. Даже при наличии технологии, операционных эскизов, – без простановки размеров и допусков – технологических, научно обоснованных, технология не реализуема, точно так, как конструкция без конструкторских размеров и допусков.

Если смотреть с самых общих позиций, размерный анализ – это основа минимизации затрат при обеспечении качества в жизненном цикле изделий машиностроения. Он связан (рис. 1) с исследованием рабочих процессов, формулированием служебного назначения ма-

шины, аналитическими и проектировочными расчетами, получением чертежа машины и чертежа детали, заготовки, всей технологической документации, обеспечением размеров на производстве, анализом машины в процессе эксплуатации. Все эти проблемы опираются на размерный анализ, который в свою очередь, во-первых, связан с требованиями точности, контролем точности, – с метрологией, во-вторых, связан с обеспечением размеров и точности с минимизацией всех затрат – с технологией.

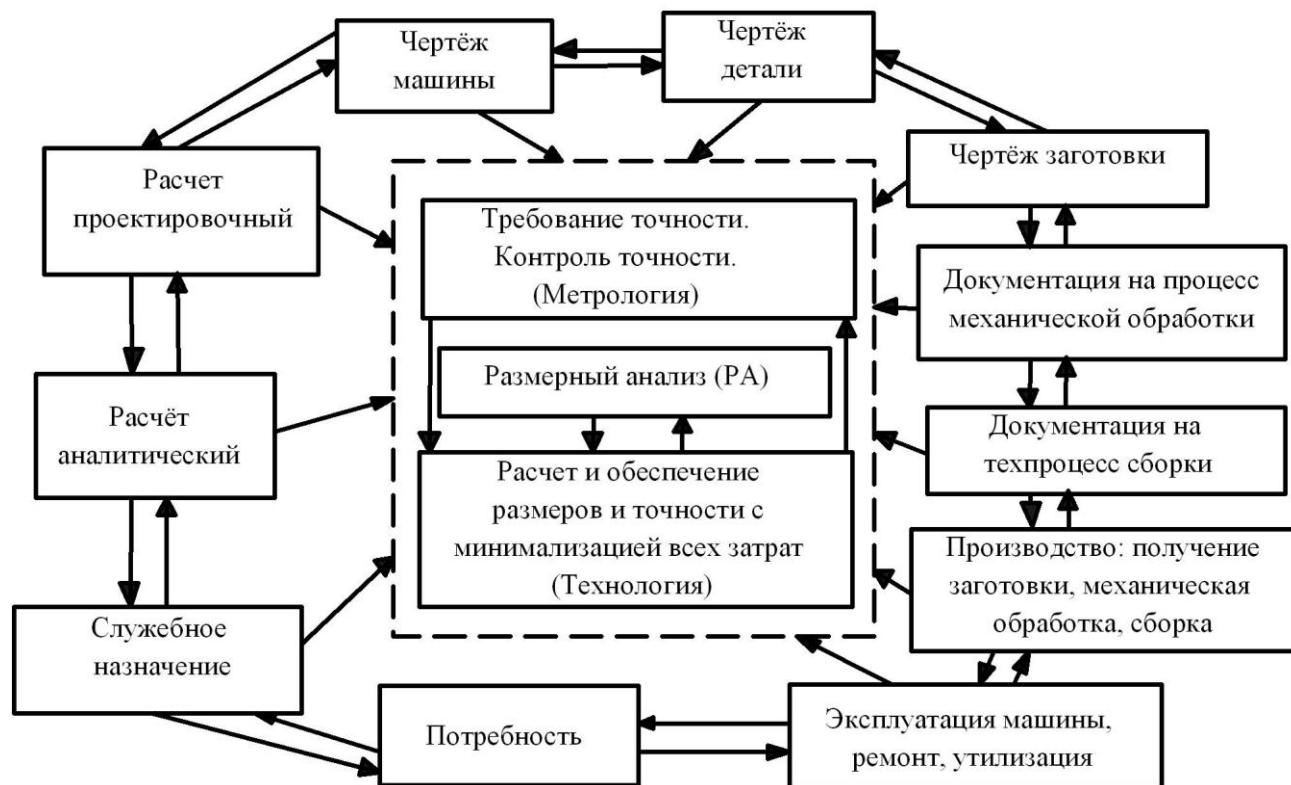


Рис. 1 – Взаимосвязь размерного анализа с жизненным циклом изделия

Для обеспечения качественного проведения размерного анализа были выполнены многочисленные исследования, связанные с параметрами точности деталей [2, 3, 4] и других; связанные с размерными цепями, – размерные цепи являются основой основ самого размерного анализа [1, 5, 6] и других исследователей. Очень важной проблемой в комплексе работ размерного анализа является построение графических схем размерных цепей – этот вид работ по трудоёмкости аналогичен разработке сборочного чертежа изделия. Без сборочного чертежа невозможно спроектировать и изготовить изделие, и аналогично без построения размерных схем невозможно провести размерный анализ. Поскольку размерный анализ является очень сложным и трудоёмким видом работы – размерный анализ одного технологического процесса может занимать от 20 до 60 часов.

Следует отметить ряд недостатков существующих методик, связанных с недоработками в размерном анализе, с созданием улучшенных методик с целью совершенствования размерного анализа. Для этого необходимо обеспечить решение следующих проблем: во-первых, более строгое обоснование используемых геометрических моделей деталей и моделей точности деталей, во-вторых, необходимость автоматизации построения размерных схем, в-третьих, более точное отражение в расчетах таких параметров детали как отклонения расположения (в существующих методиках размерного анализа может быть обеспечен расчет размеров деталей не очень сложной формы), в-четвертых, для деталей более сложной формы, где начинают влиять отклонения расположения, возникает необходимость построения схемы размерных цепей для проведения размерного анализа технологических процессов с заранее определяемым направлением звеньев размерных цепей, хотя в процессе определе-

ния величин расстояний, расчета и корректировки размеров, направление отдельных звеньев размерных цепей может измениться на противоположное. Все рассмотренные проблемы должны быть учтены при совершенствовании методики размерного анализа.

Как следствие вышеизложенного, при эксплуатации, на пример, различных типов электроинструментов, возникают дефекты, являющиеся следствием применения при проектировании отдельных деталей стандартных методик назначения допусков на присоединительные размеры. При этом не учитывается, что возможные комбинации предельных значений допусков составляющих звеньев сборочных размерных цепей, могут составлять неблагоприятные комбинации допусков их замыкающих звеньев, вызывающие возникновение дефектов при эксплуатации ручного электроинструмента.

Особенное влияние на эксплуатационные характеристики ручного электроинструмента оказывают поля допусков, назначаемые по стандартным методикам. В этих методиках, как правило, должны учитываться следующие параметры: во-первых учет отклонения формы отдельных деталей, непараллельность осей и валов, некруглость посадочных отверстий под подшипники и др., во-вторых, учет взаимного расположения поверхностей деталей (несоосность подшипников, несоосность корпусов, радиальное биение валов и др., а также зазоры в резьбовых соединениях.

В каждой зубчатой передаче, имеющей место в современном ручном электроинструменте, имеется несколько сборочных размерных цепей, связанных друг с другом общими звеньями, при проектировании которых следует учитывать следующие возможные допуски на взаимное расположение поверхностей и на отклонения формы отдельных деталей, например:

- смещение и поворот вала-шестерни вследствие радиального биения подшипников;
- расстояния между осями отверстий в собранных корпусах;
- непересечение осей вращения конической зубчатой передачи;
- смещение вершины делительного конуса шестерни конической зубчатой передачи;
- непараллельность осей валов цилиндрической зубчатой передачи

Следует отметить, что вышеперечисленные допуски на отклонения формы и взаимное расположение поверхностей деталей, входящих в сборочные размерные цепи, следует отнести к векторным и угловым размерным цепям. Назначение допусков на замыкающие звенья таких размерных цепей не предусматривается стандартными методиками, применяемыми на предприятии и требует разработки специальных методик расчета таких цепей с учетом конструктивных особенностей выпускаемого электроинструмента.

В качестве примера ниже приведен анализ размерных цепей машины шлифовальной угловой МШУ производства ОАО «Завод «ФИОЛЕНТ» (рис.2). Данный анализ должен показать, на сколько смещены оси вращения колес зубчатой конической пары МШУ. По СТ СЭВ 186-75 величина допускаемого непересечения осей для данной конической пары (степень точности - 7, среднее конусное расстояние $K_c = 38\text{мм}$, сопряжение В) равно $f_a = 0.018\text{мм}$ [8]. При расчете размерной цепи (рис. 3) величина f_a принимается как замыкающее звено. В размерную цепь включаем только те звенья, которые оказывают влияние на непересечение осей вращения зубчатых колес.

Составляющими звеньями размерной цепи являются:

- звено A_1 – смещение и поворот оси вращения шестерни в следствии несоосности посадочного отверстия под подшипник 1, посадочной поверхности корпуса 4;
- звено A_2 – смещение и поворот оси вращения шестерни в следствии радиального биения подшипника 2 класса 6;
- звено A_3 – смещение и поворот оси вращения шестерни в следствии зазора между посадочными поверхностями корпусов 3 и 4;
- звено A_4 – смещение и поворот оси вращения шестерни в виду несимметричности посадочного отверстия под подшипник 1 в корпусе 4 и посадочной поверхности 9 этого же корпуса;
- звено A_5 – смещение и поворот оси вращения шестерни вследствие радиального биения переднего подшипника 1, класса 6;

- звено A_6 – смещение и поворота оси вращения шестерни вследствие не пересечения осей посадочных отверстий под подшипники 1 и 5;

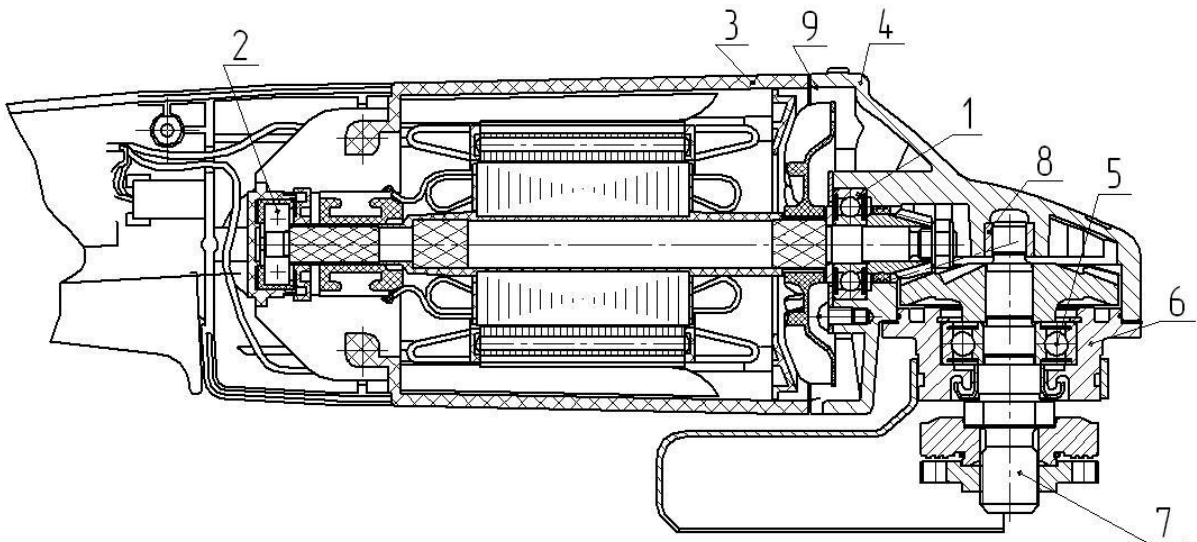


Рис. 2 – Конструкция машины шлифовальной угловой

- звено A_7 – смещение и поворот оси вращения шестерни вследствие радиального биения подшипника 5;

- звено A_8 – смещение и поворот оси вращения шестерни вследствие зазора между посадочными поверхностями корпусов 4 и 6;

- звено A_9 – смещение и поворот оси вращения шестерни вследствие радиального биения шпинделя 7 во втулке 8;

- звено A_{10} – смещение и поворот оси вращения шестерни вследствие зазора между концом шпинделя 7 и посадочным отверстием во втулке 8;

Все составляющие звенья A_i кроме звена A_6 являются звеньями с векторными ошибками. Ошибка звена A_6 носит скалярный характер.

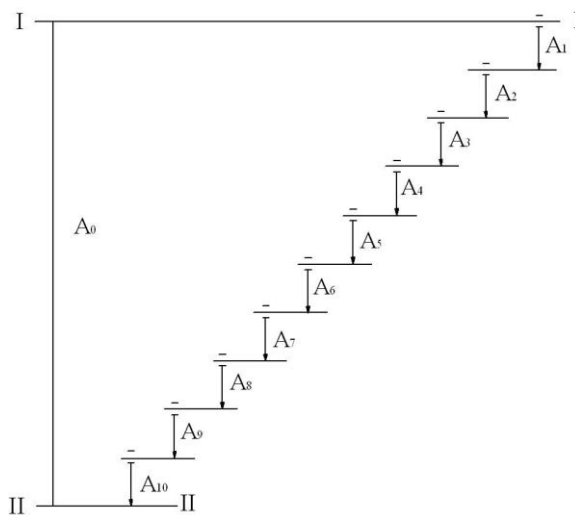


Рис. 3 – Размерная цепь смещения осей зубчатой пары машины шлифовальной угловой

В зависимости от расположения сопрягаемых деталей, передаточные отношения для звеньев с векторными ошибками определены по формулам:

$$\frac{\xi_i \cdot a_i}{l_j + l_n} = \frac{a_i}{l_j} \quad \text{откуда} \quad \xi_i = \frac{l_j + l_n}{l_j} \quad \text{или} \quad \frac{\xi_i \cdot a_i}{l_n} = \frac{a_i}{l_j} \quad \text{откуда} \quad \xi_i = \frac{l_n}{l_j}$$

где a_1 – относительное смещение осей посадочных поверхностей (рассчитывалось по допускам, рабочим чертежам деталей); l_j, l_n – расстояния, определяющие взаимное расположение сопрягаемых деталей.

Результаты расчетов величин звеньев и передаточных отношений приведены в таблице 1.

Таблица 1

Величины звеньев и передаточные отношения размерной цепи

Звенья размерной цепи	A ₁	A ₂	A ₃	A ₄	A ₅	A ₆	A ₇	A ₈	A ₉	A ₁₀
Величина A _i (мм)	0,1	0,005	0,274	0,04	0,005	0,3	0,005	0,125	0,005	0,02
Передаточные отношения для звеньев с векторными ошибками ξ_{x1}	0,46	0,32	0,35	0,69	4,1	–	0,87	0,06	0,13	0,13

Непересечение осей зубчатой пары рассчитывалось по формуле:

$$T_0 = \sqrt{K_6^2 A_6^2 + \sum_{i=2}^{n_x} \xi_{x_i}^2 A_i^2 K_{x_i}^2} = 0.089 \text{ мм}$$

где: K_6^2 – приведенный коэффициент рассеяния скалярных величин, $K_6^2 = 1,2$; $K_{x_i}^2$ – приведенный коэффициент относительного рассеяния векторных величин, $K_{x_i}^2 = 0,55$ (значения коэффициентов принимались по [7]).

Полученная расчетная величина непересечения осей для данной пары конических зубчатых колес $f_a = \pm 0.045 \text{ мм}$, показывает необходимость корректировки допусков сопрягаемых поверхностей деталей изделия (звенья A₃ и A₈), что в свою очередь обеспечит заданные эксплуатационные характеристики зубчатой передачи.

Выводы

1. Применение объективно-ориентированных методик расчета размерных цепей позволяет повысить достоверность расчета размерных цепей и как следствие эксплуатационные характеристики электроинструмента.
2. При расширении номенклатуры выпускаемого электроинструмента может быть существенно сокращено время на конструкторскую и технологическую обработку конструкции электроинструмента.

Перечень источников литературы: 1. Размерный анализ технологических процессов / В.В. Матвеев, М.М. Тверской, Ф.И. Бойков и др. – М.: Машиностроение, 1982. – 264с. 2. Васильев А.С. Направленное формирование свойств изделий машиностроения / А.С. Васильев, А.М. Дальский, Ю.М. Золотаревский, А.И. Кондаков. Под ред. А.И. Кондакова. – М.: Машиностроение, 2005. – 352с. 3. Дунаев П.Ф. Расчет допусков размеров/П.Ф. Дунаев, О.П.Леликов. – М.: Машиностроение, 2001. 304 с. 4. Дальский А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин /А.М. Дальский – М.: Машиностроение, 1975. – 223с. 5. Размерно-точностное проектирование технологических процессов обработки на основе расчета технологических размерных цепей – 2-е изд., перер. и доп./С.Н. Корчак, В.И. Гузев, Г.И. Буторин, В.Н. Выбойщик, и др. Под общ. ред. В.И. Гузеева. – Челябинск: ЮУрГУ, 2006. – 101с. 6. Huang M.F. Dimensional and geometrical tolerance balancing in concurrent design/ M.F.Huang, Y.Zhong/ Int J Adv Manuf Technol. – 2008. – N35. – С 723–735. 7. Солонин И.С. Расчет сборочных и технологических размерных цепей / И.С. Солонин, С.И. Солонин. М. Машиностроение, 1980. – 110с. 8. Допуски и посадки. Справочник. В 2ч. Ч.2. / В.Д. Мягков, М.А. Палей, А.Б. Романов, В.А. Брагинский. Под ред. В.Д. Мягкова Л.: Машиностроение, 1979. – 487с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ МЕТОДИК РАСЧЕТА РАЗМЕРНЫХ ЦЕПЕЙ ПРИ ОТРАБОТКЕ КОНСТРУКЦИЙ ЭЛЕКТРОИНСТРУМЕНТА

Богущий В.Б., Шрон Л.Б., Шрон Б.Л., Богущий Б.В.

Приведено обоснование целесообразности применения объективно ориентированных методик размерного анализа при отработке конструкции изделия и проведении технологической и конструкторской подготовке производства.

ЕФЕКТИВНІСТЬ ВИКОРИСТАННЯ МЕТОДИК РОЗРАХУНКУ РОЗМІРНИХ ЛАНЦЮГІВ ПРИ ВІДПРАЦЮВАННІ КОНСТРУКЦІЇ ЕЛЕКТРОІНСТРУМЕНТА

Богущий В.Б., Шрон Л.Б., Шрон Б.Л., Богущий Б.В.

Приведено обґрунтування доцільності застосування об'єктивно орієнтованих методик розмірного аналізу при відпрацюванні конструкції виробу і проведенні технологічній та конструкторській підготовці виробництва.

EFFECTIVENESS OF METHODS OF CALCULATING SIZE CIRCUITS FOR MINING CONSTRUCTION OF ELECTRIC INSTRUMENT

Bogutsky V.B., Shron L.B., Shron B.L., Bogutsky B.V.

The substantiation of the feasibility of an objective-oriented techniques of dimensional analysis when developing a product design and implementation of technological and design pre-production.

Ключевые слова: размерный анализ, допуск, предельные значения, непересечение осей, векторные ошибки.

Ключові слова: розмірний аналіз, допуск, граничні значення, неперетинання осей, векторні помилки.

Keywords: dimensional analyze, tolerance, limiting values, nonintersection of axes, vector error.

УДК 621.923

Азарова Н.В., Цокур В.П., Маленко А.Н.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ И РАДИАЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ КРУГА НА ПАРАМЕТРЫ ШЕРОХОВАТОСТИ ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Введение

Для обеспечения требуемых значений эксплуатационных показателей деталей машин в ходе механической обработки необходимо сформировать определенную совокупность геометрических и физико-механических параметров качества их поверхностей, что наиболее часто достигается на технологических операциях шлифования, позволяющих обеспечить высокие точность размеров и качество обработанной поверхности. При изготовлении изделий из труднообрабатываемых материалов в настоящее время в качестве чистовой операции используется алмазное шлифование кругами на металлических связках с электроэрозионным воздействием на рабочую поверхность круга (РПК), как на стадии правки, так и в процессе шлифования. Параметры качества шлифованных поверхностей, в частности параметры шероховатости, определяются условиями обработки (характеристиками круга, элементами режима резания, условиями правки круга и др.). На параметры шероховатости обработанной поверхности также оказывают влияние колебания системы «станок – приспособление – инструмент – деталь» (СПИД), в частности, вынужденные колебания, вызванные дисбалансом шлифовального круга, которые балансировкой можно только уменьшить, но не устранить.

Целью работы является установление влияния режимов обработки и радиальных колебаний рабочей поверхности круга, возникающих в процессе шлифования, на параметры шероховатости шлифованной поверхности.

Основная часть

Влияние отношения скорости круга v_k к скорости детали v_d на параметры шероховатости шлифованной поверхности исследовали теоретически и экспериментально.

Теоретический расчет параметров шероховатости выполняли на ПЭВМ по разработанной нами методике [1], которая позволяет определить весь комплекс параметров шероховатости, предусмотренный ГОСТ 25142-82 и ДСТУ ISO 12085-2001 [2, 3]. Исходные данные для расчета: радиус круга $R_k = 125$ мм, скорость детали $v_d = 1,5; 3; 6; 9; 12$ м/мин, скорость круга $v_k = 30$ м/с, глубина шлифования $t_{\phi} = 0,015$ мм.

Установлено, что увеличение отношения $60v_k / v_d$ приводит к уменьшению R_{max} , R_z и R_a (рис. 1), причем для исследованных режимов параметр R_a находится в пределах $0,63 \dots 1,25$, параметр R_z – в пределах $3,2 \dots 6,3$, а при больших значениях отношения $60v_k / v_d$ пределы $R_a - 0,32 \dots 0,63$, $R_z - 1,6 \dots 3,2$. Анализ приведенных графиков (см. рис. 1) показывает, что увеличение отношения $60v_k / v_d$ в восемь раз приводит к уменьшению R_{max} , R_z и R_a более чем в два раза.

Уменьшение высоты неровностей профиля объясняется тем, что увеличение отношения скорости круга к скорости детали увеличивает площадь участка поверхности круга, зерна которого участвуют в формировании профиля детали. Таким образом, в формировании поверхности участвует большее количество алмазных зерен. Одновременно часть зерен, расположенных ближе к центру круга, начинает срезать запытообразные срезы, производя радиальный сьем материала. Это также приводит к уменьшению высоты неровностей профиля.

Опорная длина профиля на уровне 50 % R_{max} при изменении $60v_k / v_d$ от 150 до 1200 практически сохраняет свое значение (см. рис 1). Это объясняется тем, что изменение R_a не выходит за пределы, когда необходимо изменять базовую длину профиля. Во всех случаях она была равна 0,8 мм. Поэтому, несмотря на то, что высота неровностей уменьшается и увеличивается количество царапин, их ширина уменьшается, что приводит к стабилизации

опорной длины.

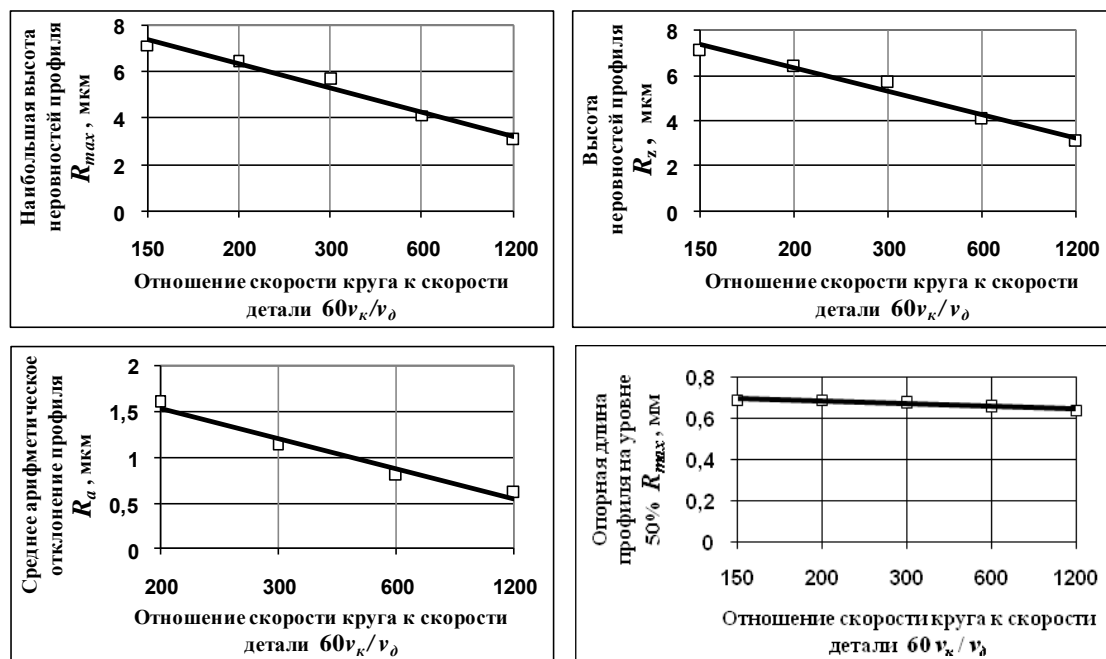


Рис. 1 – Влияние отношения скорости круга v_k к скорости детали v_d на параметры шероховатости шлифованной поверхности при плоском алмазном шлифовании стали Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 по данным расчета

Эксперименты по установлению влияния отношения $60v_k / v_d$ шероховатость шлифованной поверхности проводили на модернизированном для алмазно-электроэрозионной правки плоскошлифовальном станке модели ЗД711АФ11. Обработывали образцы из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 методом плоского врезного шлифования на следующих режимах: скорость детали $v_d = 1,5; 3; 6; 9$ м/мин, скорость круга $v_k = 30$ м/с, величина вертикального перемещения шпинделя по индикатору (вертикальная подача) $t_n = 0,015$ мм. Перед экспериментом круг, заправленный электроэрозионным способом, прирабатывали в течение 15 мин (скорость круга $v_k = 30$ м/с, скорость детали $v_d = 6$ м/мин, вертикальная подача $t_n = 0,015$ мм, поперечная подача $s_{non} = 1,5$ мм/ход, обрабатываемый материал – сталь Р6М5Ф3).

Шероховатость обработанной поверхности оценивали средним арифметическим отклонением профиля R_a , которое определяли на профилометре модели 206 по десяти измерениям.

Экспериментальные данные полностью подтверждают теоретические расчеты, дают аналогичную качественную картину влияния скорости круга и детали на параметры шлифованной поверхности (рис. 2).

Теоретический расчет параметров шероховатости в зависимости от амплитуды колебаний алмазного круга выполняли на ПЭВМ по разработанной нами программе [1]. Исходные данные для расчета: радиус круга $R_k = 125$ мм, скорость круга $v_k = 30$ м/с, скорость детали $v_d = 6$ м/мин, глубина шлифования $t_\phi = 0,015$ мм, частота радиальных колебаний круга $f = 37$ Гц.

Шероховатость обработанной поверхности оценивали наибольшей высотой неровностей профиля R_{max} , высотой неровностей профиля по десяти точкам R_z , средним арифметическим отклонением профиля R_a , опорной длиной профиля η_{50} на уровне 50 % R_{max} , относительной опорной длиной профиля t_{50} и средним шагом неровностей профиля по вершинам s .

Зависимость параметров шероховатости от амплитуды радиальных колебаний шлифовального круга представлена на рис. 3.



Рис. 2 – Влияние отношения скорости круга v_k к скорости детали v_d на параметры шероховатости шлифованной поверхности при плоском врезном алмазном шлифовании стали Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 по экспериментальным данным

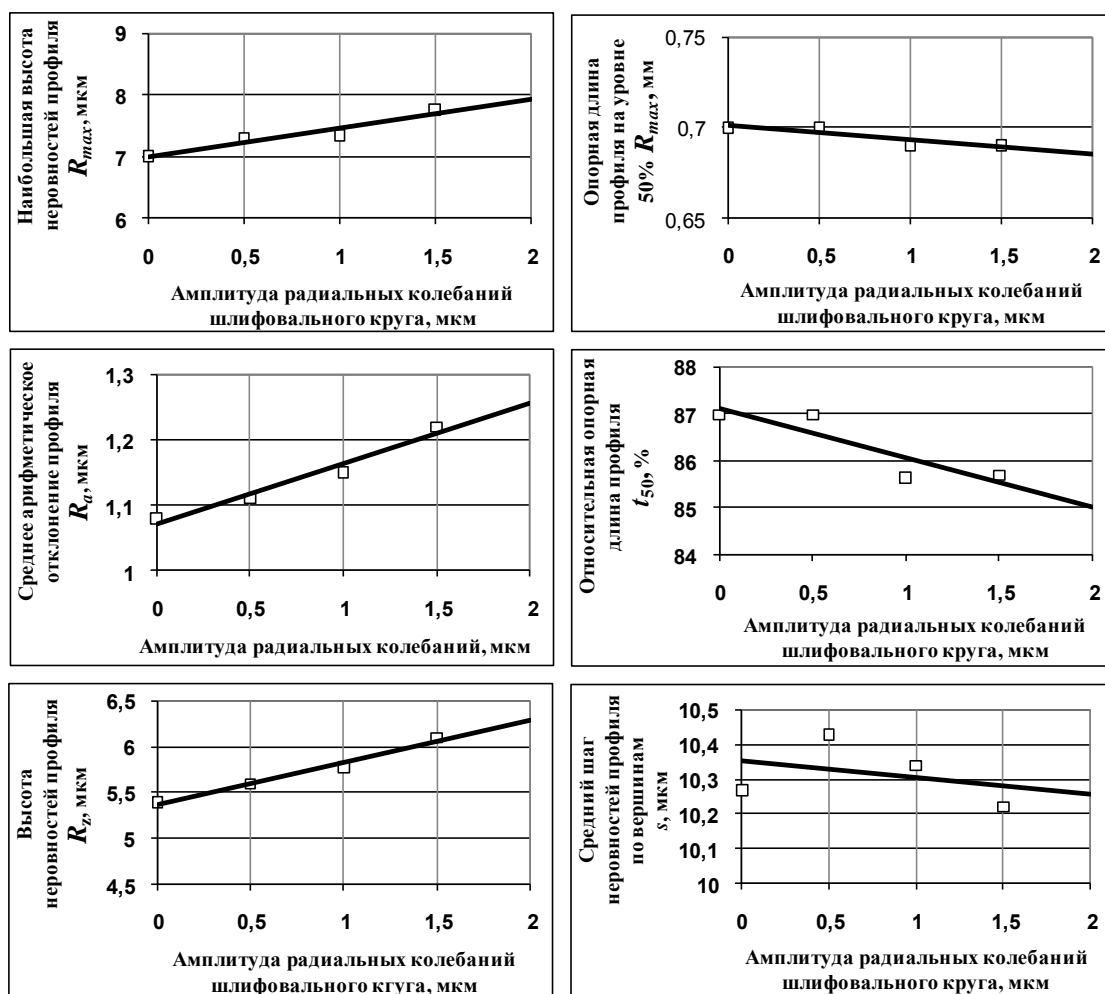


Рис. 3 – Влияние амплитуды радиальных колебаний круга на параметры шероховатости шлифованной поверхности при плоском алмазном шлифовании стали Р6М5Ф3 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01 на режимах $v_k=30$ м/с, $v_d=6$ м/мин, $t_\phi=0,015$ мм, $f=37$ Гц по данным расчета

Как видно из приведенных графиков (см. рис. 3), увеличение амплитуды радиальных колебаний шлифовального круга приводит к увеличению высотных параметров шероховатости R_{max} , R_z , R_a , что связано с уменьшением количества режущих зерен, участвующих в

формировании профиля детали. Опорная длина профиля на уровне 50 % R_{max} практически сохраняет свое значение, это объясняется тем, что изменение R_a не выходит за пределы, когда необходимо изменять базовую длину профиля (во всех случаях базовая длина профиля равна 0,8 мм). Наблюдается некоторое снижение параметра t_{50} с увеличением амплитуды колебаний. Средний шаг неровностей профиля по вершинам остается практически неизменным.

Исходя из вышеизложенного, обработку следует вести при минимальных значениях амплитуд, используя различные методы снижения сил, возбуждающих радиальные колебания шлифовального круга.

Для экспериментального установления влияния амплитуды радиальных колебаний круга на параметры шероховатости шлифованной поверхности образцы из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 обрабатывали на модернизированном для алмазно-электроэрозионной правки плоскошлифовальном станке модели ЗД711Ф11 кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01. Перед проведением эксперимента шлифовальный круг правили электроэрозионным способом в течение 10 мин на медном электроде на следующих режимах: скорость круга 30 м/с, скорость стола равна нулю, вертикальная подача 0,002...0,007 мм/ход, поперечная подача – ручная, средняя сила тока 5...8 А, напряжение холостого хода 50 В. Известно, что характеристики рельефа стабилизируются после 15 – 30 мин шлифования [4], поэтому перед проведением эксперимента круг прирабатывали в течение 20 мин на режимах: $v_k = 30$ м/с, $v_d = 6$ м/мин, $t_n = 0,015$ мм. Параметры радиальных колебаний круга, сопровождавших процесс обработки: частота $f = 37$ Гц, амплитуда $A = 0,9$ мкм.

Параметры шероховатости измеряли после нескольких проходов [5], в результате которых были выбраны зазоры в шпиндельном узле станка, и фактическая глубина шлифования составляла 0,013 – 0,015 мм при подаче на врезание 0,015 мм. Дальнейшую обработку проводили врезным шлифованием за один проход.

Шероховатость обработанной поверхности оценивали средним арифметическим отклонением профиля R_a , которое определяли с помощью профилметра модели 206.

Экспериментальная проверка показала, что между величиной смещения оси шлифовального круга и микрогеометрией шлифуемой поверхности имеется прямая зависимость (рис. 4).

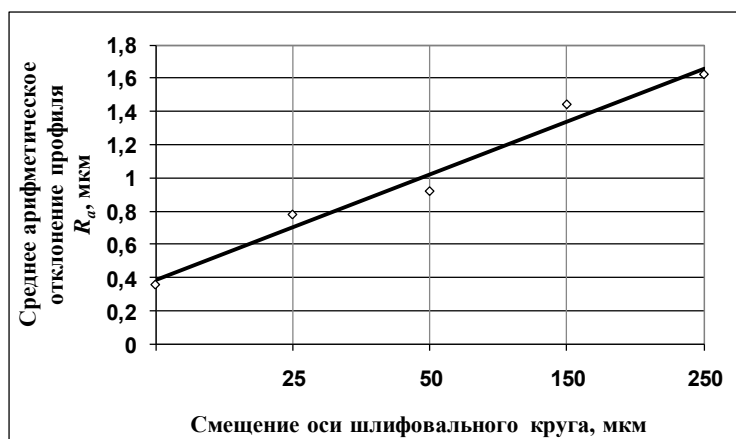


Рис. 4 – Влияние величины смещения оси шлифовального круга на среднее арифметическое отклонение профиля шлифованной поверхности (круг 1А1 250×76×15×5 АС6 160/125-4-М2-01; $R_k = 125$ мм, $v_k = 30$ м/с, $v_d = 3$ м/мин, $t_{\phi} = 0,015$ мм, $f = 37$ Гц)

Вибрации, отрицательно сказывающиеся на точности шлифования, возникают при работе с неуравновешенным кругом. Известно, что доля погрешности, вносимой неуравновешенностью круга и шпиндельного узла при шлифовании, может достигать 70 % общей погрешности обработки. Смещение оси шлифовального круга на 250 мкм приводит к увеличению параметра R_a в четыре раза (см. рис. 4).

Таким образом, устранение радиальных колебаний шлифовального круга или существенное их снижение повышает чистоту обработанной поверхности, в связи с чем шлифование необходимо производить при минимальных значениях амплитуд, уменьшить которые можно за счет тщательной правки рабочей поверхности, балансировки круга, регулирования зазоров в подшипниках шпиндельного узла.

Выводы

1. Установлено, что увеличение отношения $60v_k / v_d$ приводит к уменьшению высотных параметров шероховатости R_{max} , R_z и R_a . Так, увеличение отношения $60v_k / v_d$ в восемь раз приводит к уменьшению R_{max} , R_z и R_a более чем в два раза. Уменьшение высоты неровностей профиля объясняется тем, что увеличение отношения $60v_k / v_d$ приводит к увеличению площади участка поверхности круга, зерна которого участвуют в формировании профиля детали, и, таким образом, в формировании поверхности участвует большее количество алмазных зерен. Одновременно часть зерен, расположенных ближе к центру круга, начинает срезать запятообразные срезы, производя радиальный съём материала, что также приводит к уменьшению высоты неровностей профиля.

2. Установлено, что увеличение радиальных колебаний рабочей поверхности круга приводит к росту высотных параметров шероховатости R_{max} , R_z , R_a . Так, увеличение амплитуды радиальных колебаний шлифовального круга от 0 до 2 мкм приводит к увеличению среднего арифметического отклонения профиля R_a в полтора раза. Погрешности установки шлифовального круга на шпинделе станка приводят к возникновению вибраций, отрицательно сказывающихся на точности шлифования. Так, смещение оси шлифовального круга на 250 мкм приводит к увеличению параметра R_a в четыре раза. Вследствие этого обработку необходимо вести при минимальных значениях амплитуд, уменьшить которые можно за счет тщательной правки рабочей поверхности, балансировки круга, регулирования зазоров в подшипниках шпиндельного узла.

3. Полученные результаты говорят об удовлетворительном совпадении расчетных и экспериментальных данных по установлению влияния режимов обработки и радиальных колебаний рабочей поверхности круга, возникающих в процессе шлифования, на параметры шероховатости шлифованной поверхности, что подтверждает правильность предложенных методик расчета, достоверность определенных статистических характеристик рельефа, верное отражение математической моделью реального процесса обработки.

Перечень источников литературы: 1. Азарова Н.В. Расчет параметров шероховатости шлифованной поверхности с учетом радиальных колебаний рабочей поверхности круга / Н.В. Азарова, П.Г. Матюха // Сверхтвердые материалы. – 2006. – № 3. – С. 52-61. 2. Шероховатость поверхности. Термины и определения: ГОСТ 25142-82 (СТ СЭВ 1156-78). – [Введен с 1983-01-01] – М.: Изд-во стандартов, 1982. – 20 с. 3. Технічні вимоги до геометрії виробів (GPS). Структура поверхні. Профільний метод. Параметри структурних елементів (ISO 12085: 1996, IDT): ДСТУ ISO 12085-2001. – [Чинний від 2003-01-01]. – К.: Держстандарт України, 2002. – 16 с. 4. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей / П.Г. Матюха. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222 с. 5. Азарова Н.В. Экспериментальное определение параметров шероховатости шлифованной поверхности / Н.В. Азарова, В.П. Цокур // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – Випуск 8 (190). – С. 9-15.

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

ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ОБРАБОТКИ И РАДИАЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЙ КРУГА НА ПАРАМЕТРЫ ШЕРОХОВАТОСТИ ШЛИФОВАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Азарова Н.В., Цокур В.П., Маленко А.Н.

Влияние режимов обработки и радиальных колебаний круга на параметры шероховатости шлифованной поверхности исследовали теоретически и экспериментально. Установлено, что увеличение отношения скорости круга к скорости детали в восемь раз приводит к уменьшению высотных параметров шероховатости более чем в два раза. Увеличение амплитуды радиальных колебаний рабочей поверхности шлифовального круга приводит к росту R_{max} , R_z и R_a . Вибрации, отрицательно сказывающиеся на точности шлифования, возникают вследствие погрешности установки шлифовального круга на шпинделе станка. Смещение оси шлифовального круга на 250 мкм приводит к увеличению параметра R_a в четыре раза.

ВПЛИВ РЕЖИМІВ ОБРОБКИ ТА РАДІАЛЬНИХ КОЛИВАНЬ КРУГА НА ПАРАМЕТРИ ШОРСТКОСТІ ШЛІФОВАНОЇ ПОВЕРХНІ

Азарова Н.В., Цокур В.П., Маленко А.М.

Вплив режимів обробки та радіальних коливань круга на параметри шорсткості шліфованої поверхні досліджували теоретично та експериментально. Встановлено, що збільшення відношення швидкості круга до швидкості деталі у вісім разів призводить до зменшення висотних параметрів шорсткості більш ніж у два рази. Збільшення амплітуди радіальних коливань робочої поверхні шліфувального круга призводить до збільшення R_{max} , R_z і R_a . Вібραції, які негативно позначаються на точності шліфування, виникають внаслідок похибки установки шліфувального круга на шпинделі верстата. Зміщення осі шліфувального круга на 250 мкм призводить до збільшення параметра R_a в чотири рази.

INFLUENCE OF MECHANICAL CONDITIONS AND RADIAL OSCILLATIONS OF GRINDING WHEEL ON THE PARAMETERS OF ROUGHNESS OF THE GRIND-ED SURFACE

Azarova N.V., Tsokyr V.P., Malenko A.N.

The influence of mechanical conditions and radial oscillations of grinding wheel on the range of roughness parameters of polished surfaces investigated theoretically and experimentally. It was established that the increase the ratio of the speed of wheel to the details speed in the eight times decreases of high-altitude roughness parameters in more than twice. Increasing the amplitude of radial oscillations of the working surface of grinding wheel leads to an increase R_{max} , R_z , and R_a . Vibration, adversely affecting the precision grinding, are due to errors in the installation of the grinding wheel on the machine spindle. Displacement of the axis of the grinding wheel 250 microns leads to an increase of the parameter R_a in four times.

Ключевые слова: шлифование, шероховатость поверхности.

Ключові слова: шліфування, шорсткість поверхні.

Keywords: grinding, surface roughness.

УДК 681.516

Бакузов М.А., Субботин О.В.
ДГМА, г.Краматорск, Украина

АНАЛИЗ СПОСОБОВ УСТРАНЕНИЯ ПЕРЕКОСОВ МОСТОВЫХ КРАНОВ

Введение

При передвижении кранов мостового типа, возникает забег одной опоры крана относительно другой опоры и, следовательно, перекося его пролетного строения.

Образование перекося крана проходит две стадии. Стадию свободного перекося, когда пролетное строение поворачивается в пределах свободного зазора между головками рельсов и ребордами ходовых колес, и стадию упругого перекося, когда после соприкосновения реборд хотя бы двух колес с головками рельсов забег опор увеличивается за счет упругой деформации пролетного строения, опор крана и рельсового пути [1].

Причины возникновения перекося разнообразны. Например, искривление путей в плане, несимметричность вертикальной нагрузки на кран, неравномерный износ ходовой поверхности колес крана, неравномерная смазка подкрановых путей мазутом и маслом, наличие на рельсах воды и льда, перекося конструкции крана при его изготовлении, податливость узловых соединений моста крана, неисправности приводного механизма кранового моста и др.

Движение крана с перекося сопровождается рядом отрицательных явлений: повышенным изнашиванием ходовых колес, повышенным уровнем нагрузок на металлоконструкцию крана и крановые рельсы, а в некоторых случаях заклиниванием крана или сходом колес с рельсов. Нормальная работа кранов больших пролетов не возможна, если в конструкции крана и его системе управления не предусмотрены средства для стабилизации движения при перекося, либо для периодического выравнивания крана после образования критического забега опор.

Целью данной работы является анализ способов устранения перекося мостовых кранов и определение оптимального пути решения этой проблемы.

Основная часть

Одним из способов эффективного снижения динамических нагрузок механизма передвижения кранов является применение систем синхронизации [2]. В настоящее время существует множество различных систем направленных на устранение перекося моста крана.

Проанализировав пути решения проблемы, можно выделить определенные методы устранения перекося мостового крана, которые можно классифицировать, как показано на рис. 1.



Рис. 1 – Классификация методов устранения перекося

Рассмотрим механические способы устранения последствий перекоса.

Для синхронного вращения колес применяют один общий трансмиссионный вал. Это мостовые краны с одним центральным электроприводом (рис. 2).

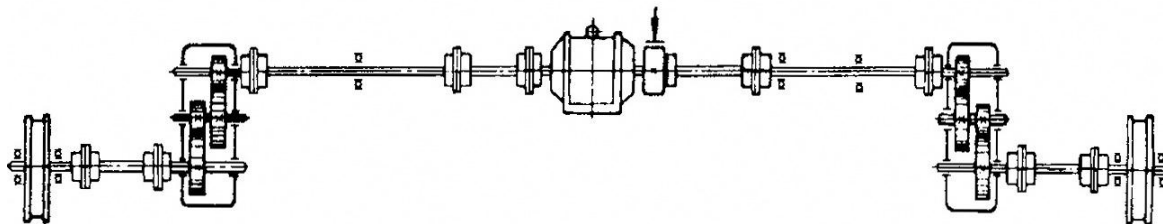


Рис. 2 – Трансмиссионный вал с центральным приводом

Однако вследствие большой частоты вращения установка вала требует особой точности его изготовления, балансировки и монтажа, применения опор повышенной жесткости, препятствующих образованию несоосности. Поэтому механизмы передвижения с таким валом применяют на мостовых кранах с пролетами, не превышающими 20 м. Более широкое применение нашли мостовые краны с отдельными приводами. Применение отдельного механизма передвижения позволяет отказаться от длинных трансмиссионных валов, уменьшить затраты на монтаж и эксплуатацию. Для уменьшения трения реборд колес мостового крана об рельсовые пути, в рельсе через определенные расстояния вставляются графитовые стержни. Они играют роль смазки для колес. Это повышает износостойкость колес. Так же применяется различного рода закалка поверхности колес для увеличения их срока службы. Еще одним примером устранения трения реборд колес об рельс является применение безребордных колес. При установке безребордных колес обязательно применение горизонтальных роликов. Это несколько усложняет конструкцию механизма передвижения, однако получаемый эффект замены трения скольжения реборд трением качения роликов, резкое уменьшение сопротивления передвижению и отсутствие износа реборд компенсируют это усложнение. Горизонтальные ролики взаимодействуют либо с боковой поверхностью подкранового рельса, либо со специальным рельсом, закрепленным на подкрановой балке. Их устанавливают на концевых балках моста, на торцах главных балок или на корпусах балансиров. Ролики монтируют по углам моста как с наружной, так и с внутренней стороны рельсов (рис. 3).

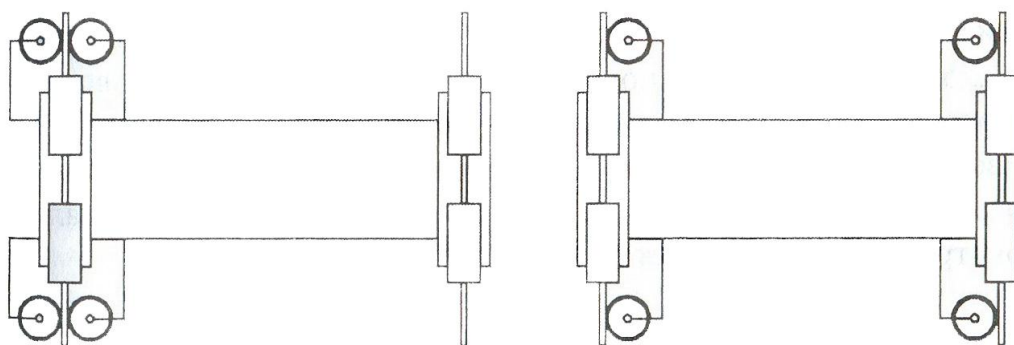


Рис. 3 – Схема установки боковых роликов

Механические способы борьбы с перекосом лишь уменьшают негативное влияние перекоса и не устраняют первопричину.

Автоматическое устранение перекоса позволяет отслеживать значение перекоса и вносить изменение в задающий сигнал электропривода.

Рассмотрим ограничители, основанные на контроле деформаций элементов металлических конструкций крана. Деформация мостового крана замеряется оптическим

методом, для чего над одной из опор монтируется направленный излучатель, а на другой фотоэлементы. При деформации моста луч смещается и засвечивает фотоэлементы.

Ограничитель выполняется в виде вертикальной штанги, смонтированной на одной из опор. При наличии гибкой опоры один из концов штанги крепится к основанию стойки опоры, второй опирается на подшипник и несет рычаг, воздействующий на выключатель привода механизма передвижения. При действии нагрузки от перекоса опоры скручивается, и свободный конец штанги поворачивается относительно моста, в результате чего рычаг воздействует на выключатели.

Рассмотрим ограничители, основанные на контроле пройденного пути, например, дискретным измерением. Вдоль крановых путей мостового перегружателя с равными интервалами размещаются реперные точки. Реперная система, разработанная на элементной базе фирмы Siemens, используется на НКМЗ. Для синхронизации опор крана используются кодовые датчики и индуктивные датчики, срабатывающие от механических линеек, установленных вдоль пути. Кодовыми датчиками определяется величина рассогласования между опорами крана, а синхронизацию работы кодовых датчиков выполняют индуктивные датчики. В процессе работы кодовых датчиков в их показаниях накапливается погрешность, которая вызвана проскальзыванием колес. Для устранения этой погрешности служат индуктивные датчики. Вдоль всего пути крана по обе стороны установлены реперные флажки. При срабатывании какого-либо индуктивного датчика в реперной точке происходит коррекция показаний соответствующего кодового датчика.

Таким образом, данная система синхронизации дает ошибку синхронизации, которая связана с отсутствием сигнала на синхронизацию на время передвижения крана между реперными флажками. Система устранения перекоса предотвращает работу крана с опасными значениями перекоса, но не устраняют этот перекос.

При реализации системы ограничения перекоса моста крана с помощью сравнения путей, пройденных опорами моста крана, датчики линейных перемещений считывают перемещения опор моста. Система коррекции формирует сигнал, пропорциональный разности перемещений, и использует его для ускорения отстающего и торможения опережающего приводов [3]. Устройство производит замер разности пути, пройденного ходовыми колесами противоположных опор крана, сопоставлением оборотов ходовых колес. Для этого валы колес связываются с сельсинами-датчиками, сигналы от которых передаются к дифференциальному сельсину, воздействующему на контакты цепи управления механизмами передвижения. Вместо сельсинов могут использоваться датчики измерения линейного расстояния, например лазерный дальномер.

Встречаются варианты контроля линейной скорости за счет роликов приложенных к колесу мостового крана [4]. Но в случае проскальзывания колеса будут происходить сбои работы системы синхронизации.

Синхронизация перемещений опор моста крана происходит непрерывно во всех режимах работы, что позволяет значительно ограничить рассогласование перемещений опор моста крана и перекос фермы моста. Однако при таком способе синхронизации не решается проблема трения реборд о рельсы, так как система управления не обеспечивает выравнивание центров колес опор моста относительно центров рельс.

Рассмотрим особенности измерения перекоса крана относительно рельсы. Основной целью управления является движения крана на одинаковом расстоянии до головок рельсов с обеих сторон, то есть по центру между рельсами. Это удовлетворяет требованию предотвратить контракт реборд крановых колес и рельсов. Схема работы системы синхронизации показана на рис. 4.

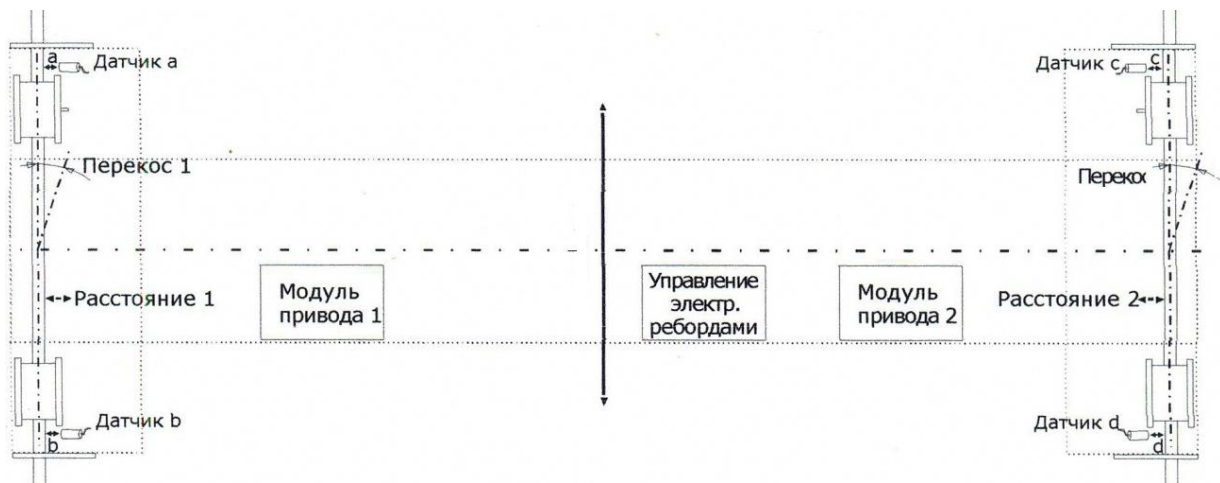


Рис. 4 – Измерение величины перекоса относительно рельсы

На практике следует ожидать, что расстояние между рельсами не одинаково на всей длине пути. Часто степень искривления рельсов бывает разной, а также может меняться в результате внешних факторов (например, температуры). Поэтому система контроля расстояния должна постоянно вычислять идеальную линию движения на основании измеренных расстояний. Распределение общей массы на приводы перемещения обеих сторон крана в большинстве случаев неравномерно. Это означает, что во время перемещения кран получает угловое смещение (перекос). Измеряя перекос, система контроля перекоса должна вести мост крана ориентированным перпендикулярно крановым рельсам. Контроль перекоса к тому же получает соответствующие данные от системы контроля расстояния, чтобы следовать по оптимальной линии.

Рассмотрим синхронизацию скоростей при пусковых и тормозных режимах работы электроприводов (ЭП) моста крана. Системы синхронизации скоростей ЭП передвижения моста крана в настоящее время широко распространены главным образом из-за простоты их технического исполнения. При пусковых и тормозных режимах работы такая система ЭП старается свести к минимуму разницу в скоростях электродвигателей. Исследование характеристик приводных двигателей крана, с целью получения бесперекосного движения с учетом продольного скольжения колес о рельсу проведено в работе [5]. Если приводные двигатели механизма передвижения будут иметь идентичные восходящие линейные механические характеристики с коэффициентом жесткости, равным по модулю коэффициенту упругого продольного скольжения, то при расположении тележки с грузом посреди пролета спрямление траектории движения крана будет возможным при любом необходимом соотношении скоростей двигателей. По расчетам коэффициент упругого продольного скольжения должен быть с точностью до шестого знака. Но такая точность характеристик асинхронного двигателя не достижима, поэтому предлагается рассмотреть вариант использования синхронных двигателей.

Недостатки системы синхронизации скоростей ЭП в этом случае очевидны. Уже используется огромное количество асинхронных двигателей и их замена на синхронные экономически не выгодна.

Так же попытка устранить перекос за счет обеспечения одинаковых характеристик двигателя, с учетом коэффициента относительной упругой податливости контакта колес и рельс, на практике трудно реализуема. Это связано с тем, что рельсовый путь не всегда чист – грязь, песок, пыль, лед и другие посторонние объекты на рельсах могут привести к значительному проскальзыванию, что приводит к возникновению перекоса. Не учитывается то, что диаметры колес могут быть разные, вследствие неравномерного износа. Таким образом, даже если требуемая точность механической характеристики двигателя была бы достижима, это не решило бы проблему перекоса.

Гибридная система автоматической стабилизации может включать в себя несколько способов устранения перекоса. В различных комбинациях могут контролироваться такие параметры как: поддержание синхронного движения опор мостового крана; поддержание угла поворота мостового крана на нулевом значении; поддержание поперечного смещения колес мостового крана в нулевом значении.

Выводы

Таким образом, задача определения абсолютных перемещений для объектов, передвигающихся по рельсовому пути, до сих пор не имеет однозначного решения. Современные средства контроля перемещений различаются, прежде всего, первичными преобразователями, которые можно выделить в три группы. Оптические, которые трудно применимы в черной металлургии. Индукционные, которые подвержены влиянию магнитного поля самого мостового крана. Ультразвуковые, требующие большого количества дополнительного оборудования. Реостатные, которые подвержены влиянию со стороны окружающей среды.

Для обеспечения движения крана без перекоса с отсутствием контакта реборд с рельсом необходимо контролировать линейное перемещение опор и поперечное смещение колес. Таким образом, разработка информационно-измерительной системы, которая позволит формировать данные о линейном перемещении опор и положении центра колес относительно рельсы является актуальной задачей.

Перечень источников литературы: 1. Лобов Н.А. Динамика грузоподъемных машин // М.: Машиностроение, 1987. 160с. 2. Теличко Л.Я. Снижение динамических нагрузок в ферме моста крана при помощи электрического вала / Л.Я. Теличко, А.А. Дорофеев, С.Г. Букарев//II Междунар. выставка – интернет-конференция, посвящ. 50-летию ОАО «Орелэнерго» и 10-летию кафедры «Электроснабжение» / Орлов.гос. аграр. ун-т. – Орел, 2007. 3. Щедринов А.В. Оценка влияния задатчика интенсивности на работу систем ограничения перекоса мостовых кранов/ А.В. Щедринов, А.А. Коврыжкин// Электротехнические комплексы и системы управления. – 2011. –№1. – С. 51–54. 4. Щедринов А.В. Система ограничения перекоса мостового крана на основе сравнения абсолютных перемещений опор/ А.В. Щедринов, А.А. Коврыжкин// Электротехнические комплексы и системы управления. – 2011. –№2. – С. 76–80. 5. Поликарпов Ю.В. Определение регулировочных характеристик двигателя, необходимых для спрямления траектории движения крана // Вестник ДГМА. – 2009. – №1(15) – С. 241–245.

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

АНАЛИЗ СПОСОБОВ УСТРАНЕНИЯ ПЕРЕКОСОВ МОСТОВЫХ КРАНОВ

Бакузов М.А., Субботин О.В.

В статье проведен анализ способов устранения перекосов мостовых кранов согласно разработанной классификации методов устранения перекоса. Установлено, что для обеспечения движения крана без перекоса с отсутствием контакта реборд с рельсом необходимо контролировать линейное перемещение опор и поперечное смещение колес. Разработка информационно-измерительной системы контроля линейного перемещения опор и положения центра колес относительно рельсы позволит решить эту задачу.

АНАЛИЗ СПОСОБОВ УСТРАНЕНИЯ ПЕРЕКОСОВ МОСТОВЫХ КРАНОВ

Бакузов М.А., Суботин О.В.

У статті проведено аналіз способів усунення перекосів мостових кранів відповідно до розробленої класифікації методів усунення перекосу. Встановлено, що для забезпечення руху крана без перекосу з відсутністю контакту реборд із рейкою необхідно контролювати лінійне переміщення опор і поперечний зсув коліс. Розробка інформаційно-виміральної системи контролю лінійного переміщення опор і положення центра коліс відносно рейки дозволить вирішити це завдання.

ANALYSIS OF BRIDGE CRANES DESKEW

Bakuzov M., Subotin O.

The article analyzes the ways to eliminate the distortions of overhead cranes according to the developed classification methods for eliminating bias. Found that for the movement of the crane with no distortion to the lack of contact with the rail flanges must be controlled linear motion bearings and the transverse displacement of the wheels. Development of information-measuring system of control and linear motion bearings of the wheels relative to the center of the rails will help to solve this problem.

Ключевые слова: переко́с, мостовой кран, опора, колесо, линейные перемещения, рейка.

Ключові слова: переко́с, мостовий кран, опора, колесо, лінійні переміщення, рейка.

Key words: skewed, overhead crane, bearing, wheel, linear displacement, rake.

УДК 621.753.1/2(035)

Мартинів А.П.

ДДМА, м. Краматорськ, Україна

СКЛАДАЄМІСТЬ З'ЄДНАНЬ В МАШИНОБУДІВНИХ ВИРОБАХ З ВРАХУВАННЯМ СТАНДАРТІВ GPS

Вступ

Україна завершила багаторічний шлях до Світової організації торгівлі (СОТ), що має покращити торговельні відносини з торговельними партнерами, перш за все, структуру експорту на користь високотехнологічної конкурентоспроможної машинобудівної продукції з високим рівнем оброблення і потрібної якості.

Поняття якості для виготівників машинобудівної продукції за всіх типів виробництва пов'язане, перш за все, з забезпеченням складаємості і геометричної взаємозамінності складаних одиниць виробів на основі нормування в креслениках параметрів з'єднань деталей з врахуванням відповідних стандартів [1, 2, 3].

Враховуючи важливість вирішення проблеми подальшої економічної інтеграції країн-виробників на сучасному етапі розвитку промисловості, з метою забезпечення технічної і інформаційної сумісності, однозначного тлумачення і реалізації вимог точності і взаємозамінності продукції в ISO був створений новий Технічний Комітет ISO/TK 213 "Розмірні і геометричні вимоги до виробів і їх перевірка", який з кінця 90-х років проводить значну роботу по перегляду старих і розробці комплексу нових взаємопов'язаних стандартів [4].

Оскільки наразі широко впроваджувана на підприємствах ідеологія TGM робить акцент на процесному підході відповідно до стандарту ДСТУ ISO 9001:2009, сучасний розвиток машинобудування призвів до необхідності дослідження в цьому сенсі проблеми проміжних ланок у створенні виробу і розробки моделей на детальному рівні [5].

Мета роботи

Метою роботи є дослідження нормативної бази, якою являються чинні новітні стандарти, для забезпечення взаємозамінності і складаємості гладких з'єднань двох деталей виробу, що являють собою чи не найважливішими проміжними ланками при створенні продукції.

Основна частина

Поверхні деталей з'єднань, що входять до складаних одиниць і агрегатів, мають займати відносно одне одного те або інше цілком певне положення, що дозволяє їм або здійснювати відносні переміщення, або зберігати повну нерухомість з певною міцністю їх з'єднання. Від якості виготовлення і складання цих з'єднань у величезній мірі залежить рівень виконання машиною свого функціонального призначення в експлуатації, причому, в кінцевому рахунку, складають такі з'єднання найчастіше за принципом взаємозамінності.

Проблема забезпечення складаємості є комплексною і включає, передусім, питання призначення оптимальних допусків, граничних відхилів і посадок при проектуванні, їх контроль при виготовленні і організаційно-технологічні параметри процесу складання деталей (рис. 1).

Структурні зв'язки розглядаються з врахуванням перебування продукції в трьох "світах", як це передбачається технічними вимогами до геометрії виробу (GPS) за ДСТУ ISO 14660-2002.

Як видно з рис. 1, для вирішення проблеми складаємості визначальним є світ технічних вимог (тобто. у відповідності з уявленням конструктора), де формуються і оптимізуються параметри у відповідності з функціональним призначенням виробу.

При розробці креслярської і технологічної документації, пов'язаної з вибором необхідної точності поверхонь і шорсткості, обґрунтуванням посадок з урахуванням технологічних особливостей оброблення, вибиранням контрольно-вимірних засобів, розрахунком розмірних ланцюгів і, особливо, з обґрунтованим нормуванням відхилів форми

і розташування необхідно враховувати стан стандартизації, що склався, оскільки це в першу чергу формує якісні показники машинобудівних виробів і їх конкурентоспроможність.

Наразі формування геометричних параметрів поверхонь має реалізовуватись на основі новітніх стандартів, гармонізованих з міжнародними стандартами GPS.

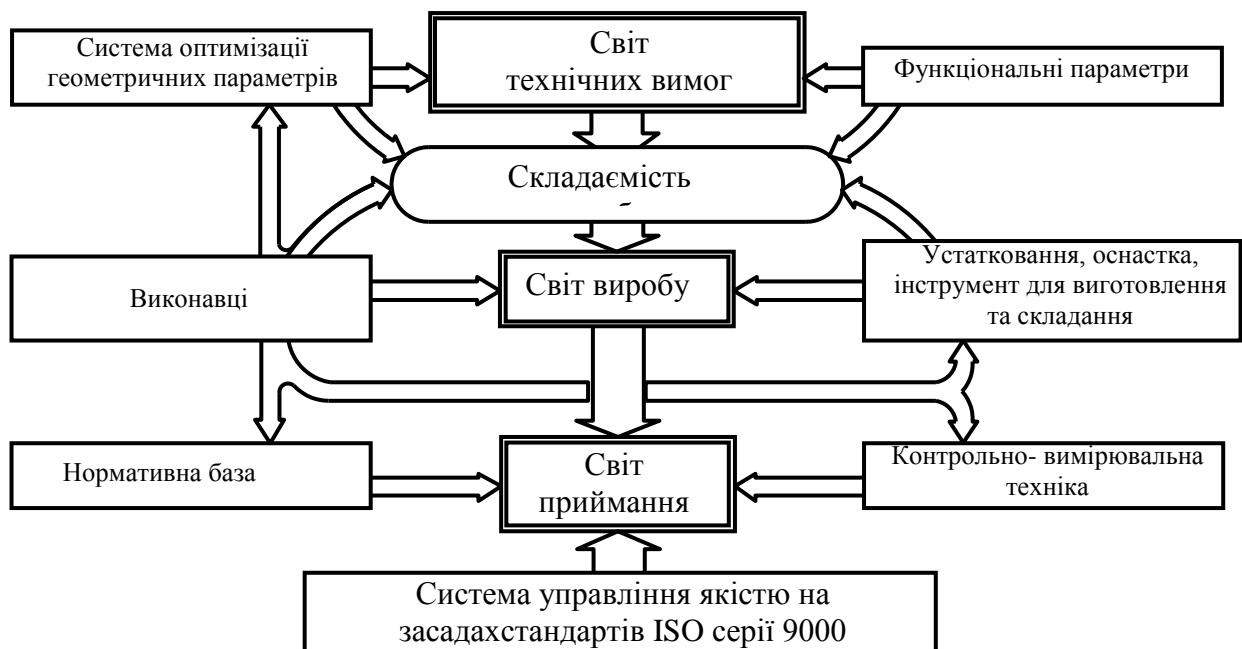


Рис. 1 – Структурні зв'язки складаємості і системи забезпечення взаємозамінності за геометричними параметрами виробу

Ланцюжок стандартів GPS (Geometrical product specification –геометричні вимоги до виробів), охоплює усі стадії нормування і контролю геометричних параметрів, що визначають точність виробів і включає 6 ланок: правила встановлення вимог в креслениках – допуски –описування дійсної геометрії елементів –методи вимірювань – вимоги до засобів вимірювань – методи калібрування (перевірки) засобів вимірювань

Як показує досвід машинобудування, останніми роками реалізація деяких положень, які безпосередньо відносяться до проблеми конкурентоспроможності, утруднюється тим, що багато стандартів, тотожні вказаним стандартам ISO, вводяться в Україні на альтернативних засадах разом з іншими чинними нормативними документами.

Наразі використання нормативної бази, що регламентує геометричні вимоги до виробів, утруднюється, передусім, недостатнім рівнем гармонізації національних і міждержавних стандартів (ГОСТ) з міжнародними і європейськими. Є дані, зокрема, ДП «УкрНДНЦ проблем стандартизації, сертифікації та якості» [6] про те, що окремі галузі української промисловості значною мірою не готові за технічними і технологічними показниками до випуску продукції відповідно до вимог міжнародних стандартів, норм і правил і, внаслідок цього, мало впроваджують гармонізовані стандарти.

Між тим аналіз альтернативних стандартів показує, що в багатьох питаннях вони по-різному трактують сутність положень відносно технічних умов до геометрії виробу.

Розглянемо найпростіший і найбільш вживаний (практично в кожному робочому кресленнику деталі) випадок – нормування розмірів вільних поверхонь, допуски на які називають основними допусками і обумовлюють їх загальним записом в технічних умовах кресленика, тобто, без спеціального (індивідуального) вказування граничних відхилів біля номінальних розмірів.

ЗгідноГОСТ 25670-83 для лінійних розмірів невказані граничні відхили призначають або за 12-17 квалітетами за ГОСТ 25346-82 чи ГОСТ 25348-82, або за спеціальними класами

точності, що отримані грубим округленням допусків зазначеними квалітетами для укрупнених інтервалів номінальних розмірів. Натомість за ДСТУ ISO 2768-1-2001 для нормування таких поверхонь передбачені 4 класи точності: f, m, c, v .

В креслениках деталей наводяться записи: в першому випадку, наприклад, H14, h14, IT14/2, а в останньому, наприклад, – ISO 2768-mK.

Принципова різниця між нормуванням допусків вільних розмірів за цими стандартами полягає в тому, що за першим варіантом поля допусків валів і отворів призначають, як і для спряжених розмірів поверхонь з'єднань, в "тіло", а за другим варіантом – симетричними для усіх видів розмірів.

Перший варіант означає, що при проектуванні розміри усіх зовнішніх поверхонь деталей задають в "мінус", тобто, як для основного валу, а розміри усіх внутрішніх поверхонь – в "плюс", тобто, як для основного отвору.

Принципальну доцільність такого способу проставлення допусків можна продемонструвати на основі досягнення при обробленні деталей точності розмірів за методом пробних проходів і промірів. Згідно з цим методом заготовку встановлюють на верстат і з невеликої ділянки поверхні знімають пробну стружку. Потім, після зупинки верстата, вимірюють отриманий розмір, звіряють його із заданим на кресленику і коригують положення різального інструменту за шкалою лімба верстата. Після цього знову роблять робочий хід на пробній ділянці заготовки і знову здійснюють контроль розміру, що одержали, і т. д. Таким чином, шляхом послідовного наближення за допомогою пробних ходів і промірів встановлюють положення інструменту відносно заготовки, за якого заданий розмір знаходиться в полі допуску і за якого потім обробляють поверхню заготовки на усій довжині.

Такий метод широко застосовується в одиничному і дрібносерійному виробництві, а в серійному і масовому виробництві використовують іноді при налаштуванні верстата на оброблення партії однотипних деталей, а також при шліфуванні (метод дозволяє компенсувати знос абразивних інструментів, який викликає втрату точності).

На рисунку 3.27 як приклад представлені схеми отримання остаточного (дійсного) діаметру валу при обробленні його за цим методом за варіантів нормування полів допусків: в "мінус" і в "плюс".

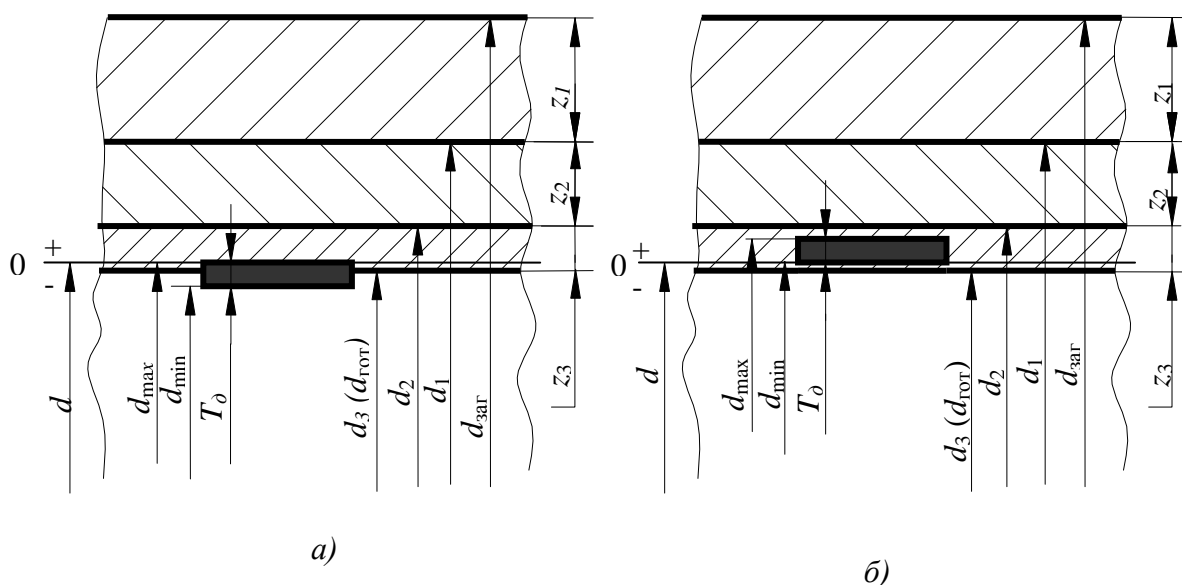


Рис. 2–До порівняння нормування полів допусків валів

В результаті послідовних трьох проходів зі зняттям припусків z_1, z_2, z_3 діаметр валу зменшується від розміру заготовки $d_{\text{заг}}$ до остаточного (дійсного) діаметру d_0 .

Хоч оператор знає, що останній не повинен виходити за граничні розміри d_{max} і d_{min} ,

психологічно він орієнтується на номінальний розмір d .

Проте цей розмір одночасно в першому випадку є найбільшим граничним, тобто, відповідним максимуму матеріалу, а в другому – найменшим граничним, який є сусіднім з непоправним браком.

Неважко побачити, що при послідовному зменшенні розміру оброблюваного валу велика ймовірність настання події, коли дійсний розмір валу буде придатним при нормуванні точності за першим варіантом, де номінальний розмір (а разом з ним і найбільший граничний) є сусіднім з поправним браком і з'являється пізніше, ніж за другим варіантом.

Аналогічною є картина при обробленні отвору, коли його остаточний розмір отримують в результаті послідовного збільшення діаметру в результаті декількох проходів і тому тут, навпаки, поле допуску задають в "плюс" (тобто, теж в "тіло").

Це особливо важливо для точних деталей, наприклад, для так званих виконавчих розмірів граничних калібрів, значення яких розраховують з точністю до 0,5 мкм.

У "тіло" проставляють також операційні технологічні розміри при обробленні поверхонь, які потім «зникають» під час зняття припуску.

Що стосується розмірів, які не відносяться до отворів або валів (уступи, глибини отворів, висоти виступів, відстані між осями отворів і ін.), то, як показує досвід технології машинобудування, для зниження ймовірності появи браку для них необхідно призначити симетричні поля допусків.

Передусім, слід зазначити, що при призначенні для вільних розмірів допусків за ГОСТ 25346-89 можуть виникнути розбіжності між контролером ОТК (чи приймальником) і виготовлювачем. Наприклад, для шийки валу $\varnothing 120$ мм допуск $IT14$ складає 0,87 мм і, отже, для визначення її дійсного діаметра необхідно використовувати засіб вимірювань з ціною поділки не більше 0,01 мм. Але якщо такою деталлю є штампівка або литво, то такі вимірювальні засоби часто не можуть бути використані через нерівності і дефекти поверхонь цих заготовок. До того ж для розмірів з такими квалітетами згідно РД 50-98-86 в принципі можуть застосовуватися контрольно-вимірювальні засоби з ціною поділки 0.05 мм.

Тому в таких випадках прийнятніше задавати допуски за спеціальними класами точності неказаних граничних відхилів, встановлених ГОСТ 25670-83, в якому значення допусків округлені, а інтервали номінальних розмірів збільшені. Стосовно розглянутого запису буде заданий допуск, близький до квалітету 14, тобто, по класу точності "середній", що для $\varnothing 120$ мм складає 0,9 мм і, отже, для вимірювання в цьому випадку можна використовувати штангенциркуль з відліком по ноніусу 0,1 мм.

Аналогічні переваги одержуємо при застосуванні класів точності за ДСТУ ISO 2768-1.

Згідно концепції ДСТУ ISO 2768-1 відносно призначення основних допусків за цим стандартом збільшення допусків порівняно з наведеними в таблицях не дає зниження собівартості виготовлення.

Наприклад, для підприємства не представляє ніяких труднощів виготовлення поверхні валу $\varnothing 100$ мм з допуском (граничними відхилами) за середнім класом m , тобто $\pm 0,3$ мм, і немає ніяких переваг при призначенні тут більших граничних відхилів, наприклад ± 1 мм.

Крім того, згідно ДСТУ ISO 2768-1 (вперше в нормативних документах !) встановлено, що, якщо в кресленку немає спеціальних вказівок, то при контролі навіть деталь з вимірним розміром елемента, що випадково вийшов за межі поля допуску, не повинна бракуватися, якщо цей відхил не викликає погіршення її функціонування.

Вважаючи дуже важливим спосіб нормування полів допусків на розміри спряжених поверхонь з призначенням їх в "тіло" (особливо для точних поверхонь), що максимально сприяє отриманню придатних деталей (і це підтверджується практикою машинобудування), важко не погодитися з концепцією стандарту GPS відносно призначення для розглядуваних поверхонь симетричних полів допусків, оскільки вказана обставина при виготовленні деталей з грубими квалітетами практично втрачає своє значення.

Деякими, іноді суттєвими, відмінностями відзначається нормування за

альтернативними стандартами багатьох інших геометричних параметрів.

Можна, наприклад, констатувати, що замість таких відхилів форми як відхили від циліндричності шийок валів, що представлені в усіх довідкових посібниках, слід нормувати відхили від круглості і профілю повздовжнього перерізу, якщо виготовляються підшипникові вузли відповідно до ДСТУ ГОСТ 520:2003 і ГОСТ 3325-85 або відхили від круглості, паралельності і прямолінійності твірної, якщо ці вузли виготовляються відповідно до стандартів GPS.

Найбільш серйозні зміни в нормуванні і вимогах до контролю за альтернативними стандартами параметрів хвилястості і шорсткості поверхонь

Наразі, як показує досвід машинобудівних підприємств, поки що характеристики хвилястості поверхонь, як правило, взагалі не вказують; тим більше, що до останніх років вони були нестандартизованими і лише встановлювались рекомендаційним документом РС 3951. Крім того, на жаль, в креслениках, зазвичай, не лише не нормуються жодна з додаткових характеристик шорсткості за ГОСТ 2789-73, але навіть з основних параметрів, що регламентуються цим стандартом, за нормами СТП часто обмежуються тільки призначенням величин Ra або Rz , причому без вказівки напряму нерівностей.

Натомість, на відміну від зазвичай вживаних на підприємствах стандартів, в ДСТУ ISO 4287-2002 наведені 5 груп параметрів профілю, пов'язані з характеристиками пропускання шорсткості і хвилястості профілів поверхні, а також рекомендації з призначення їх різновидів в залежності від потрібних в експлуатації властивостей поверхонь (до речі, вищезгаданий параметр Rz як висота нерівностей за 10 точками за ГОСТ 2789-73 в стандарті GPS взагалі відсутній).

Не можна не звернути увагу також на специфічну проблему створення конкурентоспроможних взаємозамінних виробів, обумовлену деяким укоріненим протиріччям у відношеннях виконавців (див. рис. 1) до проблеми точності і конкурентоспроможності продукції.

Незважаючи на те, що виробництво конкурентоспроможної продукції високої якості є загальним завданням проектувальників виробу і розробників технології його виготовлення, до даної проблеми вони підходять не завжди однаково. Конструктори у багатьох випадках призначають надмірну точність, не сподіваючись на якісне виготовлення деталей (нерідко це виправдовується відсутністю необхідних засобів вимірювань). Технологи ж, основне завдання яких – забезпечення, по можливості, відносно низької собівартості виготовлення за рахунок зменшення трудомісткості, прагнуть добитися перегляду рівня точності у бік її зниження [2, 7].

І хочтака проблема існує також в країнах з розвинутою ринковою економікою – не даремно на заході серед виробників продукції існує приказка "Головний конструктор і головний технолог ворогують сім'ями"[7], на пострадянському просторі протиріччя між проектувальниками і виробничниками особливо гострі, оскільки тут володарювало формальне, недостатньо творче відношення інженерів до питань точності, якості продукції, що виготовляється, оскільки в достатній мірі не була спрямована на запити споживачів, і була відсутня конкуренція.

За довгі роки примусового управління якістю на основі обов'язкових стандартів, склалася практика "потрійного стандарту" при призначенні точності деталей і з'єднань "Думаємо одне, пишемо друге, робимо третє", а це частенько призводило до появи значних об'ємів нетехнологічних припасувальних операцій на кінцевій стадії виготовлення – складанні, що різко знижувало складаємість і якість виробів, порушуючи при цьому принцип взаємозамінності [2, 7].

Хибність такої практики очевидна – вона порушує основний принцип керування якістю, створює атмосферу неправди, неповаги до документації й один до іншого, робить процеси освоєння нових виробів нескінченно довгими, розриває спадкоємність методів керування, тому що неписані вимоги і правила існують тільки в розумах людей, і при їхніх замінах, при зміні поколінь ці вимоги і правила губляться.

На рис. 3 представлена в символічному вигляді схема «потрійного стандарту» (а) і переходу до «єдиного стандарту» (б) при нормуванні і відтворенні точності геометричних параметрів.

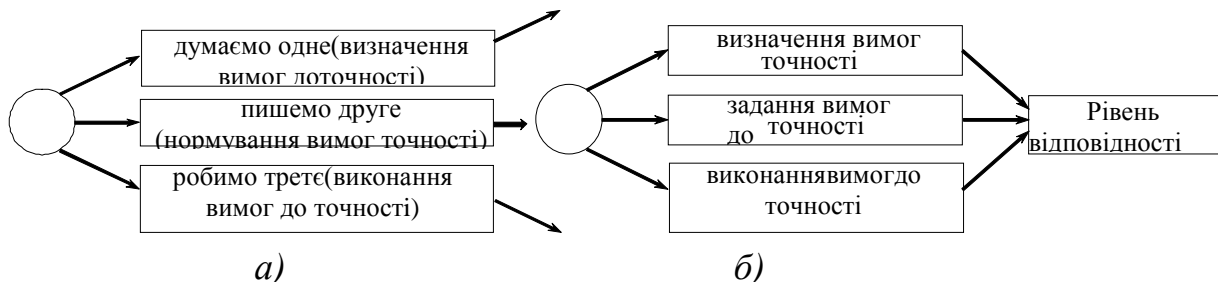


Рис. 3- схема «потрійного стандарту» (а), «єдиного стандарту» (б)

Тому наразі задачею підприємства є послідовне усунення з практики роботи «потрійного стандарту» керування якістю й перехід до «єдиного стандарту»: «Пишемо те, що думаємо; виконуємо те, що записано». Іншими словами, у документацію мають заноситися саме ті вимоги, що визначені при розробці конструкції, ці вимоги повинен неухильно виконувати виробничий персонал, а ВТК підприємства – адекватними засобами контролювати параметри, що записані у вимогах до якості.

Схема на рисунку 3.22,б символічно зображує цей підхід. Тут три лінії не зведені в одну, тому що реально завжди існують деякі відхилення від вимог унаслідок варіацій процесів [7].

Висновки

1 Представлені взаємозв'язки складності машинобудівних виробів і системи забезпечення взаємозамінності за геометричними параметрами.

2 Показано, що у зв'язку з чинністю в Україні альтернативних стандартів ускладнилась проблема нормування геометричних параметрів поверхонь деталей для забезпечення складності взаємозамінних з'єднань і виробництва конкурентоспроможної продукції.

Показані переваги деяких положень стандартів GPS перед чинними альтернативними нормативними документами, що регламентують вимоги до геометричної взаємозамінності виробів машинобудування.

3 Для створення високотехнологічної конкурентоспроможної машинобудівної продукції з високим рівнем якості важливого значення набуває подолання укоріненого протиріччя між відношенням проектувальників і виробників до проблеми нормування геометричних параметрів і складності з'єднань деталей як важливої ланки створення продукції з врахуванням процесного підходу за ДСТУ ISO9001:2009.

Перелік джерел літератури: 1 Технология автоматической сборки / А.Г.Холодкова [и др.] –М.: Машиностроение, 2010. –560 с.2 Жабин А.И., Мартынов А.П. Сборка изделий в единичном и мелкосерийном производстве – М.:Машиностроение, 1988. – 184 с.3 Esawi A.M., Ashby A.M. Computer-based selection of joining processes. Methods, software and case studies. // Mater. and Des. 2004, № 7, С.555–564. 4 Палей М.А., Романов А.Б., Брагинский В.А.. Допуски и посадки. Справочник. В 2 ч. СПб.: Политехника, 2001 – 576 с.5 Мартынов А.П. Геометрическая взаимозаменяемость соединений на основе процессного подхода по ISO 9001:2009 // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: зб. наук. пр. Вип. 28. Краматорськ, 2011. С. 235–243.6 Тетера В., Нелепов А., Цициліано О. Гармонізація нормативної бази на основі сучасних міжнародних та європейських стандартів // Стандартизація, сертифікація, якість. – 2008. – № 3. – С. 40–46.7 Лapidус В. А. Статистические методы, всеобщее управление качеством, сертификация и кое-что еще.../ Стандарты и качество.1999. –№ 4. – С. 68–71.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

СОВМЕСТИМОСТЬ СОЕДИНЕНИЙ В МАШИНОСТРОИТЕЛЬНЫХ ИЗДЕЛИЯХ С УЧЕТОМ СТАНДАРТОВ GPS

Мартынов А.П.

Представлены взаимосвязи совместимости машиностроительных изделий и системы обеспечения взаимозаменяемости по геометрическим параметрам. Показаны преимущества некоторых положений стандартов GPS перед действующими альтернативными нормативными документами, регламентирующими требования к геометрической взаимозаменяемости изделий машиностроения.

СКЛАДАЄМІСТЬ З'ЄДНАНЬ В МАШИНОБУДІВНИХ ВИРОБАХ З ВРАХУВАННЯМ СТАНДАРТІВ GPS

Мартынов А.П.

Представлені взаємозв'язки складاءемості машинобудівних виробів і системи забезпечення взаємозамінності за геометричними параметрами. Показані переваги деяких положень стандартів GPS перед чинними альтернативними нормативними документами, що регламентують вимоги до геометричної взаємозамінності виробів машинобудування.

COMPATIBILITY COMPOUNDS IN MACHINE-BUILDING PRODUCTS WITH THE STANDARDS GPS

Martynov A.P.

We present the relationship compatibility of engineering products and systems to ensure interoperability with respect to geometric parameters. The advantages of certain provisions of the standards applicable to the GPS alternative normative documents regulating the requirements for geometric interoperability of engineering products.

Ключевые слова: совместимость, соединение, машиностроение, стандарт, геометрические параметры, взаимозаменяемость, GPS.

Ключові слова: сумісність, з'єднання, машинобудування, стандарт, геометричні параметри, взаємозамінність, GPS.

Key words: compatibility, compound machines, standard, geometrical parameters, the interchangeability, GPS.

УДК 621.73.06-52

Настасенко В.О.
ХДМА, м. Херсон, Україна

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ВИРОБНИЦТВА ГІПЕРБОЛОЇДНИХ ЗУБЧАСТИХ ПЕРЕДАЧ ТА ЧЕРВ'ЯЧНИХ ЗУБОРІЗНИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Вступ, зв'язок роботи з основними науковими напрямками.

Робота відноситься до всіх галузей машинобудування, верстатобудування та інших, де застосовуються черв'ячні передачі, а саме – гіперboloїдні, а також до галузі інструментального виробництва, а саме – до черв'ячних зуборізних інструментів, створених для обробки циліндричних коліс і усіх видів черв'ячних зубчатих пар.

Удосконалення зубчастих передач і зуборізних інструментів є актуальною задачею, оскільки в умовах науково-технічного прогресу постійно ростуть потреби і вимоги до показників якості різноманітних машин і механізмів, в яких вони використовуються. Окрім цього ростуть потреби удосконалення технологічних процесів та інструментів для ефективного їх виготовлення.

Основними проблемами удосконалення зубчастих передач є підвищення їх точності, зносостійкості, навантажувальної здібності, к.к.д., зменшення ваги і габаритів, а також підвищення продуктивності та спрощення їх виробництва і обслуговування при експлуатації.

Аналогічні проблеми удосконалення, в першу чергу – підвищення точності, зносостійкості та інші, характерні для зуборізних інструментів, при цьому навантажувальні здібності розглядаються, як збільшення об'єму металу, що вилучається інструментом при його роботі (або власна продуктивність), а к.к.д. – як співвідношення витрат енергії, або роботи на експлуатацію зуборізного верстата, до роботи, витраченої на зрізання даного об'єму стружки.

Бажане комплексне удосконалення всіх цих показників, що є важливою задачею, оскільки суттєво підвищення техніко-економічної ефективності даної продукції, можливе, щонайменше, як на трьох етапах її життєвого циклу – виготовлення, експлуатації і ремонту (для зуборізних інструментів – останнім слід вважати поновлення або переточки).

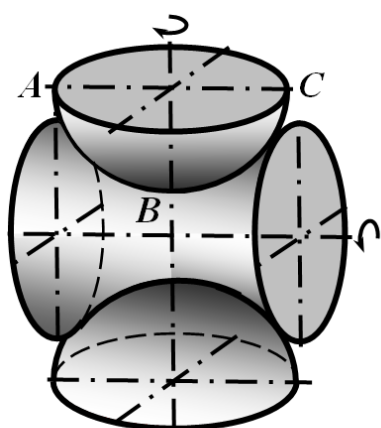


Рисунок 1. Основні види гіперboloїдів

Аналіз стану проблеми, вибір мети і задач дослідження.

Одним з найбільш прогресивних видів зубчастих зачеплень, на сучасному рівні техніки, є гіперboloїдне, яке реалізоване у двох випадках (рисунок 1) обертання твірної гіперболи *ABC*:

1) відносно внутрішньої осі кривої, цей варіант запропонований в роботах О.В.Вітренко [1];

2) відносно її зовнішньої осі – запатентований в 1998 році В.О.Настасенко [2], як черв'ячна передача, черв'ячний інструмент, спосіб їх виготовлення, обладнання та інструмент для його здійснення, але їх недоліком є складність модернізації обладнання [3-8].

Мета роботи – пошук основних можливих і відбір найбільш ефективних та економічних шляхів підвищення точності і продуктивності виробництва гіперboloїдних черв'ячних передач, та розробка для них нових конструкцій і способів їх обробки, а на їх базі – нових черв'ячних фрез, шеверів, абразивних шліфувальних кругів та зубофрезерних верстатів і технологій їх виробництва.

Пошук шляхів реалізації поставленої мети.

Основною перевагою гіперboloїдних передач є точне відтворення профілю зубчастої рейки на всій її довжині при будь-якому куті її нахилу, що дозволяє використовувати їх для ви-

сокоточних черв'ячних пар з будь-якою кількістю заходів. Для сучасних високоточних циліндричних черв'ячних пар – фактична кількість заходів не перевершує 4, що обмежує можливості цих передач.

Схема, що пояснює утворення похибок профілю зубців у циліндричних черв'яків та їх відсутність у гіперболоїдних, показана на рисунку 2.

Початковий зубчатий рейковий контур з зубцями 1 висотою $A_p D_p$ контактує у полюсі O_p

профілювання з початковою прямою *п.п.* і початковим колом *п.к.* циліндричного основного червяка радіусу $r_{\omega_{цц}}$ або з початковим колом радіусу $r_{\omega_{чг}}$ гіперболоїдного основного червяка.

За рахунок нахилу рейки до осі черв'яків $O_u Z_u$ на кут ω до її *п.п.*, вона зависає краями $A_p D_p$ відносно циліндричної поверхні $r_{\omega_{цц}}$, і чим більший кут ω , тим більшим буде зависання, що і є причиною появи похибок профілю зубців 2, оскільки при вигині рейки на циліндричній поверхні у положення $A_{pц} D_{pц}$, поточна крапка профілю зуба рейки i_p , що має радіус-вектор r_p , і кут його нахилу θ_p , займає положення $i_{цц}$, на зубці 2 червяка, з радіус-вектором $r_{цц}$ і кутом його нахилу $\theta_{цц}$, які відмінні від початкових r_p та θ_p .

Однак для гіперболоїдних черв'яків, сформованих при гвинтовому ході твірною рейкою з нахилом ω , зростання зовнішнього діаметру від середини до торців початкового циліндра компенсує вказане вище зависання, тому зміни положення поточних крапок профілю зубців 1 рейки і зубців 3 гіперболоїдного червяка відсутні: ($i_p = i_u$), а всі координатні параметри цих зубців повністю співпадають: $r_p = r_{чг}$ $\theta_p = \theta_{чг}$, що виключає похибки профілю при будь-якій кількості заходів основного червяка.

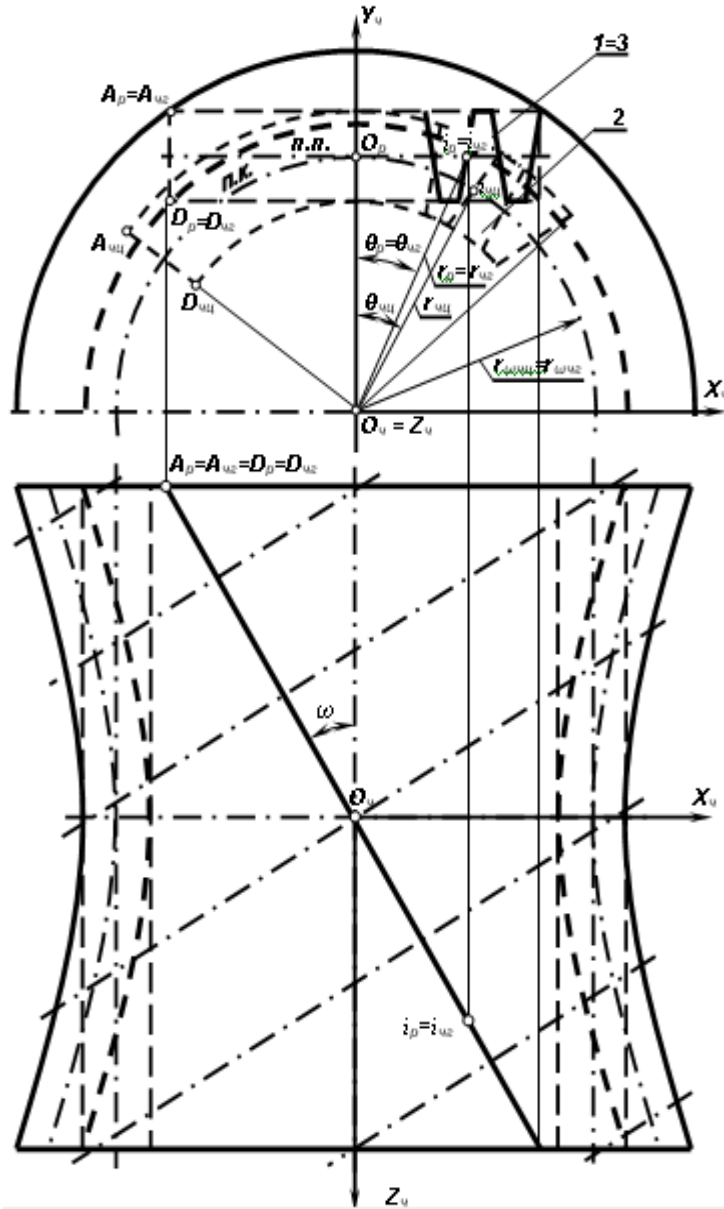


Рис. 2 – Схема утворення і компенсації похибок профілю зубчастого зачеплення зубців 1 рейкового контуру, з зубцями 2 циліндричного і зубцями 3 гіперболоїдного основних черв'яків.

Другою перевагою гіперболоїдних черв'ячних передач є збільшення у 2...4 рази сектору охоплення черв'яком вінця зубців черв'ячного колеса, що в тих же межах збільшує кількість контактуючих зубців і витків черв'ячної пари, та адекватно підвищує її зносостійкість і вантажну спроможність. Переваги виникають як над циліндричними черв'ячними передачами, де перекриття зубців збільшується до 4 разів, так і над глобоїдними (рис. 3), де неточності виготовлення не дозволяють досягнути більш, ніж двократного перекриття.

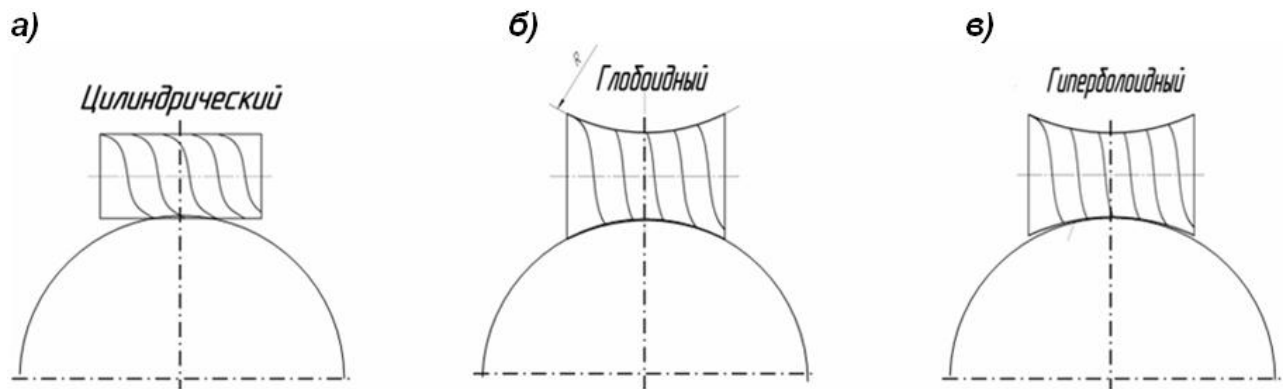


Рис. 3 – Черв'ячні пари з різними видами черв'яків: а) циліндричного, б) глободного, в) гіперболоїдного і перекриття ними вінців зубчатих коліс.

Таким чином, вказані переваги: підвищення точності, зносостійкості та навантажувальної здібності, являються також резервом для зменшення ваги і габаритів гіперболоїдних черв'ячних передач, але залишаються невирішеними питання спрощення та підвищення продуктивності їх виробництва. Окремим питанням слід виділити технологію виробництва гіперболоїдних черв'ячних зуборізних інструментів, що дозволяє сформулювати такі задачі дослідження:

- 1) потребу розробки технологічних процесів, обладнання і оснастки для найбільш простого і економічного виробництва гіперболоїдних черв'ячних передач;
- 2) потребу пошуку найбільш доцільних і ефективних умов застосування гіперболоїдних черв'ячних передач;
- 3) потребу пошуку найбільш доцільних варіантів виконань високоточних високопродуктивних черв'ячних фрез, шеверів і шліфувальних кругів на базі гіперболоїдних основних черв'яків, та технологічних процесів, обладнання і оснастки для їх виготовлення;

Слід зважити на те, що кожна з цих задач є досить складною і може бути темою окремих досліджень, які в повному обсязі неможливо реалізувати в рамках даної роботи, тому в ній обмежились основними з них.

Запропоновані шляхи реалізації мети і завдань роботи.

На базі наведених даних про можливості значного підвищення точності і продуктивності гіперболоїдних черв'ячних передач і створених на їх базі зуборізних інструментів, розв'язання поставлених задач є актуальним і має велику практичну значимість для багатьох галузей техніки. В першу чергу до них слід віднести машини і механізми, де вже використовуються черв'ячні передачі, серед яких, в першу чергу слід виділити ті, де є потреба підвищення точності та навантажувальної спроможності при зменшенні габаритів і маси.

Серед них слід окремо виділити точні машини, прибори, механізми, в т.ч. металорізальні верстати, в першу чергу – зубофрезерні та зубошліфувальні, що мають стіл, який обертається черв'ячною передачею, та вимірювальні прилади, що мають черв'ячну передачу. При цьому основним критерієм впровадження – є економічний. Зважаючи на те, що циліндричні черв'ячні пари у цих об'єктів техніки лімітують термін високоточної експлуатації, то головним чинником їх впровадження може бути збільшення строків експлуатації та міжремонтного періоду. Другим фактором є збільшення навантажувальної спроможності, що веде до зменшення ваги і габаритів таких передач, однак для однозаходних пар – він незначний, тому найбільш доцільний для багатозаходних пар.

Слід зважити також на те, що сучасні методи підвищення працездатності черв'ячних пар в складних об'єктах техніки вивели їх з розряду лімітуючих, тому реальне впровадження гіперболоїдних черв'ячних передач можливе лише в тому випадку, коли їх вартість не буде суттєво відрізнятися від циліндричних.

Таку можливість забезпечують запропоновані в патенті РФ №2200262 [2] технології. У порівнянні з базовими технологіями зі складаними змінними величинами: подовжньої і

поперечної подачі інструменту в осьовій площині, що повторюють рух центру кривизни гіперболи, величини вильоту R_i і кута φ_i розвороту, реалізація яких можлива на верстатах з дуже складною кінематикою, або з ЧПУ, що програмується щонайменше по 6 рухам (рис. 4.а), особливістю нових технологій є подача інструменту по нормалі до витка черв'яка (рис. 4.б).

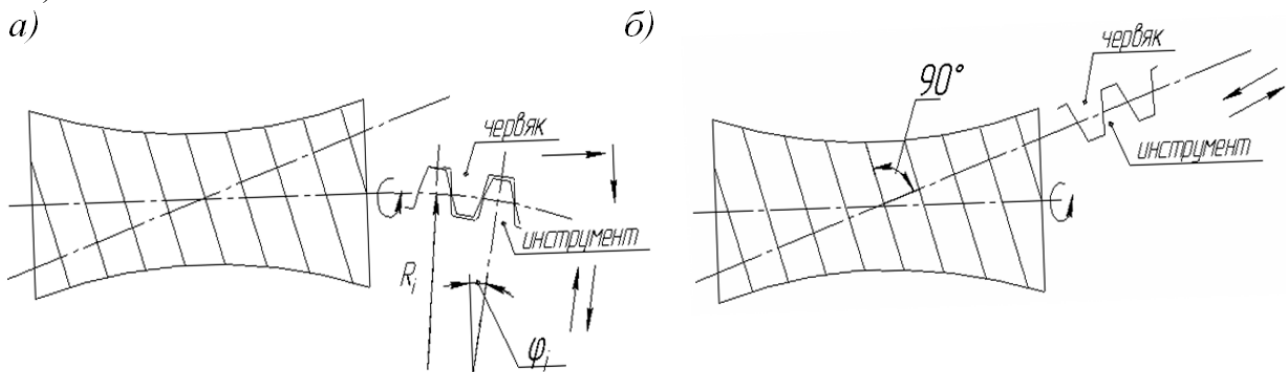


Рис. 4 – Базовий (а) і запропонований (б) способи обробки гіперболоїдних черв'яків.

Реалізація нової технології можлива лише при 3-х рухах: - початкового настроювання ріжучого інструменту на розмір дільного діаметру черв'яка в його осьовому перетині, рівномірного обертання черв'яка і узгодженої з ним рівномірної косої подачі різця під кутом ω_i нахилу початкової зубчатої рейки, з розрахунку зсуву його на 1 крок по нормалі до витків за 1 оборот черв'яка. При цьому узгодження кроків подачі і профілю інструмента досягається автоматично при тих же рухах, що й при обробці циліндричних черв'яків. Окрім цього, профіль інструменту для нарізання витків черв'яка при даному способі обробки, співпадає з профілем зуба інструментальної рейки, що спрощує інструмент.

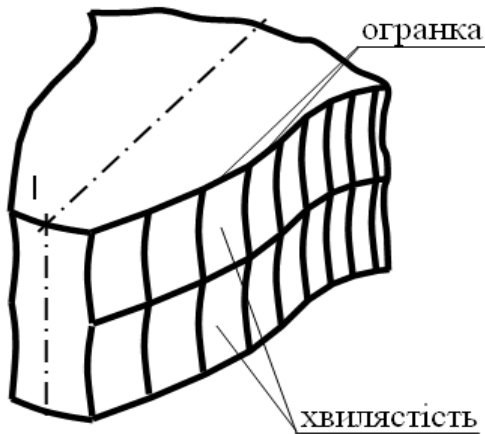
Для однозаходних і двоухзаходних черв'яків, у яких кут підйому гвинтової лінії не перевищує $3...6^\circ$, нарізання гіперболоїдних витків по запропонованій технології [2] можливе на токарних і різьбошліфувальних верстатах при нахилі подовжньої осі черв'яка, за рахунок відповідного зсуву центру заданої бабки верстата, яке може бути реалізовано вже зараз, без суттєвої переробки базового обладнання і зміни технологій. Тому вартість цих операцій майже не зміниться, що дозволяє замінити однозаходні і двоухзаходні циліндричні черв'ячні передачі гіперболоїдними вже зараз, у найкоротші строки.

Аналогічні варіанти удосконалення можливі при виробництві черв'ячних зуборізних інструментів – черв'ячних фрез, шеверів і шліфувальних кругів. Однак вони вже будуть інструментами постійної установки відносно осі симетрії оброблюваних зубчатих коліс, що вилучає можливість їх осьового зсуву при зносі і відповідно підвищує їх витрати, а також ускладнює верстатну наладку на дану операцію. Але всі ці недоліки перебиваються збільшенням точності оброблюваних зубчатих коліс, що особливо важливо для 4-3 ступенів точності, тому вони також можуть бути рекомендовані у якості високоточних зуборізних інструментів АА і ААА класів точності.

Слід врахувати те, що підвищення точності черв'ячних фрез традиційними шляхами за здійснюється за рахунок зменшення кута підйому гвинтової лінії основного черв'яка, що можливо лише при збільшенні їх діаметру. Однак цей шлях не є раціональним, оскільки значно збільшує витрати інструментальних матеріалів, погіршує умови обслуговування, примушує використовувати більш габаритні і потужні верстати, що збільшує витрати електричної енергії, та ін.

Усунення цих недоліків можливе за рахунок запропонованого виконання черв'ячних інструментів на базі гіперболоїдного основного черв'яка. Найбільш доцільним цей шлях є для черв'ячних шліфувальних кругів, що дозволяє підвищити точність черв'ячного зубошліфування, щонайменше, на 1 клас.

Для високоточних черв'ячних фрез вибір їх діаметру є більш складним, оскільки від нього також залежить кількість зубців, що може бути розміщена по периферії кола у їх перетині, від якої залежить величина огранки – відхилень бокового профілю зуба оброблюваного



коласа від евольвентного у поздовжньому напрямку (рис. 5). Ці похибки є конструктивною вадою усіх черв'ячних фрез та шеверів, яка відсутня у черв'ячних шліфувальних кругів за рахунок неперервності їх твірної поверхні.

Означені ефекти підвищення точності для однозахідних гіперболоїдних передач і черв'ячних зуборізних інструментів досягають 20%, а ще більше зростають у багато західних. Однак виготовлення і впровадження останніх пов'язане з суттєвою перебудовою існуючого обладнання [2, 6], тому потребує більш значного часу і може бути рекомендованим лише в майбутньому.

Рис. 5 – Формування огранки і хвилястості при фрезеруванні зубців черв'ячними фрезами.

Висновки

Зважаючи на можливість отримання значних переваг при підвищенні точності гіперболоїдних черв'ячних передач і гіперболоїдних черв'ячних зуборізних інструментів, запропонований новий спосіб обробки однозахідних конструкцій зі зсувом заднього центру, несуттєво ускладнює технологію їх виготовлення, тому можна їх рекомендувати усім виробникам і користувачам, для заміни усіх однозахідних циліндричних черв'ячних передач і черв'ячних зуборізних інструментів гіперболоїдними, в найближчому майбутньому.

Перелік джерел літератури: 1. Витренко А.Н., Витренко В.А., Зуй Б.С. и др. Повышение качества изготовления зубьев при обработке многозаходным инструментом //Современные проблемы машиностроения и технический прогресс. Тез. докл. междунар. науч.-техн. конф. – Донецк: ДонГТУ, 1996. -с. 41-42. 2. Патент Российской Федерации на изобретение № 2200262, МПК В23 F 21/16. Червячная передача, способ ее изготовления, оборудование и инструмент для его осуществления. Автор изобретения В.А. Настасенко. Заявка № 98116838/28 от 08.09.98. //БИ 2003. № 7 от 10.03.03. 3. Nastasenko V.A. Development of perspective designs of worm teeth cutting tools and methods of their designing. //4th World Congress on Gearing and Power Transmission – Paris, France: M.C.I. 1999. Т1. -p.507-514. 4. Настасенко В.А. Новая концепция повышения точности червячных зуборезных инструментов. // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. -Международный сб. научных трудов.– Донецк: ДонГТУ, 2001. Вып. 17. –с.109-114. 5. Настасенко В.А. Проекты модернизации червячных фрез и зуборезных станков – Мир Техники и Технологий. Междунар. техн. ж. 2006. № 11. -с.62-65. 6. Настасенко В.А., Дубовик Ю.А. Новые станки для обработки гиперболюидных червячных передач /Машиностроение и техносфера XXI века. Сб. трудов XV Междунар. науч.-техн. конф. в г. Севастополе. – Донецк: ДонНТУ, 2008, Т3. -с. 4-9. 7. Настасенко В.А. Новые технологические процессы для обработки гиперболюидных червячных передач /Прогрессивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. Вип. 40. с. 176–185. 8. Настасенко В.О. Гіперболоїдні зубчасті передачі та інструменти, нові варіанти виготовлення і можливості використання /Машиностроение и техносфера XXI века. XVIII Междунар. науч.-техн. конф. в г. Севастополе. – Донецк: ДонНТУ, 2011. –с. 240 – 247.

Рецензент: Ковальов В.Д., д.т.н., проф., ДДМА

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЙ ВИРОБНИЦТВА ГІПЕРБОЛОЇДНИХ
ЗУБЧАСТИХ ПЕРЕДАЧ ТА ЧЕРВ'ЯЧНИХ ЗУБОРІЗНИХ ІНСТРУМЕНТІВ

Настасенко В.О.

Работа относится ко всем отраслям машиностроения, где применяются червячные передачи, а также к сфере инструментального производства, в частности – к червячным зуборезным инструментам. Показаны причины появления и устранены погрешности от увеличения количества заходов у таких передач. Предложены технологические процессы и станки для их изготовления.

УСОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИЙ ПРОИЗВОДСТВА
ГИПЕРБОЛОИДНИХ ЗУБЧАТЫХ ПЕРЕДАЧ И ЧЕРВЯЧНЫХ ЗУБОРЕЗНЫХ
ИНСТРУМЕНТОВ

Настасенко В.А.

Работа относится ко всем отраслям машиностроения, где применяются червячные передачи, а также к сфере инструментального производства, в частности – к червячным зуборезным инструментам. Показаны причины появления и устранены погрешности от увеличения количества заходов у таких передач. Предложены технологические процессы и станки для их изготовления.

MODERNIZATION TECHNOLOGIES OF PRODUCTION OF GIPERBOLOGIK WORM
OF GEARINGS AND HOBS

Nastasenko V.A.

The work concerns to all branches of mechanical engineering, where are applied ÷worm of transmission, and also to sphere of tool manufacture, in particular - to hobs of tools. The reasons of occurrence are shown and the errors from increase of quantity of calls at such transfers are eliminated. The technological processes and machine tools for their manufacturing are offered.

Ключевые слова: технология производства, гиперboloид, поверхность, зубчатая передача, червяк, инструмент.

Ключові слова: технологія виробництва, гіперboloїд, поверхня, зубчаста передача, черв'як, інструмент.

Key words: production technology, hyperboloid surface, bevel gear, tool.

УДК 621.9

Алиева Л.И., Мартынов С.В., Комиренко А.Д., Гарифулина А.Р.
 ДГМА, Краматорск, Украина
omd@dgma.donetsk.ua

ОТКЛОНЕНИЕ ФОРМЫ ФЛАНЦА ПРИ ВЫСАДКЕ ВТУЛОК ИЗ ТРУБЧАТЫХ ЗАГОТОВОК

Введение

Полюе детали типа втулок с фланцами и утолщениями, контейнеров и корпусов различных конфигураций весьма распространены в машиностроении. Традиционные методы изготовления подобных деталей на предприятиях машиностроения – это литье и механическая обработка резанием, основными недостатками, которых являются соответственно низкое качество заготовок и потери металла на стружку [1]. Высадка является наиболее эффективным способом получения деталей типа втулок с внутренним фланцем [2]. Однако, в процессах высадки, из-за наличия трения между заготовкой и инструментом, металл течёт неравномерно по сечению, что приводит к искажению внутренней поверхности фланца. Для получения точного диаметра внутреннего отверстия необходимы припуски под механическую обработку.

Цель данного исследования – определение регрессионной зависимости отношения минимального и максимального радиусов отверстия во фланце от геометрических параметров высаживаемой детали, степени деформации и коэффициента трения для определения оптимальных напусков при штамповке и последующей механообработке.

Основная часть

Планирование эксперимента позволяет не только получить коэффициенты уравнения регрессии, но и произвести статистическую обработку полученных экспериментальных данных и их оптимизацию [3].

В результате планирования эксперимента ожидается получить зависимости отклонения формы высаживаемого фланца от геометрических размеров получаемой детали (относительный внутренний радиус, относительная высота фланца), величина степени деформации и коэффициента трения. Зависимой величиной (откликом), в данном случае, будут являться отношения большего и меньшего радиусов фланца. На рисунке 1 представлена схема высадки втулок с внутренним фланцем (а) и отштампованная деталь (б).

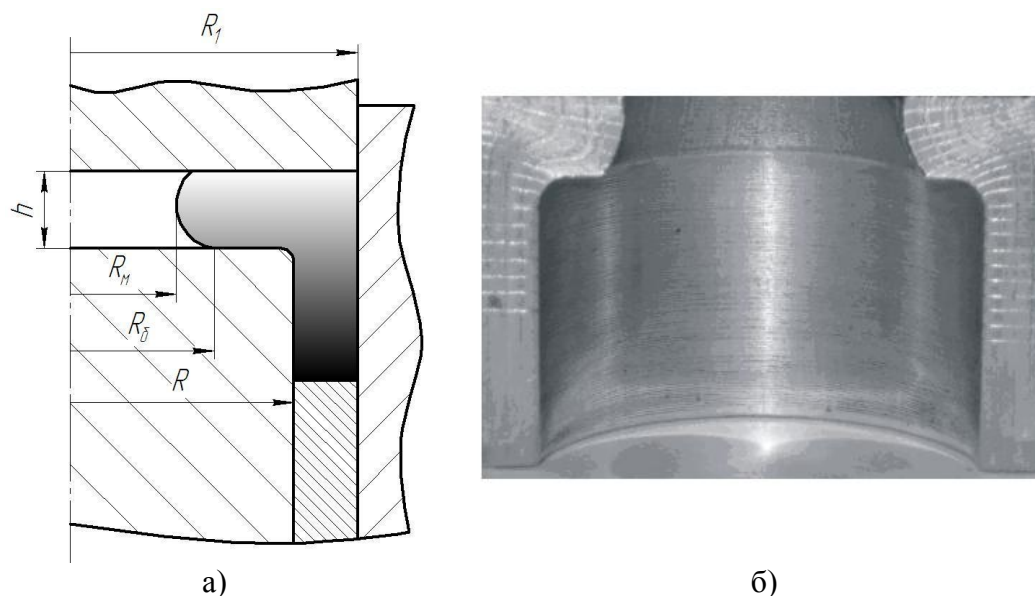


Рис. 1 – Схема высадки втулок с внутренним фланцем (а) и отштампованная деталь (б)

Факторами, влияющими на отношение радиусов выбраны относительный радиус оправки ($\bar{R} = \frac{R}{R_1}$), относительная высота фланца ($\bar{h} = \frac{h}{R_1}$), степень деформации (e) и коэффициент трения (μ_s). Таким образом, исследуется четырёхфакторная модель. Изменение факторов будем вести на двух уровнях. Первым этапом планирования является выбор центра плана X_{i_0} и определение шагов варьирования ΔX_i по каждому фактору. Область определения факторов устанавливается из априорных соображений. Интервалы варьирования факторов и их значения в натуральном масштабе на основном, верхнем и нижнем уровнях указаны в таблице уровней факторов (табл. 1).

Таблица 1

Уровни факторов

Факторы	X_1 (\bar{h})	X_2 (e)	X_3 (μ_s)	X_3 (\bar{R})
Основной уровень (X_{i_0})	0.178	0.6	0.33	0.8
Интервал варьирования (ΔX_i)	0.089	0.3	0.17	0.022
Верхний уровень ($x_i = 1$)	0.267	0.9	0.5	0.822
Нижний уровень ($x_i = -1$)	0.089	0.3	0.16	0.778

Кодированные значения факторов (x_i) связаны с натуральными значениями (X_i) следующим соотношением:

$$x_i = (X_i - X_{i_0}) / \Delta X_i, \quad (1)$$

где X_{i_0} – натуральное значение основного уровня;

ΔX_i – интервал варьирования;

i – номер фактора.

В соответствии с выбранным планом выполняется 16 опытов [3]. Каждый опыт повторяется 3 раза. Для каждого опыта рассчитывается построчная дисперсия (1). Для проверки однородности ряда рассчитывается величина критерия Кохрена (3). В данном случае модель строится по зависимости (4). Для расчётов коэффициентов b используется расширенная матрица планирования (табл. 2) и результаты опытов (среднее из трёх). Коэффициенты рассчитываются по формуле (5).

$$S_{y_u}^2 = \frac{\sum_{g=1}^{n_u} (y_{u_g} - \bar{y}_u)^2}{f_u}, \quad (2)$$

где y_{u_g} – результат g -го повторения u -го опыта;

\bar{y}_u – среднее арифметическое значение всех n_u дублей u -го опыта;

$f_u = n_u - 1$ – число степеней свободы при определении u -й построчной дисперсии

$S_{y_u}^2$.

$$G^{расч} = \frac{S_{y_u}^2 \max}{\sum_{u=1}^N S_{y_u}^2}, \quad (3)$$

где $G^{расч} < G^{табл}$ – условие однородности ряда дисперсий.

$$y = b_0 + \sum_{1 \leq i \leq 4} b_i \cdot x_i + \sum_{1 \leq i \leq j \leq 4} b_{ij} \cdot x_i \cdot x_j + \sum_{1 \leq i \leq j \leq l \leq 4} b_{ijl} \cdot x_i \cdot x_j \cdot x_l + b_{1234} \cdot x_1 \cdot x_2 \cdot x_3 \cdot x_4. \quad (4)$$

$$b_i = \frac{\sum_{u=1}^N x_{i_u} \cdot y_u}{N}. \quad (5)$$

Далее ведётся проверка статистической значимости коэффициентов. По формуле (6) определяется дисперсия оценок коэффициентов и по формуле (7) определяется доверительный интервал коэффициентов регрессии.

$$S_{b_i}^2 = \frac{S_y^2}{n \cdot N}. \quad (6)$$

$$\Delta_{b_i} = t_{\alpha, f_1} \cdot S_{b_i}, \quad (7)$$

где t_{α, f_1} – коэффициент Стьюдента

Для проверки адекватности модели по формуле (8) определяется дисперсия неадекватности.

$$SS_{неад} = n \cdot \sum_{u=1}^N (y_{u \text{ расч}} - \bar{y}_{u \text{ эксп}})^2. \quad (8)$$

Гипотеза об адекватности модели определяется по критерию Фишера(9).

$$F_{f_2 f_1}^{расч} = \frac{S_{неад}^2}{S_y^2}, \quad (9)$$

где $F_{f_2 f_1}^{расч} < F^{табл}$ – гипотеза об адекватности модели не отвергается.

Согласно расширенной матрице плана производилось 16 экспериментов с повторением в 3 раза, при различными параметрах процесса. Моделирование высадки (рис. 2) производилось в программном продукте QForm 2D. Граничные условия для осесимметричной задачи были заданы в следующем виде: упрочнение алюминиевого материала АД31 описано кривой упрочнения $\sigma_s = 191.55 \cdot e^{0.202}$ МПа при скорости деформирования $0,25 \text{ c}^{-1}$, которая была получена по экспериментальным данным, плотность материала 2800 кг/м^3 ; модуль Юнга 71000 МПа ; коэффициент Пуассона $0,3$; коэффициент трения по Леванову $\mu_s = 0,16$; скорость перемещения инструмента 1 мм/с ; инструмент абсолютно жесткий.

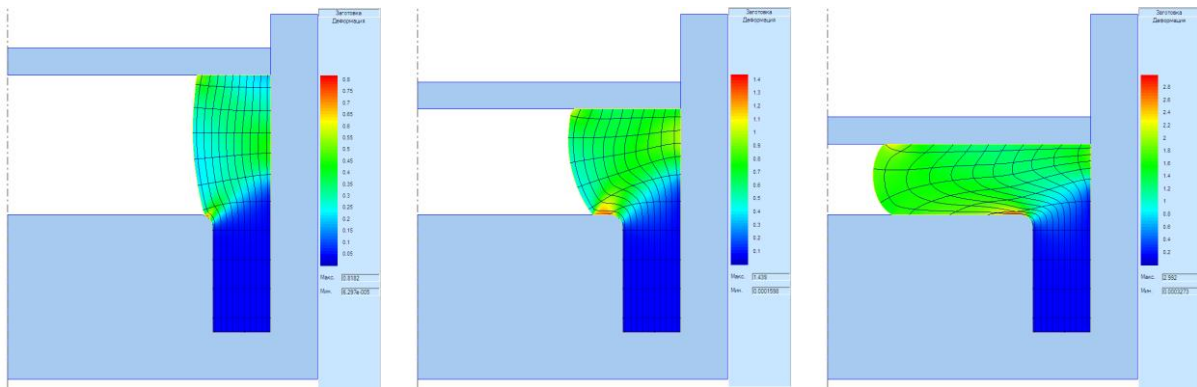


Рис. 2 – Картины поэтапного формоизменения заготовки высадке втулки с внутренним фланцем

С использованием методики, описанной ранее, при помощи программы MathCAD были получены зависимости (рис. 3 а, б) несовершенства формы фланца от степени деформации и коэффициента трения при различных геометрических параметрах выдавливаемой детали.

Уравнение регрессии отклонения формы фланца:

$$\begin{aligned} \frac{R_m}{R_b} = & 0.882 + 0.01 \cdot \frac{\mu_s - 0.33}{0.17} + 0.03 \cdot \frac{R - 0.8}{0.022} + 4.229 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{h - 0.178}{0.089} \cdot \frac{\mu_s - 0.33}{0.17} + \\ & + 0.014 \cdot \frac{h - 0.178}{0.089} \cdot \frac{R - 0.8}{0.022} + 9.104 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{e - 0.6}{0.2} \cdot \frac{\mu_s - 0.33}{0.17} + 0.022 \cdot \frac{e - 0.6}{0.2} \cdot \frac{R - 0.8}{0.022} + \\ & + 3.854 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{h - 0.178}{0.089} \cdot \frac{e - 0.6}{0.2} \cdot \frac{\mu_s - 0.33}{0.17} + 9.729 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{h - 0.178}{0.089} \cdot \frac{e - 0.6}{0.2} \cdot \frac{R - 0.8}{0.022} + \\ & + 3.854 \cdot 10^{-3} \cdot \frac{h - 0.178}{0.089} \cdot \frac{e - 0.6}{0.2} \cdot \frac{\mu_s - 0.33}{0.17} \cdot \frac{R - 0.8}{0.022} \end{aligned}$$

Из графика (рис. 3, а) видно, что с увеличением степени деформации отношение радиусов фланца уменьшается, что приводит к большему искажению полученного отверстия во фланце. С увеличением относительной высоты фланца происходит более интенсивное падение отношения R_m/R_b при увеличении степени деформации.

Из графика, представленного на (рис. 3, б) видно, что с увеличением коэффициента трения отношение радиусов фланца уменьшается, что приводит к увеличению искажения поверхности отверстия во фланце. Это связано с тем, что металл, расположенный у поверхности инструмента вытекает в полость между пуансоном и оправкой медленнее из-за контактного трения, чем металл, расположенный в середине фланца. Увеличение относительного радиуса оправки способствует уменьшению отношения радиусов фланца – увеличению его искажения.

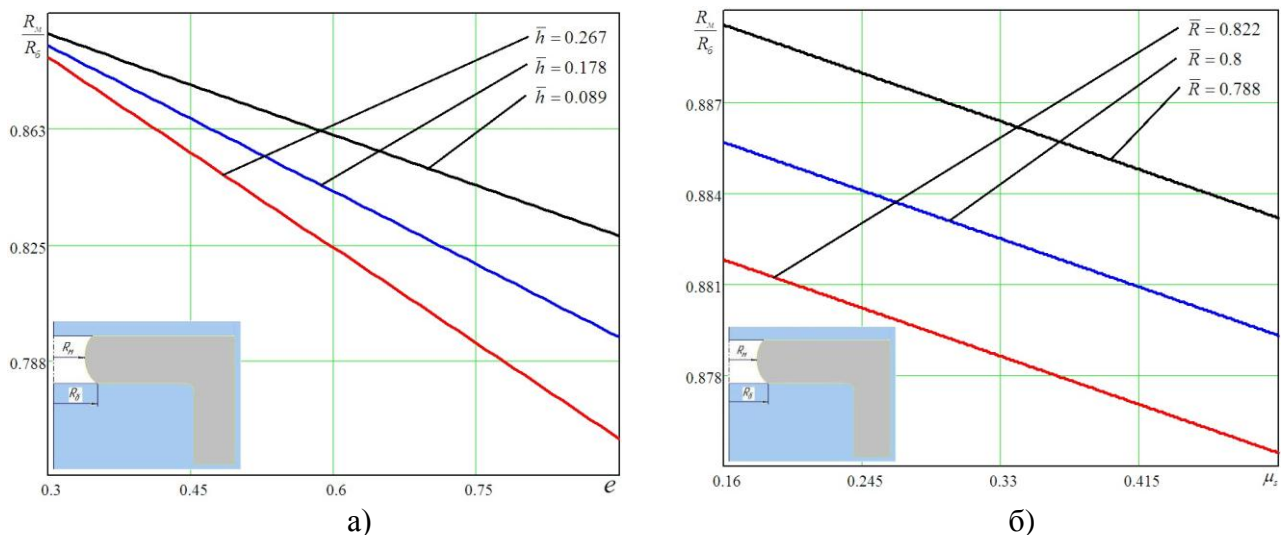


Рис. 3 – График зависимости отклонения формы фланца от степени деформации при различных относительных высотах фланца (а) и от коэффициента трения при различных относительных радиусах оправки (б)

Выводы

Проведено моделирование процесса высадки втулки с внутренним фланцем методом конечных элементов при помощи программного продукта QForm 2D. Были получены зависимости отклонения формы фланца от степени деформации коэффициента трения и геометрических параметров. Было установлено, что с увеличением степени деформации и коэффициента трения отношение радиусов отверстия фланца уменьшается, что приводит к увеличению припусков на механообработку.

Перечень источников литературы: 1. Теорияковки и штамповки / Е.П. Унксов, У. Джонсон, В.Л. Колмогоров [под ред. Е.П. Унксова, А.Г. Овчинникова]. – М. : Машиностроение. – 1999. – 598 с. 2. Алиева Л.И. Определение силовых параметров при высадке внутренних фланцев / Л.И. Алиева, С.В. Мартынов, И.К. Акименко // Вісник Національного технічного університету «ХПІ»: зб. наук. пр. – Харків : НТУ «ХПІ». – № 46. – 2011. - С. 18–24. 3. Новик Ф.С. Оптимизация процессов технологии металлов методом планирования экспериментов / Ф.С. Новик, Я.Б. Арсов // Машиностроение. – 1980. – 304 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ОТКЛОНЕНИЕ ФОРМЫ ФЛАНЦА ПРИ ВЫСАДКЕ ВТУЛОК ИЗ ТРУБЧАТЫХ ЗАГОТОВОК

Алиева Л.И., Мартынов С.В., Комиренко А.Д., Гарифулина А.Р.

Проведено моделювання процесу висадки втулки з внутрішнім фланцем методом кінцевих елементів при допомозі програмного продукту QForm 2D. Були отримані залежності відхилення форми фланця від міри деформації і коефіцієнта тертя.

ВІДХИЛЕННЯ ФОРМИ ФЛАНЦЯ ПРИ ВИСАДЦІ ВТУЛОК З ТРУБЧАСТИХ ЗАГОТІВЕЛЬ

Алієва Л.І., Мартинов С.В., Коміренко О.Д., Гаріфуліна А.Р.

Проведено моделювання процесу висадки втулки з внутрішнім фланцем методом кінцевих елементів за допомогою програмного продукту QForm 2D. Були отримані залежності відхилення форми фланця від міри деформації і коефіцієнта тертя.

CHANGE FORM FLANGE WHEN LANDING FROM A TUBULAR SLEEVE BLANKS

Aliyeva L.I., Martynov S.V., Komirenko A.D., Garifulina A.R.

A simulation of the landing sleeve with an inner flange of the finite element method using the software QForm 2D. Were obtained depending on the deviation form the flange on the degree of deformation and the coefficient of friction.

Ключевые слова: моделирование, фланец, конечный элемент, деформация, коэффициент трения.

Ключові слова: моделювання, фланець, кінцевий елемент, деформація, коефіцієнт тертя.

Keywords: simulation, flange, finite element, deformation, coefficient of friction.

УДК 621.791.95

Донченко Е.И., Донченко А.И.
ДГМА, Краматорск, Украина

ПРАКТИЧЕСКОЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СПОСОБА ПОВЫШЕНИЯ ЭФФЕКТИВНОСТИ АНАЛИЗА НЕСТАЦИОНАРНЫХ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ В ВИБРАЦИОННОМ СИГНАЛЕ ПРИ ТОРЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Введение

Важнейшим из направлений развития современного машиностроения является интенсификация технологических процессов. В ряду операций механической обработки одно из первейших мест по применяемости и объему срезаемого с обрабатываемых деталей металла занимает фрезерование, особенно торцевое [1]. Возможность интенсификации режимов резания при фрезеровании ограничивается в большинстве случаев потерей динамической стабильности технологической системы. Возникающие при этом автоколебания резко снижают стойкость инструмента, срок службы оборудования, точность и качество обработанных поверхностей, а также, в некоторых случаях, приводят к аварийным ситуациям вследствие поломки элементов технологической системы [1].

Современные исследователи [1], утверждают, что динамическая нестабильность технологической системы при работе на интенсивных режимах резания обусловлена, главным образом, вторичным возбуждением (регенерацией) автоколебаний под воздействием вибрационного следа на поверхности резания. Утверждается, что для достижения максимальной эффективности управления вторичными автоколебаниями нужно воздействовать непосредственно на сам механизм их регенерации. Разрушение этой самоорганизации возможно принудительным изменением фазы автоколебаний, например, с помощью периодического плавного изменения скорости резания.

Цель работы

Целью данной работы является изложение принципов контроля качественных характеристик вибрационных процессов при торцевом фрезеровании.

Задачей работы является практическая реализация принципов диагностики появления существенных нестационарных всплесков колебаний при торцевом фрезеровании и, в конечном итоге, управления уровнем вибраций при торцевом фрезеровании.

Основная часть

Помимо силовой составляющей, на динамику торцевого фрезерования оказывают значительное влияние случайные факторы, такие как: неравномерный износ и биение зубьев фрезы, изменение жесткости технологической системы при различных положениях стола и вылета шпинделя, случайные изменения физико-механических свойств обрабатываемого и инструментального материалов и т.д. [2]

Большинство исследователей рассматривают воздействие указанных факторов на технологическую систему фрезерного станка, используя весьма различающиеся оценки значимости. Однако практически все сходятся в том, что одним из важнейших показателей качества динамического процесса при фрезеровании является уровень вибраций. Так, исследователи [3] обнаружили, что высокий уровень вибраций при торцевом фрезеровании снижает стойкость инструмента в четыре раза. Однако использование вибрационного сигнала для получения достоверной информации о протекающих динамических процессах наталкивается на сложность разделения составляющих сигнала, что не позволяет считать его достаточным критерием при оценке динамики торцевого фрезерования.

Практическое применение частотных методов анализа сигналов, например, быстрого преобразования Фурье, показало их низкую эффективность ввиду полного нивелирования

нестационарных явлений в анализируемом сигнале [2]. Использование временных методов анализа, например, метода временных рядов, вызывает значительные трудности, связанные с наличием шума в анализируемом сигнале. Разумный компромисс между необходимостью сохранения нестационарной составляющей и минимизацией влияния помех достигается в использовании Вейвлетного анализа.

Вейвлетный анализ, упрощенно, представляет собой систему фильтров, выделяющих из входного сигнала колебания на разных частотах. При этом временные ряды в исследуемом сигнале остаются по-прежнему легко доступными.

Дальнейший анализ полученных рядов с использованием посимвольного сравнения позволяет с высокой степенью достоверности диагностировать состояние зубьев фрезы. На рис. 1 показана блок-схема алгоритма получения корректирующей информации при помощи указанных методов обработки.

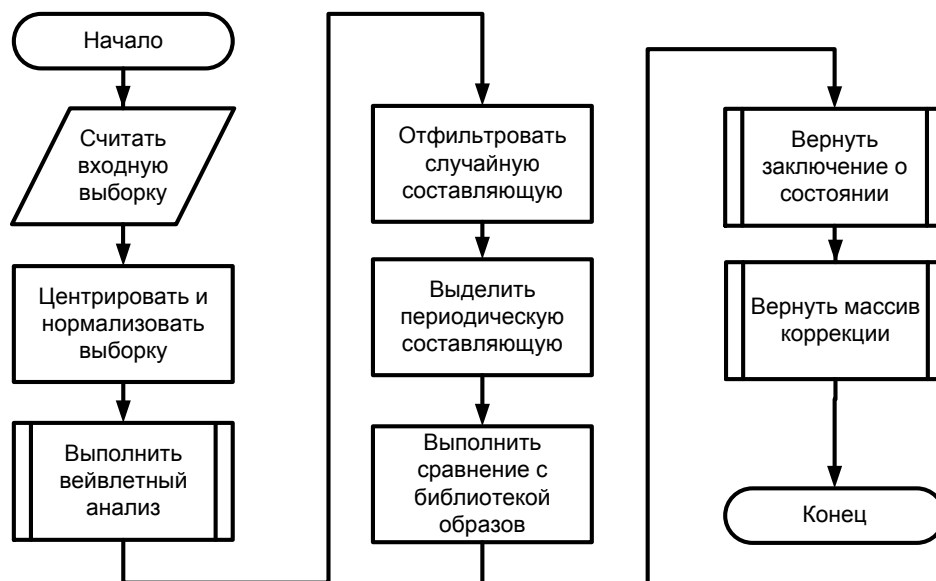


Рис. 1 - Блок-схема алгоритма получения корректирующей информации

Предложена структура системы вибростабилизации, использующая информацию с датчика виброперемещения для создания корректирующего воздействия на привод подачи, показанная на рис. 2.

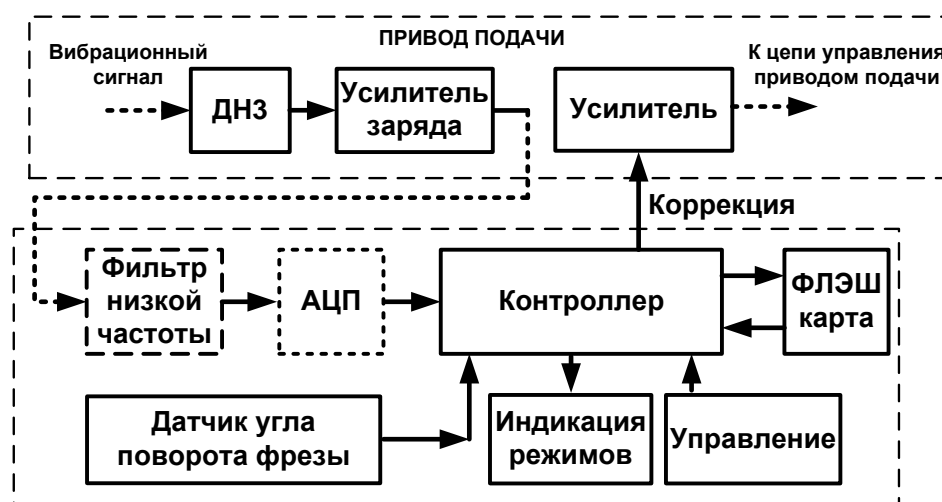


Рис. 2 - Структура системы вибростабилизации вертикально-фрезерного станка

В рассматриваемой системе вибрационный сигнал с датчика виброперемещения ДНЗ оцифровывается при помощи АЦП и обрабатывается микроконтроллером, с целью выделения нестационарных периодических составляющих.

Предложенная структура представляет интерес для практической реализации при использовании недорогих микроконтроллерных систем, так как анализ с использованием вейвлетов Хаара и операции посимвольного сравнения не требуют ни значительных объемов памяти микроконтроллера, ни высокого быстродействия ядра.

На рис. 3 показаны графики вибрационных сигналов, воздействующих на привод подачи фрезерного станка.

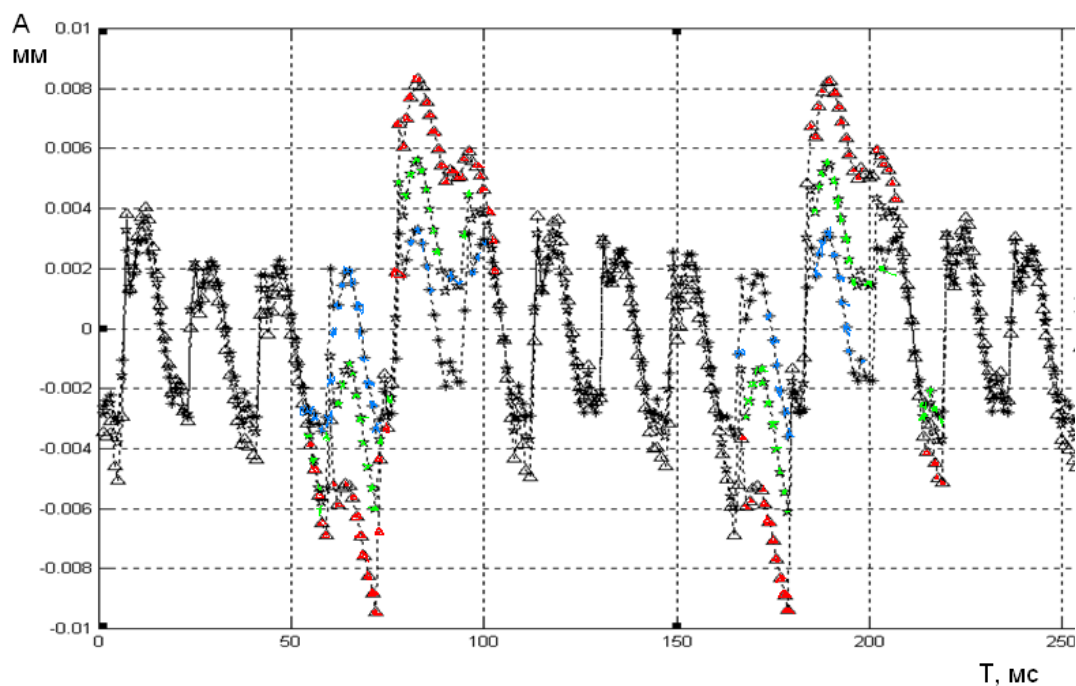


Рис. 3 – Графики вибрационных сигналов, воздействующих на привод подачи фрезерного станка при отсутствии коррекции (треугольники), идеальной коррекции (точки) и реальном результирующем воздействии (звездочки)

Разработка системы коррекции была выполнена в два этапа. На первом этапе не стояла задача возвращения массива корректирующих воздействий, достаточно было только определить состояние режущего инструмента. Для этого была изготовлена микроконтроллерная система «Мрия», внешний вид которой показан на рис. 4.



Рис. 4 – Система контроля состояния инструмента

На передней панели прибора вынесены двенадцать трехцветных (RGB) индикаторов, показывающих состояние многозубого инструмента. При нормальном процессе обработки индикаторы имеют зеленый цвет (количество горящих индикаторов соответствует количеству зубьев фрезы), некритический износ индицируется синим цветом, а критический – красным. Настройка параметров прибора выполняется при помощи клавиатуры и жидкокристаллического дисплея, на который так же выдаются диагностические сообщения.

Выводы

Была разработан и изготовлен экспериментальный прототип системы контроля вибраций при торцевом фрезеровании. Опытная эксплуатация прототипа системы контроля в цехе №7 ПАТ «Дружковский машзавод» на вертикально фрезерных станках ВМ127М выявила устойчивое увеличение стойкости инструмента. В результате использования программно-аппаратного комплекса было достигнуто повышение производительности до 5%, а так же сокращение расхода твердосплавного материала до 15%. Планируемый годовой экономический эффект от внедрения результатов работы составляет 38670 грн.

Перечень источников литературы: 1. Свинин Валерий Михайлович. Управление регенеративными автоколебаниями при фрезеровании на основе модуляции скорости резания. Автореф. дисс. на соискание ученой степени доктора технических наук. Иркутск 2008. – с.50. 2. Гаек М. Повышение эффективности торцевого фрезерования конструкционных сталей и чугунов путем стабилизации возмущающих факторов обработки.: Автореф. дисс. на соискание ученой степени д-ра техн.наук. М., 1995. -с. 46. 3. Исследование износа инструмента и спектра вибраций при фрезеровании // Э.И. «Режущие инструменты» Зарубежный опыт. Пер. с англ. Б.А. Мартынов. М., 1984. -№11.- с. 1-11.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, д.т.н., проф., ДДМА

**ПРАКТИЧЕСКОЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СПОСОБА ПОВЫШЕНИЯ
ЭФФЕКТИВНОСТИ АНАЛИЗА НЕСТАЦИОНАРНЫХ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТЕЙ В
ВИБРАЦИОННОМ СИГНАЛЕ ПРИ ТОРЦЕВОМ ФРЕЗЕРОВАНИИ**

Донченко Е.И.

Разработан и изготовлен программно-аппаратный комплекс контроля торцевого фрезерования путем анализа нестационарных последовательностей в вибрационном сигнале. Опытная эксплуатация подтвердила эффективность устройства.

**ПРАКТИЧНЕ ВИКОРИСТАННЯ СПОСОБУ ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ
АНАЛІЗУ НЕСТАЦІОНАРНИХ ПОСЛІДОВНОСТЕЙ У ВІБРАЦІЙНОМУ СИГНАЛІ ПРИ
ТОРЦЕВОМУ ФРЕЗЕРУВАННІ**

Донченко Є.І.

Розроблений і виготовлений програмно-апаратний комплекс контролю торцевого фрезерування шляхом аналізу нестационарних послідовностей у вібраційному сигналі. Дослідна експлуатація підтвердила ефективність пристрою.

**PRACTICAL USE METHOD OF INCREASE EFFICIENCY OF ANALYSIS NON-
STATIONARY SEQUENCES IN OSCILLATION SIGNAL AT BUTT-END MILLING**

Donchenko E.I.

Is Developed and made programmno-apparatnyy complex of vibrostabilizing of the butt-end milling by the analysis of non-stationary sequences in an oscillation signal. Installation and check-out phase confirmed efficiency of device.

Ключевые слова: торцевое фрезерование, диагностика, вибрации

Ключові слова: торцеве фрезерування, діагностика, вібрації

Keywords: butt-end milling, diagnostics, vibrations

РОЗДІЛ 4 МОДЕЛЮВАННЯ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ЕЛЕМЕНТІВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

УДК 621.923:621.90.17

Братан С.М., Сазонов С.Е., Бузько А.Л.
СевНТУ, г. Севастополь, Україна
tm@sevntu.com.ua

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ УДАЛЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПРИ ОБРАБОТКЕ АБРАЗИВНЫМИ ЛЕНТАМИ

Введение

Ленточное шлифование как разновидность абразивной обработки осуществляется резанием множеством абразивных зерен, нанесенных электростатическим методом и закрепленных на клеевой основе на гибкое тканевое, полиэфирное или бумажное основание ленты. Ленточное шлифование сочетает преимущества круглого, бесцентрового, плоского и фасонного шлифования. Наиболее заметны преимущества ленточного шлифования при обработке изделий сложной формы, больших размеров, из вязких и мягких материалов, вызывающих быстрое засаливание обычных шлифовальных кругов (титан и его сплавы, алюминий, медь и их сплавы и др.)

Шлифование фасонных поверхностей абразивными лентами осуществляется по методу «свободного копирования» с постоянным усилием прижима абразивной ленты к обрабатываемой поверхности. Этим достигается обеспечение условия слежения за изменяющейся кривизной обрабатываемой поверхности, и поддержание постоянными параметров режима обработки.

При обработке абразивными лентами съём материала в существенной степени осуществляется в пределах слоя, в котором распределена шероховатость [1, 2]. Для оценки съёма материала в зоне контакта абразивной ленты и заготовки необходимы стохастические модели взаимодействия абразивных зерен с поверхностным слоем заготовки. В настоящее время для назначения режимов при обработке материалов используют детерминированные модели или эмпирические формулы. Реальный процесс шлифования абразивными лентами имеет сложную стохастическую природу, поэтому использование существующих моделей для назначения режимов резания приводит к разбросу показателей качества изделий, не позволяет использовать все возможности процесса. Т.е. обеспечение качества и эффективности процесса шлифования абразивными лентами возможно на основе разработки стохастических моделей, учитывающих вероятностную природу процессов протекающих в зоне резания.

Цель работы

Таким образом, целью данной статьи является разработка стохастических нестационарных моделей съёма материала для процесса шлифования абразивными лентами.

Для достижения поставленной цели шероховатая поверхность детали представлена нормальной марковской функцией (марковским процессом). В соответствие с теорией выбросов [3] построены оценки нестационарной условной плотности распределения вероятностей прохождения трассы зерна в шероховатом слое детали.

Для построения математической модели, позволяющей оценивать происходящие явления необходимо математическое описание формы детали.

Основная часть

Наиболее простым является представление формы круглой детали в полярной системе координат с центром, расположенным в центре детали и углом ϕ , отсчитываемом от некоторой фиксированной точки, разложением в ряд Фурье

$$R(\phi) = R_0 + \sum R_i \cos(\omega_i \phi + \mu_i). \quad (1)$$

Представление формы детали в виде (1) справедливо вследствие периодического характера ее формы как функции ϕ . Конкретные значения соответствующих коэффициентов R_i , $i \in \{0..n\}$ могут быть определены в результате измерений соответствующих отстояний образующей детали от ее центра.

Для установившегося режима обработки можно считать, что деталь вращается с постоянной угловой скоростью ω и угол ϕ может быть определен как

$$\phi = \omega \cdot t + \mu_0 \quad (2)$$

Для высокочастотной составляющей уравнения (1) – компонентам с большими значениями i определение соответствующей фазы μ_i в силу ограниченной точности фиксации начальной точки производится со значительной погрешностью, имеющей случайный характер.

Целесообразно использовать представление энергетических спектров (спектров мощности) процессов $S(\omega)$, которые могут быть построены на основе уравнений Винера - Хинчина,

$$S(\omega) = \frac{2}{\pi} \int_0^{\infty} K(\phi) \cdot \cos(\omega \phi) d\phi, \quad K(\phi) = \int_0^{\infty} S(\omega) \cdot \sin(\omega \phi) d\omega, \quad (3)$$

однозначно связывающие корреляционные (взаимокорреляционные) функции $K(\phi)$ и энергетические спектры $S(\omega)$.

Определение конкретного вида корреляционной функции $K(\phi)$ для решения уравнения (3) может быть произведено по круглограмме детали.

Предпочтительным является представление зависимостей (1) в форме (3) как случайного процесса изменения радиуса как функции угла поворота, а, с учетом (2), и как функции времени. Эту зависимость можно моделировать одномерным марковским процессом, считая, что условная плотность вероятности $f(\phi_i, R_i, \phi_j, R_j)$, $\phi_i < \phi_j$ кроме общих условий, которым удовлетворяет всякая плотность вероятностей

$$f(\phi_i, R_i; \phi_j, R_j) > 0, \quad f(\phi_i, R_i; \phi_j, \pm\infty) = 0, \quad \int_{-\infty}^{\infty} f(\phi_i, R_i; \phi_j, R_j) dR_j = 1$$

удовлетворяет и соотношениям Чепмена-Колмогорова

$$f(\phi_i, R_i; \phi_j, R_j) = \int_{-\infty}^{\infty} f(\phi_i, R_i; \phi_k, z) f(\phi_k, z; \phi_j, R_j) dz$$

для любого $\phi_i \leq \phi_k \leq \phi_j$, отражающего факт «гладкости» - непрерывности изменения $R(\phi)$ - отсутствие разрывов функции и дифференциальным уравнениям в частных производных Фоккера-Планка-Колмогорова

$$\frac{\partial f}{\partial \phi_j} + \frac{\partial}{\partial R_j} [a(\phi_j, R_j) \cdot f] - \frac{1}{2} \frac{\partial^2}{\partial R_j^2} [b(\phi_j, R_j) \cdot f] = 0. \quad (4)$$

Функции $a(\phi_i, R_i)$ и $b(\phi_j, R_j)$ характеризуют изменчивость математического ожидания и дисперсии радиуса, соответственно. Для компактности записи опущены соответствующие аргументы плотности вероятности.

В предположении стационарности случайной функции, характеризующей радиус детали за период контакта, параметры уравнения (4) $a(\phi_i, R_i)$ и $b(\phi_j, R_j)$ не зависят от времени, причем $a(\phi_i, R_i)$ является линейной функцией радиуса детали, а b - постоянной величиной. В указанном случае решением системы (4) является плотность нормального

закона распределения реализации случайного стохастического процесса, а реализация $R(t)$ удовлетворяет дифференциальному уравнению вида

$$\frac{dR(\phi)}{d\phi} + \alpha \cdot R(\phi) = \beta \cdot \xi(\phi), \quad (5)$$

где $\xi(\phi)$ и $\beta = \sigma_R / \sigma$ - нормальный белый шум единичной интенсивности и интенсивность входного воздействия.

Решением стохастического уравнения (5) при начальном условии $R(0) = R_0$ является

$$R(\phi) = R_0 \exp(-\alpha\phi) + \beta \exp(-\alpha\phi) \int_0^{\phi} \exp[\alpha\xi(x)] dx \quad (6)$$

В соответствии (3), соотношению (5) следует спектральная плотность вида и корреляционная функция вида

$$S_R(\omega) = \frac{\alpha \cdot \sigma_R^2}{\pi(\omega^2 + \alpha^2)} \quad (7)$$

$$K_R(\phi) = \sigma_R^2 \cdot \exp(-\alpha \cdot |\phi|). \quad (8)$$

Справедливо и обратное. Нормальные стационарные процессы с корреляционными функциями вида (7) или спектральными плотностями (8) являются марковскими. К таким процессам или к n - мерным марковским процессам с более сложным описанием следует отнести основные классы нормальных случайных процессов при шлифовании, которые могут быть представлены энергетическими спектрами с дробно-рациональным представлением, рассмотренные в [3].

Вероятность того, что ордината марковского процесса $R(\phi)$ при прохождении режущей кромкой пути ϕ ни разу не выйдет за границы интервала (R_1, R_2) определится зависимостью

$$W(\phi) = \int_{R_1}^{R_2} w(\phi, y) dy, \quad (9)$$

где $w(\phi, R)$ удовлетворяет второму уравнению системы (4)

$$\frac{\partial w}{\partial \phi} + \frac{\partial}{\partial R} (aw) - \frac{1}{2} \frac{\partial^2}{\partial R^2} (bw) = 0, \quad (10)$$

с граничными и начальными условиями, $w(\phi, R_1) = w(\phi, R_2) = 0$ при $R \geq 0$, $w(\phi, R)|_{\phi=0} = \delta(R-x)$, если задано начальное значение ординаты x процесса $w(\phi, R)|_{\phi=0} = w(R)$, если задана плотность вероятности ординаты процесса при $\phi = 0+0$ (11)

Для вычисления коэффициентов $a(\phi, R)$ и $b(\phi, R)$ могут быть использовано соотношение (5) с учетом требований (4), приближенного разложения $\exp(-\alpha \cdot \Delta\phi) \approx 1 - \alpha \cdot \Delta\phi$ для $\alpha \cdot \Delta\phi \ll 1$ и учета стробирующих свойств дельта функции

$$a(\phi, R) = \lim_{\Delta\phi \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta\phi} \langle R(\phi + \Delta\phi) - R(\phi) | R(\phi) \rangle = \lim_{\Delta\phi \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta\phi} [\exp(\alpha \cdot \Delta\phi) - 1] = -\alpha R = a(R), \quad (12)$$

$$\begin{aligned}
 b(\phi, R) &= \lim_{\Delta\phi \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta\phi} \langle [R(\phi + \Delta\phi) - R(\phi)] R(\phi) \rangle = \lim_{\Delta\phi \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta\phi} \{ R^2 [\exp(\alpha \cdot \Delta\phi) - 1]^2 \\
 &+ \beta^2 \exp[-2\alpha(\phi + \Delta\phi)] \int_{\phi}^{\phi + \Delta\phi} \int_{\phi}^{\phi + \Delta\phi} \exp[\alpha(x + y)] \langle \xi(x) \xi(y) \rangle dx dy \} = \\
 &= \lim_{\Delta\phi \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta\phi} \beta^2 \exp[-2\alpha(\phi + \Delta\phi)] \frac{\Xi_0}{2} \int_{\phi}^{\phi + \Delta\phi} \int_{\phi}^{\phi + \Delta\phi} \exp[\alpha(x + y)] \delta(y - x) dx dy = \\
 &= \beta^2 \frac{\Xi_0}{2} = const,
 \end{aligned} \tag{13}$$

где $\langle \Psi(q) \rangle$ - математическое ожидание соответствующего аргумента (функции), а параметры α , β , Ξ соответствуют (5).

С учетом (12), (13) обратное уравнение Колмогорова (4) приобретает вид

$$\frac{\partial}{\partial t} w(\phi, R) = \alpha \frac{\partial}{\partial R} (Rw) + \frac{\beta^2 \Xi_0}{4} \frac{\partial^2}{\partial R^2} w, \tag{14}$$

которое может быть решено методом Гаусса представлением функции $w(R, \phi)$ в виде

$$w(\phi, R) = \Lambda(R) \cdot \Omega(\phi). \tag{15}$$

Деление левой и правой частей (14) на (15) приводит после соответствующих преобразований к системе обыкновенных дифференциальных уравнений:

$$\frac{1}{\Omega} \frac{\partial \Omega}{\partial \phi} = -\gamma^2, \quad \frac{1}{2} \frac{\partial^2}{\partial R^2} [b(R)\Lambda(R)] - \frac{\partial}{\partial R} [a(R)\Lambda(R)] + \gamma^2 \Lambda(R) = 0, \tag{16}$$

решением первого из которых является

$$\Omega(\phi) = \exp(-\gamma^2 \phi). \tag{17}$$

Второе уравнение системы (16) может быть определено известными методами решения обыкновенных дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами и для рассматриваемого случайного процесса

$$w(\phi, R) = w_{st}(R) \{ \Omega_0 + \sum_{n=1}^{\infty} \Lambda_n(R) \Omega_n \exp[-\gamma_n^2 (\phi - \phi_0)] \}, \tag{18}$$

где Ω_i - постоянные коэффициенты, $\Lambda_i(R)$ - ортонормированные собственные функции второго уравнения системы (16), соответствующие собственным значениям γ^2 , т.е.

$$\int \frac{\Lambda_i(R) \cdot \Lambda_j(R)}{w_{st}(R)} = \delta_{ij} = \begin{cases} 1 & \text{при } i = j \\ 0 & \text{при } i \neq j \end{cases}$$

При заданной начальной плотности вероятности $w(R, \phi) = w_0(R)$, коэффициенты Ω_n определяются как

$$\Omega_n = \int \frac{w_0(R) \Lambda_n(R)}{w_{st}(R)} dR,$$

а в случае заданной начальной ординаты процесса $w_0(R) = \delta(R - R_0)$ и

$$w(\phi, R) = \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\Lambda_n(R_0) \Lambda_n(R)}{w_{st}(R)} \exp[-\gamma_n^2 (\phi - \phi_0)], \quad \Lambda_0(R) = w_{st}(R), \quad \gamma_0 = 0.$$

Для рассматриваемого случая одномерного нормального Марковского процесса при начальном условии $R(0) = R_0$ решение может быть представлено в форме:

$$w(\phi, R |_{R_0, 0}) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma^2 [1 - \exp(-2\alpha\phi)]}} \exp \left\{ - \frac{[R - R_0 \exp(-\alpha\phi)]^2}{2\sigma^2 [1 - \exp(-2\alpha\phi)]} \right\}, \tag{19}$$

которая представляет собой нестационарную условную плотность вероятности. Из (19) непосредственно определяются нестационарное математическое ожидание и нестационарная дисперсия процесса:

$$\begin{aligned} M(\phi) &= R_0 \exp(-\alpha\phi) \\ D(\phi) &= \sigma^2 [1 - \exp(-2\alpha\phi)] \end{aligned} \quad (20)$$

В предположении больших величин

$$\phi \gg \frac{1}{\alpha}, \quad (21)$$

что справедливо, например, для случая торцевого шлифования, может быть получена и непосредственно использована установившаяся плотность условной вероятности, а ее параметры могут быть непосредственно оценены по соотношениям (19), (20), т.е.

$$w_{st}(R) = \frac{1}{\sigma\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{R^2}{2\sigma^2}\right), \quad \sigma^2 = \frac{\beta^2}{4\alpha} \Xi_0. \quad (22)$$

Соотношение (19) с учетом известной функции плотности вероятности распределения режущих кромок инструмента по глубине рабочего слоя $f(R)$, позволяет получить зависимость для плотности вероятности съема материала при обработке абразивными лентами в виде:

$$w(\phi, R) = w(\phi, R|_{R_0, 0}) \cdot f(R) \quad (23)$$

Выводы

Выражение (23) представляет собой стохастическое описание процесса съема материала при контактировании абразивной ленты и заготовки, и является основой для определения стохастических представлений основных технологических показателей процесса обработки абразивными лентами.

Перечень источников литературы: 1. Везуб В.Н. Шлифование абразивными лентами / В.Н. Везуб. – М.: Машиностроение, 1972. – 104 с. 2. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с. 3. Шероховатость поверхностей / А.П. Хусу, Ю.Р. Витенберг и др. – М: Наука, 1975. – 344 с. 4. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ УДАЛЕНИЯ МАТЕРИАЛА ПРИ ОБРАБОТКЕ АБРАЗИВНЫМИ ЛЕНТАМИ

Братан С.М., Сазонов С.Е., Бузько А.Л.

Приведена модель, которая представляет собой стохастическое нестационарное описание процесса съема материала при взаимодействии абразивной ленты и заготовки. Полученные зависимости являются основой для определения стохастических представлений основных технологических показателей процесса обработки абразивными лентами.

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ВИДАЛЕННЯ МАТЕРІАЛУ ПРИ ОБРОБЦІ АБРАЗИВНИМИ СТРИЧКАМИ

Братан С.М., Сазонов С.Є., Бузько А.Л.

Наведено модель, яка представляє собою стохастичний нестационарний опис процесу знімання матеріалу при взаємодії абразивної стрічки і заготовки. Отримані залежності являються основою для визначення стохастичних уявлень основних технологічних показників процесу обробки абразивними стрічками.

MODELING OF REMOVING MATERIAL FOR PROCESING BY ABRASIVE BELTS

Bratan S.M., Sazonov S.E., Buzko A.L.

A model, which is a non-stationary stochastic description of the process of removal material in the interaction of the abrasive belt and the workpiece. The dependences obtained are the basis for determining the stochastic representations of the main technological parameters of the processing of abrasive belts.

Ключевые слова: шлифование, абразивная лента, моделирование, съём материала, стохастическая модель.

Ключові слова: шліфування, абразивна стрічка, моделювання, знімання матеріалу, стохастична модель.

Keywords: grinding, abrasive belt, modeling, removal material, the stochastic model.

Данильченко Ю.М., Петришин А.І.
НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна
nmi-tm@ukr.net, yumd@i.ua

МОДЕЛЮВАННЯ ФОРМ КОЛИВАНЬ МЕХАНІЧНОЇ КОЛИВНОЇ СИСТЕМИ «ШПИНДЕЛЬНИЙ ВУЗОЛ-ОСНОВА»

Вступ

Динамічну якість шпиндельних вузлів оцінюють за динамічними характеристиками, основними з яких є частоти власних коливань і форми коливань на цих частотах. Основним призначенням цих характеристик є оцінка рівня коливань переднього кінця шпинделя, але вони можуть використовуватись і при порівнянні варіантів конструкцій. Найбільш показовими в цьому випадку є форми коливань на власних частотах. Так форми коливань і їх аналіз дозволяють наглядно уявити характер деформування основних елементів шпиндельного вузла по всій довжині шпинделя, що важливо для правильного конструювання шпиндельного вузла, зокрема для розміщення мас на шпинделі і вибору схеми розміщення підшипників його опор [1]. Доречним буде і припущення доцільності проведення такого аналізу для вибору конструктивних схем та умов закріплення шпиндельних вузлів на верстаті.

Методи розрахунку власних частот і форм коливань шпиндельних вузлів, як окремих механізмів загальновідомі [1], але визначення цих характеристик з врахуванням пружних і дисипативних зв'язків шпиндельного вузла з іншими вузлами верстата потребує розробки нових підходів до розрахунку. Так, переважна більшість досліджень в цьому напрямку стосується врахування умов закріплення в шпинделі інструмента або заготовки [1, 2, 3]. Питання ж врахування впливу на динаміку шпиндельного вузла його пружного закріплення на основі (станині верстату) на даний час вирішене лише для випадку визначення частот власних коливань системи «шпиндельний вузол-основа» [4].

Мета роботи

Метою цієї роботи є дослідження закономірностей впливу пружного закріплення шпиндельного вузла на основі (станині верстату) на форми коливань системи «шпиндельний вузол-основа».

Обчислення форм коливань системи «шпиндельний вузол-основа» ґрунтується на основних теоретичних положеннях робіт [5, 6] щодо розробки пружно-деформаційної моделі шпиндельного вузла як складної механічної коливної системи. Для складання рівнянь рівноваги в точках розмикання підсистем використовується метод динамічних податливостей [7]. Динамічні податливості підсистем визначаються із використанням методу початкових параметрів в матричній формі (методу перехідних матриць) [8].

Об'єкт дослідження

За об'єкт дослідження обрано шліфувальну головку ВС3 27-65.250 А. Корпус головки виконано у вигляді гільзи діаметром 65 мм і довжиною 250 мм. Вал шпинделя змонтовано на дуплексованих радіально-упорних кулькових підшипниках типу 36104К, зібраних за схемою “тандем-Х”. Попередній осьовий натяг підшипників створюється підпружиненою втулкою, встановленою в задній опорі. Загальне зусилля натягу становить – $2Q_0 = 280 \text{ Н}$.

Основна частина

Конструктивна і відповідна їй розрахункова схеми механічної коливної системи «шпиндельний вузол-основа» подана на рис. 1. Розрахункові схеми парціальних підсистем подані на рис. 2.

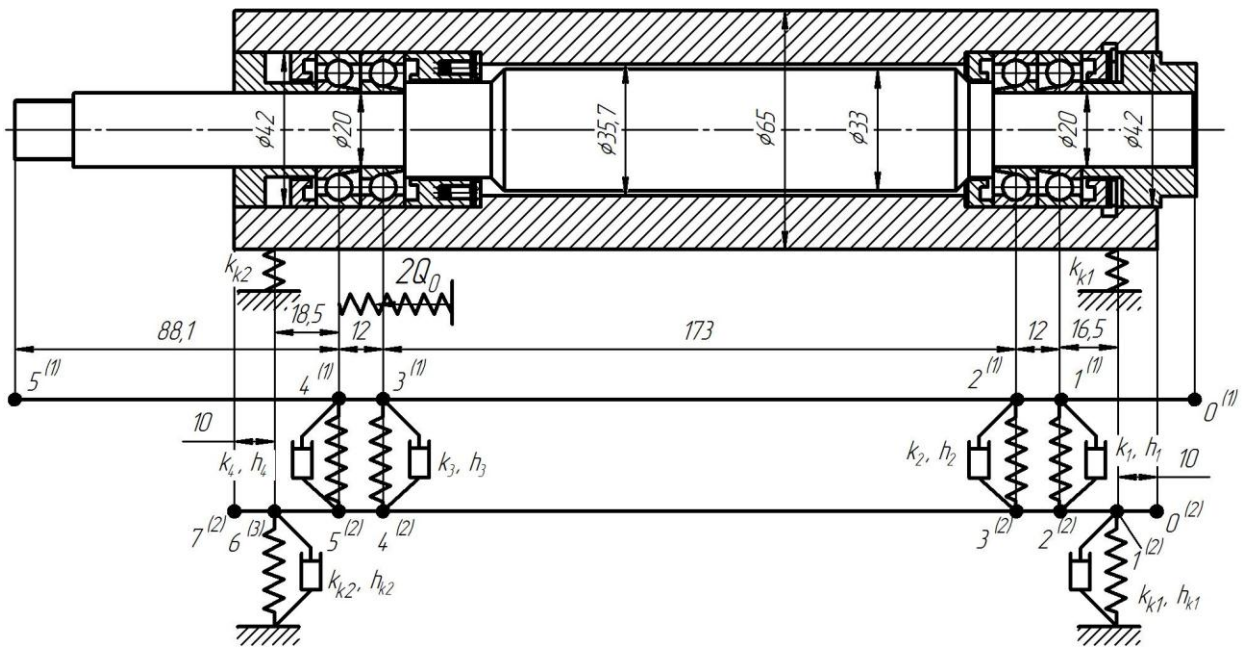


Рис. 1 - Конструктивна і розрахункова схеми системи «шпиндельний вузол – основа».

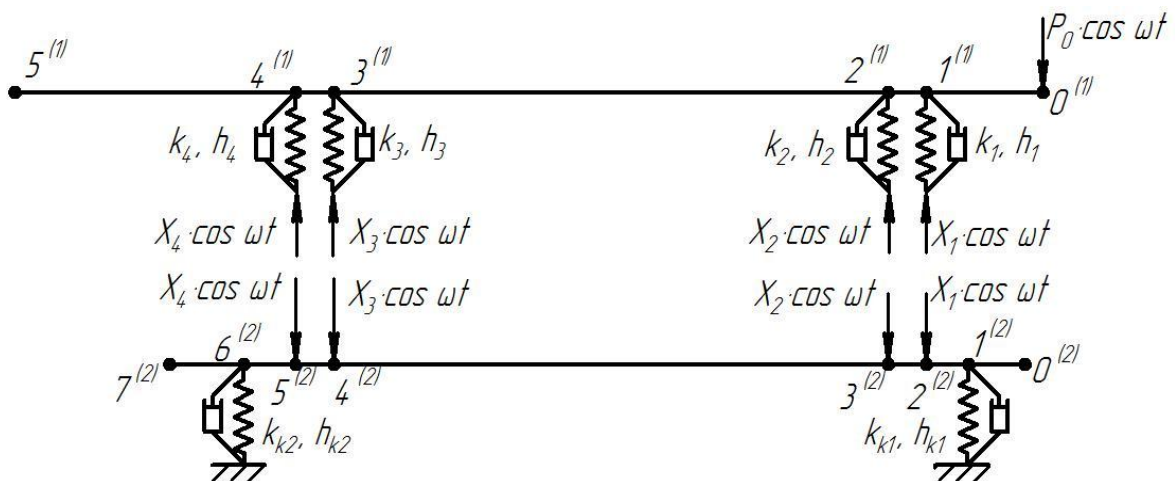


Рис. 2 - Схема роз'єднання системи «шпиндельний вузол – основа».

Перша підсистема (шпиндель, індекс $s = 1$) розглядається в вигляді стержня, що складається з п'яти ділянок з розподіленою масою. В перетинах $1^{(1)}$, $2^{(1)}$, $3^{(1)}$ и $4^{(1)}$ розміщені підшипники опор, які в розрахунковій схемі враховуються пружно-дисипативними зв'язками шпинделя з корпусом з жорсткостями k_1 , k_2 , k_3 , k_4 і коефіцієнтами демпфірування h_1 , h_2 , h_3 , h_4 відповідно.

Друга підсистема (корпус шпиндельного вузла, індекс $s = 2$) розглядається у вигляді порожнистого стержня (гільзи), що складається з семи ділянок з розподіленою масою. В перетинах $2^{(2)}$, $3^{(2)}$, $4^{(2)}$ и $5^{(2)}$ корпус з'єднується з шпинделем. В перетинах $1^{(2)}$ і $6^{(2)}$ корпус з'єднується з станиною верстату, що в розрахунковій схемі враховується опорами з жорсткостями k_{k1} , k_{k2} і коефіцієнтами демпфірування h_{k1} , h_{k2} .

Система рівнянь сумісності деформацій в точках розмикання підсистем має вигляд [4, 7]:

$$\begin{cases} X_1 \cdot \alpha_{11}^{12} + X_2 \cdot \alpha_{12}^{12} + X_3 \cdot \alpha_{13}^{12} + X_4 \cdot \alpha_{14}^{12} = \alpha_{1P} \\ X_1 \cdot \alpha_{21}^{12} + X_2 \cdot \alpha_{22}^{12} + X_3 \cdot \alpha_{23}^{12} + X_4 \cdot \alpha_{24}^{12} = \alpha_{2P} \\ X_1 \cdot \alpha_{31}^{12} + X_2 \cdot \alpha_{32}^{12} + X_3 \cdot \alpha_{33}^{12} + X_4 \cdot \alpha_{34}^{12} = \alpha_{3P} \\ X_1 \cdot \alpha_{41}^{12} + X_2 \cdot \alpha_{42}^{12} + X_3 \cdot \alpha_{43}^{12} + X_4 \cdot \alpha_{44}^{12} = \alpha_{4P} \end{cases}, \quad (1)$$

або в матричному вигляді $\mathbf{X} \cdot \mathbf{A} = \mathbf{\alpha}_P$,

де X_j – амплітуди гармонічних реакцій відкинутих зв'язків; α_{ij}^{ss} – гармонічні коефіцієнти впливу (коефіцієнти динамічної податливості) в точках роз'єднання системи на підсистеми s ($s = 1, 2$); α_{iP} – амплітуди переміщення точок прикладання реакцій X_i при дії одиничної гармонічної сили $P_0 \cdot \cos \omega t$, ($P_0 = 1$); \mathbf{X} – вектор амплітуд гармонічних реакцій X_j , $\mathbf{X} = (X_1, X_2, X_3, X_4)^T$; $\mathbf{\alpha}_P$ – вектор амплітуд гармонічних переміщень від дії сили $P_0 \cdot \cos \omega t$, $\mathbf{\alpha}_P = (\alpha_{1P}, \alpha_{2P}, \alpha_{3P}, \alpha_{4P})^T$; \mathbf{A} – матриця гармонічних коефіцієнтів впливу α_{ij}^{ss} :

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \alpha_{11}^{12} & \alpha_{12}^{12} & \alpha_{13}^{12} & \alpha_{14}^{12} \\ \alpha_{21}^{12} & \alpha_{22}^{12} & \alpha_{23}^{12} & \alpha_{24}^{12} \\ \alpha_{31}^{12} & \alpha_{32}^{12} & \alpha_{33}^{12} & \alpha_{34}^{12} \\ \alpha_{41}^{12} & \alpha_{42}^{12} & \alpha_{43}^{12} & \alpha_{44}^{12} \end{bmatrix},$$

де $\alpha_{11}^{12} = \alpha_{11}^{(1)} + \alpha_{22}^{(2)} + \frac{1}{k_1}$; $\alpha_{12}^{12} = \alpha_{12}^{(1)} + \alpha_{23}^{(2)}$; $\alpha_{13}^{12} = \alpha_{13}^{(1)} + \alpha_{24}^{(2)}$; $\alpha_{14}^{12} = \alpha_{14}^{(1)} + \alpha_{25}^{(2)}$;

$\alpha_{21}^{12} = \alpha_{21}^{(1)} + \alpha_{32}^{(2)}$; $\alpha_{22}^{12} = \alpha_{22}^{(1)} + \alpha_{33}^{(2)} + \frac{1}{k_2}$; $\alpha_{23}^{12} = \alpha_{23}^{(1)} + \alpha_{34}^{(2)}$; $\alpha_{24}^{12} = \alpha_{24}^{(1)} + \alpha_{35}^{(2)}$;

$\alpha_{31}^{12} = \alpha_{31}^{(1)} + \alpha_{42}^{(2)}$; $\alpha_{32}^{12} = \alpha_{32}^{(1)} + \alpha_{43}^{(2)}$; $\alpha_{33}^{12} = \alpha_{33}^{(1)} + \alpha_{44}^{(2)} + \frac{1}{k_3}$; $\alpha_{34}^{12} = \alpha_{34}^{(1)} + \alpha_{45}^{(2)}$;

$\alpha_{41}^{12} = \alpha_{41}^{(1)} + \alpha_{52}^{(2)}$; $\alpha_{42}^{12} = \alpha_{42}^{(1)} + \alpha_{53}^{(2)}$; $\alpha_{43}^{12} = \alpha_{43}^{(1)} + \alpha_{54}^{(2)}$; $\alpha_{44}^{12} = \alpha_{44}^{(1)} + \alpha_{55}^{(2)} + \frac{1}{k_4}$,

$\alpha_{iP} = P_0^{(1)} \cdot \alpha_{i0}^{(1)}$.

Локальні гармонічні коефіцієнти впливу $\alpha_{ij}^{(s)}$ визначаються відповідно до методики [4] з урахуванням дисипативних властивостей опор шпинделя та корпусу шпиндельного вузла (гільзи).

Власні частоти системи визначаються з умови:

$$\det \mathbf{A} = 0. \quad (2)$$

Амплітуди гармонічних реакцій відкинутих зв'язків X_j визначаються з системи рівнянь (1).

Форми коливань на частотах власних коливань визначаються за результатами розрахунку амплітуд гармонічних переміщень $q_i^{(s)}$ в характерних перетинах парціальних підсистем [6]:

– шпинделя ($s = 1$)

–

$$\begin{cases} q_0^{(1)} = -\alpha_{00}^{(1)} \cdot P_0 + \sum_{j=1}^4 \alpha_{0j}^{(1)} \cdot X_j \\ q_i^{(1)} = -\alpha_{i0}^{(1)} \cdot P_0 + \sum_{j=1}^4 \alpha_{ij}^{(1)} \cdot X_j \end{cases};$$

– корпуса шпиндельного вузла ($s = 2$)

$$q_i^{(2)} = -\sum_{j=1}^4 \alpha_{ij}^{(2)} \cdot X_j.$$

При побудові форм коливань підсистем в складі системи на частотах p_k власних коливань приймаємо амплітуду коливань в початковому перетині шпинделя $q_{0k}^{(1)}(p_k) = u_{0k}^{(1)} = 1$. Тоді відносні амплітуди коливань в інших перетинах підсистем отримаємо за залежністю:

$$u_{ik}^{(s)} = \frac{q_{ik}^{(s)}}{q_{0k}^{(1)}}.$$

При обчисленнях прийнято: жорсткість підшипників опор шпинделя $k_i = 115 \text{ Н/мкм}$, жорсткість опор корпуса шпиндельного вузла $k_{ki} = 300 \text{ Н/мкм}$.

Попередньо, за умовою (2) було визначено частоти власних коливань окремих парціальних підсистем і системи загалом. Отримано такі результати:

- для першої підсистеми: $p_1^{(1)} = 1280 \text{ Гц}$, $p_2^{(1)} = 1849 \text{ Гц}$;

- для другої підсистеми: $p_1^{(2)} = 1614 \text{ Гц}$, $p_2^{(2)} = 3046 \text{ Гц}$;

- для системи загалом: $p_1^{12} = 1242 \text{ Гц}$, $p_1^{12} = 1314 \text{ Гц}$, $p_1^{12} = 1614 \text{ Гц}$,
 $p_1^{12} = 1624 \text{ Гц}$.

Результати розрахунку і побудови форм коливань подані на рис. 3 і рис. 4.

Як видно з рис. 3-4, внаслідок закріплення шпиндельного вузла на основі спостерігається наступне:

- перша власна частота шпинделя знижується з 1280 Гц до 1242 Гц (перша власна частота системи) і при цьому форма коливань корпуса на цій частоті визначається формою коливань шпинделя. Крім того рівень коливань шпинделя в складі системи суттєво збільшується;

- друга власна частота шпинделя знижується з 1849 Гц до 1634 Гц (четверта власна частота системи). При цьому коливання шпинделя на цій частоті майже не впливають на форму коливань корпуса;

- перша власна частота коливання гільзи не змінюється і становить 1614 Гц (третя власна частота системи). При цьому коливання гільзи на цій частоті не впливають на форму коливань шпинделя;
- друга власна частота системи (1314 Гц) виникає лише в складі системи. При цьому форми коливань парціальних підсистем на цій частоті свідчать про взаємність їх впливу.

Таким чином аналіз форм коливань дозволяє оцінити не лише динамічну якість конструкції, але й результати взаємодій парціальних підсистем. Зокрема це можна використати для вирішення задач вібродіагностики системи, а саме для оцінки коливань шпинделя за результатами вимірювання коливань корпусу шпиндельного вузла.

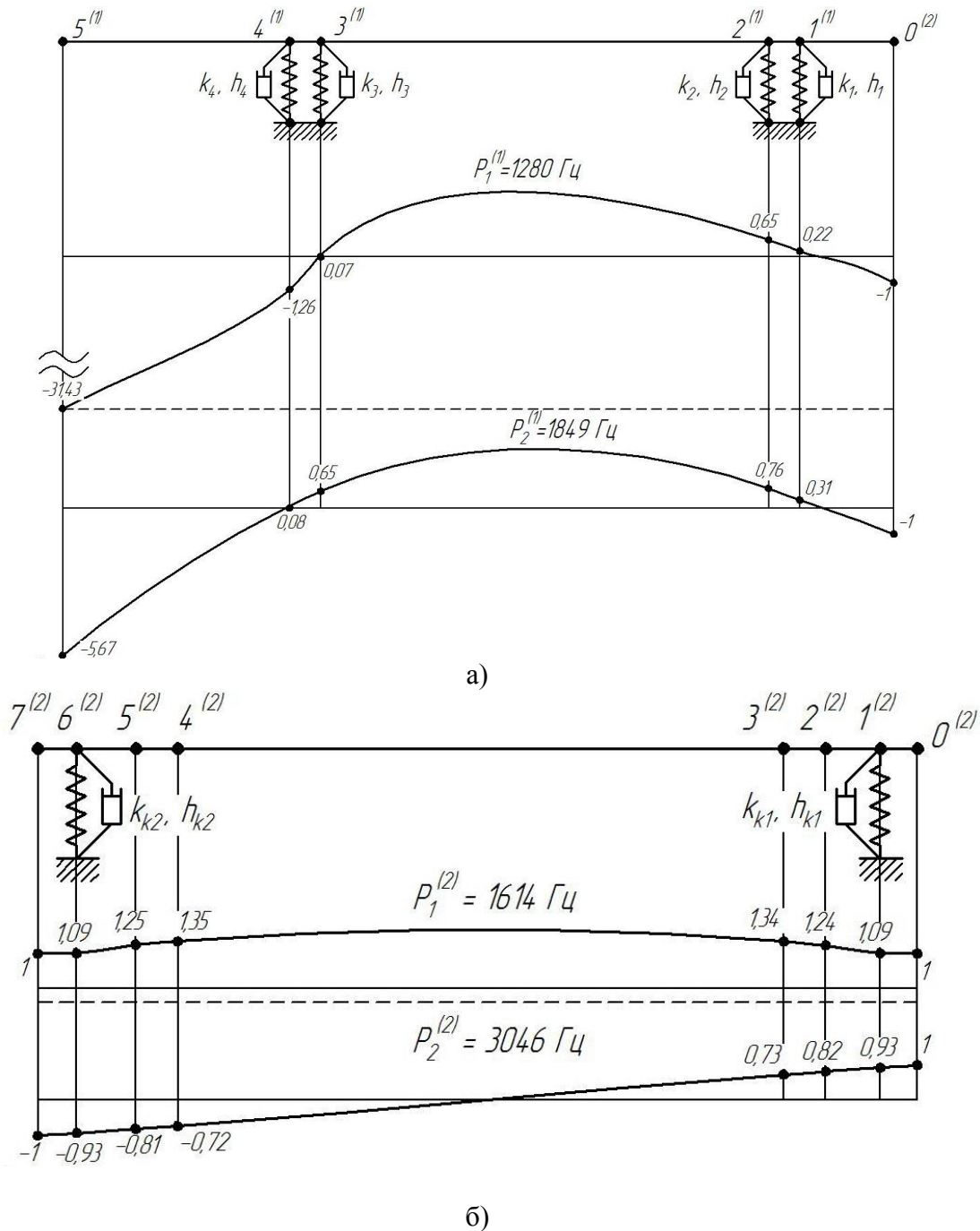


Рис. 3 – Форми коливань парціальних підсистем: а) шпиндель на підшипниках ($s = 1$); б) корпус шпиндельного вузла на основі ($s = 2$).

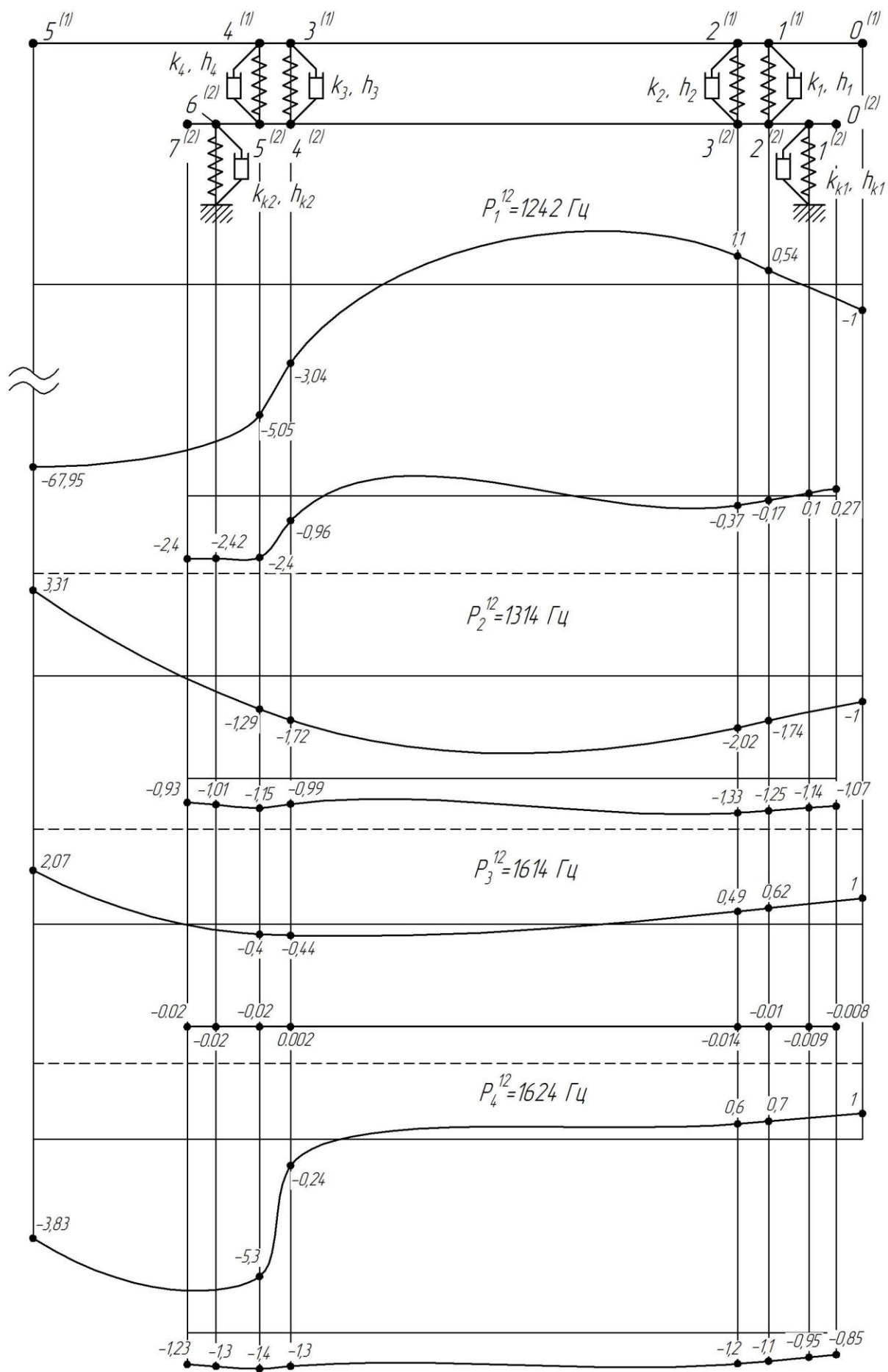


Рис. 4 – Форми коливань парціальних підсистем в складі системи.

Висновки

Закріплення шпindelного вузла на основі (станині верстата) призводить до суттєвих змін як частот власних коливань парціальних підсистем, так і форм їх коливань на цих частотах.

На різних частотах власних коливань спостерігається різний ступінь впливу парціальних підсистем на вид форм їх коливань – від відсутності впливу до очевидного взаємовпливу, що можна використати як діагностичну ознаку при оцінці динамічної якості системи.

Перелік джерел літератури: 1. Проектирование металлорежущих станков и станочных систем: Справочник-учебник. В 3-х т. Т.2. Ч.1. / Под общ. ред. А.С. Проникова. – М.: Машиностроение, 1995. – 371 с. 2. Хомяков В.С., Кочинев Н.А., Сабиров Ф.С. Моделирование и расчет динамических характеристик шпindelных узлов // Вестник УГАТУ. – Уфа: УГАТУ. – 2009. – Т.12. – № 2(31). – С. 69–75. 3. Данильченко Ю., Петров С., Піркл Д. Оцінка динамічної якості швидкохідних шпindelних вузлів на опорах кочення // Машинознавство. – Львів. – 2007. - № 8. – С. 36-41. 4. Данильченко Ю.М., Петришин А.І. Динамічний аналіз механічної коливної системи «шпindelний вузол-основа» // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – Краматорськ. – 2011. – №28. – С. 169-173. 5. Данильченко Ю.М. Узагальнена пружно-деформаційна модель шпindelного вузла // Наукові нотатки. Міжвузівський збірник (за напрямком “Інженерна механіка”). – 2002. – Вип. 11. – С. 126-131. 6. Данильченко Ю.М. Розрахунок форм вимушених коливань системи “шпindelний вузол” // Наукові нотатки. Міжвуз. зб. (за напр. “Інженерна механіка”) – Луцьк. – 2004. – Вип.15. – С. 57-64. 7. Бидерман В.Л. Прикладная теория механических колебаний: Учеб. пособие для вузов. - М.: Машиностроение, 1972. – 416 с. 8. Ивович В.А. Переходные матрицы в динамике упругих систем: Справочник. - М.: Машиностроение, 1981. – 183 с.

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

МОДЕЛЮВАННЯ ФОРМ КОЛИВАНЬ МЕХАНІЧНОЇ КОЛИВНОЇ СИСТЕМИ «ШПИНДЕЛЬНИЙ ВУЗОЛ-ОСНОВА»

Данильченко Ю.М., Петришин А.І.

Проведене теоретичне дослідження закономірностей впливу пружного закріплення шпindelного вузла на основі (станині верстату) на форми коливань системи «шпindelний вузол-основа». Розрахункова модель представлена у вигляді механічної коливної системи, що складається з двох підсистем: шпindelю на чотирьох опорах і корпусу, що базується на основі (станині) на двох опорах. Опори володіють пружно-дисипативними властивостями. Шпindel і корпус розглядаються як стержні із розподіленою масою. Для складання рівнянь рівноваги в точках розмикання підсистем використовується метод динамічних податливостей. Динамічні податливості підсистем визначаються із використанням методу перехідних матриць. Проведено обчислення частот власних коливань і форм коливань на власних частотах окремо для підсистем і для системи загалом. Показано, що аналіз форм коливань дозволяє оцінити не лише динамічну якість конструкції, але й результати взаємодій парціальних підсистем.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ФОРМ КОЛЕБАНИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ КОЛЕБАТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ «ШПИНДЕЛЬНЫЙ УЗЕЛ-ОСНОВАНИЕ»

Данильченко Ю.М., Петришин А.И.

Проведено теоретическое исследование закономерностей влияния упругого закрепления шпиндельного узла на основании (станине станка) на формы колебаний системы «шпиндельный узел-основание». Расчетная модель представлена в виде механической колебательной системы, которая состоит из двух подсистем: шпинделя на четырех опорах и корпуса, закрепленного на основании (станине) на двух опорах. Опоры владеют упруго-диссипативными свойствами. Шпиндель и корпус рассматриваются как стержни с распределенной массой. Для составления уравнений равновесия в точках размыкания подсистем используется метод динамических податливостей. Динамические податливости подсистем определяются с использованием метода переходных матриц. Проведен расчет частот собственных колебаний и форм колебаний на собственных частотах отдельно для подсистем и системы целиком. Показано, что анализ форм колебаний позволяет оценить не только динамическое качество конструкции, но и результаты взаимодействия парциальных подсистем.

MODE SHAPES MODELING OF MECHANICAL VIBRATION SYSTEM «SPINDLE UNIT - BASE»

Danylchenko Yu.M., Petryshyn A.I.

Theoretical research of regularity of influence of spindle unit that elastically fixed on foundation (machine bed) on mode shapes of “spindle unit-foundation” system has been carried out. Estimated model is presented as mechanical vibration system, which consists of two subsystems: spindle, mounted on four supports and spindle quill, that is mounted on foundation (machine bed) with two supports. Supports have elastic-dissipative properties. Spindle and spindle quill are considered as rods with distributed mass. Method of dynamical compliances is used for making out equilibrium equations in points of subsystems disconnection. Dynamical compliances of subsystems are determined by using transfer matrices method. Natural frequencies and natural modes are calculated separately for subsystems and entire system. It is shown that analysis of mode shapes allows to not only estimate dynamical quality of design, but results of partial subsystems interaction as well.

Ключові слова: динамічні характеристики, шпиндельний вузол, модель.

Ключевые слова: динамические характеристики, шпиндельный узел, модель.

Key words: dynamic characteristics, spindle unit, model.

СУЧАСНИЙ СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ СТВОРЕННЯ МОДЕЛІ ФАХІВЦЯ

Вступ

На теперішній час, розвиток і становлення української держави залежить від підготовки висококваліфікованого персоналу в різних сферах економіки. В той же час основним завданням нашої держави є прагнення до інтеграції в європейський освітній простір, в центрі уваги якого перебуває концепція якості системи вищої освіти. Це зумовлює необхідність розв'язання комплексу завдань, пов'язаних з реформуванням національної системи підготовки фахівців, яка б не тільки відповідала, але й перевищувала вимоги світових стандартів освіти.

Вирішенням проблеми підвищення якості освіти, зокрема вищої, займаються фахівці практично усіх вузів країни. Це, в першу чергу, зумовлено усвідомленістю концепції «Вуз це організація яка надає послуги з підготовки кадрів», а конкурентоздатність будь-якої організації – це орієнтація на вимоги зацікавлених сторін: студентів, як майбутніх конкурентоздатних фахівців; роботодавців, що прагнуть володіти компетентними кадрами; держави, яка шляхом соціальних, економічних та культурних перетворень прагне всебічного розвитку складових державного устрою, у т.ч. за рахунок підвищення якості загального рівня освіти населення; студентам, як колективу осіб, що зацікавлені в гарантованому місці першого працевлаштування; персоналу вузу, як колективу осіб, що зацікавлені в постійному високооплачуваному місці роботи; організацій - постачальників тепла, світла, канцелярських товарів та комп'ютерної техніки тощо, для яких вуз є «банальним» ринком збуту їх послуг та продукції. В той же час, треба пам'ятати, що підготовка кадрів в ВНЗ ґрунтується не лише на виконанні навчального плану підготовки фахівця, а включає й участь студентського та викладацького складу в науковій, освітній, спортивній та культурно-масовій роботі вузу. Таким чином, одним з шляхів становлення України, як держави – лідера, є вирішення науково-практичної проблеми з підготовки в умовах швидкозмінних вимог сьогодення якісних кадрів, що активно переймаються проблемами української державності.

Одним з шляхів вирішення цієї проблеми є розробка рекомендацій щодо моделювання професійної та соціальної діяльності фахівців, тобто розробка моделі фахівця, відповідно до якої повинна бути організована діяльність ВНЗ щодо його, в першу чергу, функціональної підготовки.

Метою цієї роботи є встановлення основних складових, що входять до моделі фахівця, на основі проведення досліджень різних наукових підходів щодо її розробки.

Дослідження поняття «модель фахівця»

Одним з перших поняття «модель» використав Г. Лейбніц ще в XVII столітті, розглядаючи її як зручну форму представлення знань про навколишній світ або є інформаційним еквівалентом конструйованого з певною практичною метою об'єкту.

Сьогодні, багато науковців в своїй практиці використовують різні моделі, як засіб пізнання об'єктів навколишнього світу. Це стосується і такої сфери життя, як підготовка майбутніх фахівців у ВНЗ, де широко застосовується поняття «модель фахівця», що вживається як опис характеристик випускника ВНЗ, який здатний вирішувати практичні завдання та проводити наукові дослідження в певній сфері.

В роботі [1] в якості поняття «модель фахівця» розуміється опис того, до чого має бути придатний фахівець й до виконання яких функцій він підготовлений та які якості повинен мати. Виходячи саме з цього поняття – модель фахівця виступає, як певний перелік всіх вимог, які висуває практика до випускника вузу, а отже, вона впливає на структуру навчального процесу та

на процеси управління якістю при підготовці конкурентоспроможних випускників вузу.

За результатами дослідження наукових робіт таких видатних вчених як Маркова А.К, Векслер В.А, Савельєва А.Я. [2-4] було встановлено, що модель фахівця доцільно розділити на дві окремі взаємодіючі моделі:

- модель діяльності фахівця, яка включає опис видів професійної діяльності, сфери й структури професійної діяльності, ситуацій професійної діяльності й способів їх вирішення, в тому числі типові професійні завдання й функції, професійні труднощі, типові робочі місця в установах, підприємствах та організаціях;

- модель особистості фахівця, що включає необхідні якості й властивості конкретного працівника та описує сукупність його якостей, які забезпечують успішне виконання практичних завдань, що виникають у виробничій сфері, а також самонавчання та саморозвиток працівника.

Смирнова О.Є. запропонувала модель фахівця поділити на дві самостійні моделі: модель діяльності та модель підготовки [5]. Об'єктами моделі діяльності виступають учні, які навчаються; об'єктами моделі підготовки – навчальні плани, програми, методики викладання та інше, що забезпечує підготовку конкретного фахівця. В роботі Лебедевої М.Б. [6] розроблену модель підготовки спеціаліста розділяє на два компонента: професійно-діяльнісну та особистісну.

Таким чином, модель фахівця можна представити як три окремі моделі, що взаємодоповнюють одна одну (рис. 1).



Рис. 1 - Основні складові моделі фахівця

Модель особистості фахівця – це опис сукупності його якостей, які забезпечують успішне виконання завдань, що виникають у виробничій сфері, а також самонавчання й

саморозвиток працівника. До важливих особистісних властивостей відносяться: можливість спілкуватися та плідно взаємодіяти з іншими людьми; безперервне здійснення саморозвитку, самоконтролю й самоосвіти; оцінювання власних поступків й коригування поведінки; володіння ціннісними орієнтирами; творчі підходи щодо вирішення будь-яких проблем; сумлінність; соціальну привабливість; єдність слова й діла; креативність; контактність; уміння взаємодіяти з іншими людьми та працювати в колективі; комунікабельність; духовність; особистісну культуру; творчість; нестандартне мислення; наявність мотивації до діяльності; творче та професійне зростання; гнучкість; адаптованість до будь-якої ситуації.

Модель підготовки фахівця – виходить з моделі спеціаліста та включає види навчальної та пізнавальної діяльності з оволодіння професійною діяльністю, навчальні плани і програми; виховні заходи; форми зв'язку з виробництвом; кваліфікаційні характеристики фахівців. У найбільш загальному вигляді модель підготовки фахівця являє собою вираження обсягу та структури соціальних, спеціально-професійних, організаційно-управлінських, морально-етичних знань, властивостей і навичок, необхідних для трудової діяльності, що знаходить своє відображення у змісті документів, котрі регламентують відповідну організацію навчального процесу.

Модель діяльності фахівця – це опис видів, сфери, структури та ситуацій професійної діяльності й способів їх вирішення, в тому числі: типові професійні завдання й функції, професійні труднощі, типові робочі місця в установах, підприємствах та організаціях.

Дослідження основних складових, що входять до складу моделі фахівця

Загальний досвід з підготовки конкурентоздатного фахівця вказує на необхідність врахування при здійсненні цієї діяльності наступних вимог:

- держави - формальний рівень освіти, спеціальність, кваліфікація тощо;
- ВНЗ - загальні кваліфікаційні вимоги до фахівця, оволодіння матеріалом, практичні навички та уміння тощо;
- діяльності - конкретні потреби в знаннях, уміннях та практичних навичках сучасного професійного середовища;
- професійного співтовариства - загальне призначення спеціаліста, професійно-значимі особисті психологічні якості, умови та обмеження діяльності фахівця й ін.;
- особистості - особистісні якості та якості фахівця, які актуалізуються й розвиваються в процесі професійної підготовки;
- вимоги ринку - характеристика фахівця з позиції ринку праці.

Таким чином, можна відокремити ряд факторів, що впливають на формування моделі фахівця в сучасних ринкових умовах (фактори впливу). Графічна інтерпретація факторів впливу представлена на рисунку 2.

До факторів впливу відносяться:

- аналіз ринку праці (запити роботодавців),
- вимоги до кваліфікації (на нормативному рівні),
- прогноз на майбутнє (зона найближчого розвитку кваліфікації),
- можливості освітньої установи (наявність необхідної технічної бази і педагогічних кадрів),
- фактори зовнішнього середовища (економічні, соціальні, політичні, культурні, технологічні).

Під впливом цих факторів формується сукупність знань, умінь, навичок і детальний опис усіх особистісних якостей спеціаліста, а також проектується навчальний модуль - освітня програма. Освітня програма включає в себе готовий

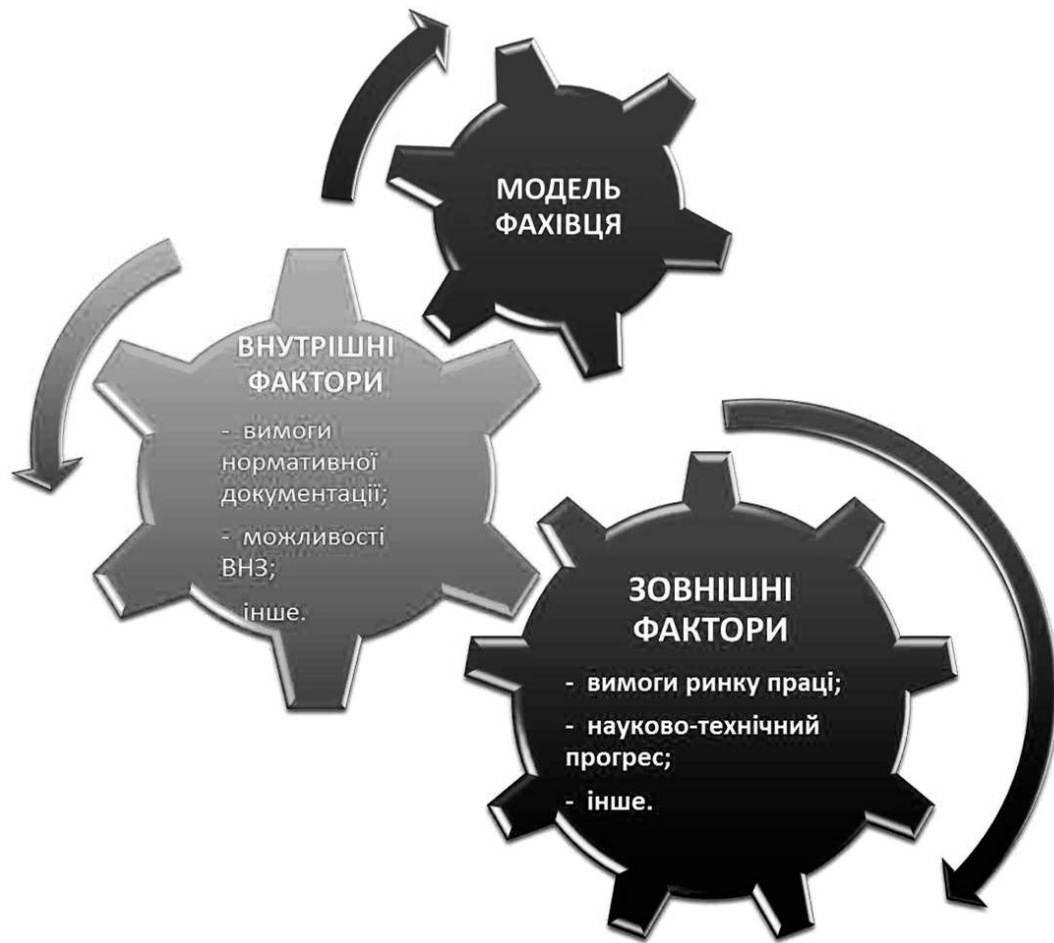


Рис. 2 – Фактори впливу на модель фахівця.

алгоритм навчального процесу, основною метою якого є формування професійних знань, вмінь і навичок та навчання їх використання в практичних ситуаціях. Загальна структура моделі фахівця та фактори впливу на неї представлені на рисунку 3.

Здійснення будь-якої діяльності потребує від людини оволодіння необхідними для неї засобами, що забезпечують отримання знань та вироблення в людини навичок і вмінь, користуючись якими вона досягає поставленої мети.

Через оволодіння певною сумою знань, умінь і навичок здійснюється перехід зі стану ненавченого в стан певної навченості. До 80-х рр.. ХХ століття традиційно вважалося, що зміст підготовки фахівця зводиться тільки до цих компонентів. Пізніше були виділені і інші компоненти. Формування загальнонавчальних умінь і навичок - один з пріоритетів сучасної освіти, що зумовлює успішність всього подальшого навчання.

Під знаннями в навчанні розуміють основні закономірності предметної області, що дозволяють людині вирішувати конкретні виробничі, наукові та інші задачі, тобто факти, поняття, судження, образи, взаємозв'язки, оцінки, правила, алгоритми, а також стратегії прийняття рішень у цій області [7].

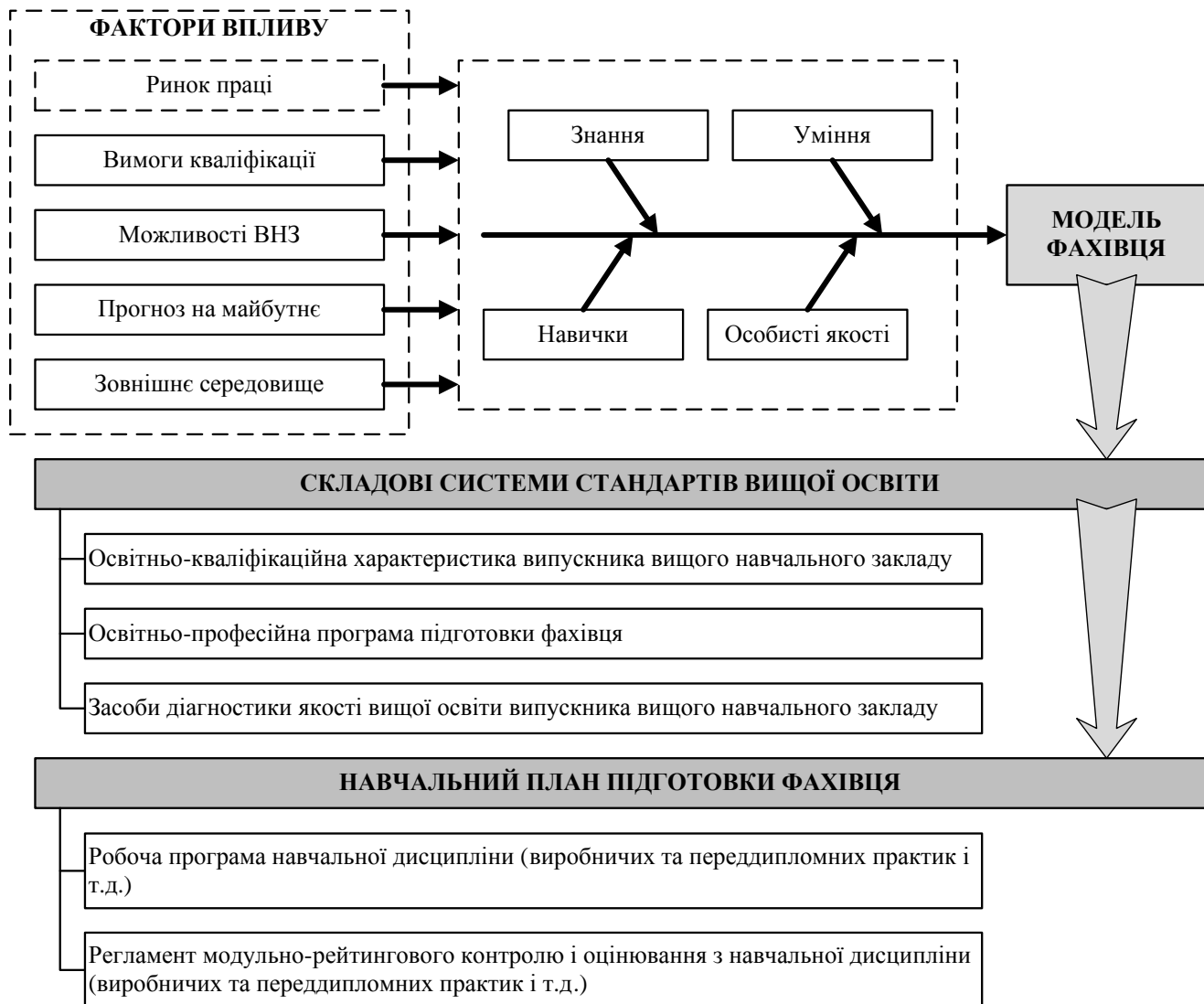


Рис. 3 – Загальна структура моделі фахівця та фактори впливу на неї

Знання - це елементи інформації, пов'язані між собою і з зовнішнім світом. Міцність засвоєння знань - одна з цілей навчання. Результатом міцного засвоєння є утворення стійких структур знань, що відображають об'єктивну реальність, коли учні (студенти) вміють актуалізувати і використовувати отримані знання. Однак на практиці ця мета досягається не завжди. Всім відомий студентський девіз - «Здати (іспит) і забути, як страшний сон» [8]. Якщо враховувати до цього (не зовсім якісних знань) ще й ту всім відому істину, що з часом знання (особливо ті, які використовуються на практиці рідко) забуваються, то в учнів може виникнути дуже хибна думка: «Навіщо витратити час (і гроші) на їх засвоєння?». Тому в учнів постійно повинна формуватися свідомість того, що потрібність тих чи інших знань виникне саме тоді, коли процес навчання у ВУЗі закінчиться і треба (можливо терміново) прийняти важливе практичне рішення.

Під *умінням* розуміють освоєний людиною спосіб виконання дії, забезпечений деякою сукупністю знань. Уміння виражається у здатності усвідомлено застосувати знання на практиці. Уміння – це готовність людини успішно виконувати певну діяльність, яка ґрунтується на отриманих знаннях і навичках.

Навички - це автоматизовані компоненти свідомої дії людини, які виробляються в процесі виконання практичних завдань або вправ. При їх виконанні і свідомому засвоєнні навичка

виникає як свідомо автоматизована дія і потім функціонує у якості автоматизованого способу її виконання. Якщо дана дія стала навичкою, то це означає, що індивід у результаті вправи придбав можливість здійснювати дану операцію майже автоматично, не роблячи її виконання своєю свідомою метою.

Метою навчання є отримання учнями професійних вмінь і навичок. Дослідження психологів показали, що набуті навички залишаються майже назавжди, вміння - на роки, а деякі теоретичні (в першу чергу декларативні) знання швидко забуваються. Тим не менш, у багатьох випадках саме міцність засвоєння як практичних, так і теоретичних знань є метою усіх проміжних етапів навчання.

Особистісними якостями повинен володіти випускник будь-якого вузу. Під особистісними якостями розуміють: відповідальність перед справою і людьми, сумлінність, соціопривабливість, єдність слова і справи, широку культуру тощо. Г.Б.Скок [9] під узагальненими особистісними якостями розуміє «фізичне, психічне і моральне здоров'я, досвідченість, загальнокультурну грамотність». Е.Ф.Зеер [10] виділяє в даному контексті креативність, контактність, самоконтроль, самостійність та ін. Р.Петрунева [9] відносить до особистісних професійних якостей все ті, які сприяють розкриттю і реалізації можливостей людини, формуванню його мотивів і інтересів.

У вітчизняній професійній педагогіці досягнення в даній області пов'язані з іменами Э.Ф.Зеера, Климова Е.А., В. Радіонова, Смирновой Є.Е., Тализіна Н.Ф., Г.В. Суходольського, С.Я. Батишева, Н.В. Кузьміна, А.К. Маркової, Є.І. Рогова, О.Ф. Вербило, Р.А. Гейзерської, В.Д. Шадрікова, А.А. Калмикова [1,5,10,15,17] та інших. Більшість названих авторів виділяють чотири складових моделі фахівця: професійні знання, уміння, навички та особові якості. В роботах В.И. Байденко, И.А. Зимньої, Н.В. Кузьминої, А.К. Маркової, С.А. Маруєва, Ю.Г. Татура,

Ю.В. Фролова [11,16] показано, що компетентність визначається як здатність застосовувати знання, вміння та особистісні якості для успішної діяльності в певній галузі. У цьому трактуванні закладено розуміння мотивації якості професійної діяльності. Здатність людини успішно виконувати ті чи інші професійні завдання означає, що він готовий це робити, не тільки тому що володіє необхідними знаннями, уміннями і навичками, а й тому що бажає займатися зазначеною професійною діяльністю та вдосконалювати свою майстерність [12].

Але існують науковці які розробляючи модель спеціаліста, включають до її складу інші елементи. Нижче наведені приклади.

Коваленко А.А. Мухіна А.О. і Рябикін С.А. [16] - кваліфікацію, яку розглядають як компетентність у поєднанні з соціальною поведінкою.

Ильязова М.Д. [18] одним із елементів моделі фахівця становить досвід, мотивацію та здібності.

Муратова Е.И та Климов А.М. [19] до основних структурних компонентів придатності людини до роботи додають: громадянські якості (моральний вигляд, ставлення до суспільства); ставлення до праці (інтереси і схильності до даної галузі трудової діяльності); загальна дієздатність (широта і глибина розуму, самодисципліна, самоконтроль, активність і т.д.); спеціальні здібності (пам'ять на аромати, музичний слух, просторове мислення і т.д.).

Висновки

На сьогоднішній день одним з головних завдань для України є підвищення якості освіти майбутніх фахівців, що зумовлено забезпеченням конкурентоспроможності держави на світовому ринку. Процеси інтеграції України до світової та європейської економік диктують державі нові умови та вимоги до підготовки фахівців. В той же час, сучасний ринок праці характеризується швидкозмінними вимогами споживачів щодо майбутніх працівників. Для вирішення цих завдань, на основі аналізу результатів проведених досліджень, в роботі

запропоновано використовувати модель фахівця.

Під поняттям «модель фахівця» запропоновано розуміти ідеал, еталон, образ фахівця, який потрібно реалізувати (створити) за час відведеного терміну навчання. Модель виступає системотворним чинником для відбору змісту освіти і форм його реалізації в учбовому процесі.

Запропоновано систему факторів, що впливають на формування моделі фахівця та на зміст освіти майбутнього спеціаліста.

Встановлено, що загальну модель фахівця доцільно моделювати відповідно до 3-х складових: модель підготовки фахівця, модель особистості та модель діяльності.

Таким чином, для формування вимог до змісту підготовки майбутнього фахівця необхідно розробити модель фахівця, яка повинна (на певний період часу підготовки фахівця) давати однозначні відповіді на такі питання: якими якостями повинен володіти випускник вищої школи, що він повинен знати і уміти, які межі його професійної діяльності. Спроектowana модель повинна задовольняти потреби суспільства в контексті ринкових перетворень.

Перелік джерел літератури: 1. Шадриков В.Д. Новая модель специалиста: инновационная подготовка компетентный подход // Высш. образование сегодня 2004, № 8. – С. 26-31. 2. Маркова А.К. Психология профессионализма. – М.: Междунар. гуманитар. фонд «Знание», 1996. С. 26-31 3. Векслер В.А. Проектирование информационной модели специалиста для системы дополнительного образования // Электронный научный журнал «Вестник Омского государственного педагогического университета» Выпуск 2007 4. Савельев А.Я. Модель формирования специалиста с высшим образованием [Электронный ресурс] – Режим доступа: <http://logopediya.com/books-pedagogika2/98-1.php> 5. Смирнова Е. Э. Пути формирования модели специалиста с высшим образованием / Смирнова Елена Эмильевна. – Л. : Изд-во ЛГУ, 1977. – 136 с. 6. Лебедева М.Б. Модель преподавателя информационных технологий: содержание и структура деятельности. Академический вестник института образования взрослых Российской Академии образования. Человек и образование 2005 г. 7. Ткачова М.С. Педагогічна психологія. Конспект лекцій. - М.: Вища освіта, 2008. - С. 72. 8. Косіхіна О.С. Теоретичні основи системно-структурного підходу до засвоєння знань / Наука і школа. - 2007. - № 1. - С. 79 9. Модель выпускника университета [Электронный ресурс] – Режим доступа: http://rudiplom.ru/articles/Model_vypusknika_universiteta.html 10. Зеер Э.Ф. Психология профессионального образования: учеб. пособие. – 2-е изд., перераб. – М.: Изд-во психолого-социального ин-та. Воронеж: Изд-во НПО «МОДЭК», 2003. 11. Фролова С.Л. Инновационное понимание модели специалиста как образа профессионального идеала. Педагогическое образование в России. 2010. № 2. 12. Татур Ю.Г. Компетентность в структуре модели качества подготовки специалиста // Высшее образование сегодня. 2004. № 3. С. 20-26. 13. Талызина Н.Ф. Теоретические основы разработки модели специалиста. – М.: Знание, 1986. – 108 с. 14. Ковалева А.А. Анализ профессиональной деятельности и проектирование инновационной модели специалиста машиностроительного комплекса/, А.О. Мухина, С.А. Рябикин. // Известия Самарского научного центра Российской академии наук, т. 13, №1(3), 2011. – С. 720-723 15. Климов Е.А. Психология профессионала: Избранные психологические труды / Е.А. Климов. М.: Издательство Московского психолого-социального института; Воронеж: Издательство НПО «МОДЭК», 2003.-456с.-(Серия «психологии России») 16. Ильязова М.Д. Вопросы методологии и методы формирования модели выпускника // Современные наукоемкие технологии №11, 2007. С. 106-107 17. Муратова Е.И., Климов А.М. Введение в специальность: Учебное пособие. Тамбов: Изд-во Тамб. гос. техн. ун-та, 2004. 64 с.

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

СУЧАСНИЙ СТАН І ПЕРСПЕКТИВИ СТВОРЕННЯ МОДЕЛІ ФАХІВЦЯ

Залога В.О., Івченко О.В., Бятова Н.О.

В роботі запропоновано використовувати модель фахівця. Під поняттям «модель фахівця» запропоновано розуміти ідеал, еталон, образ фахівця, який потрібно реалізувати (створити) за час відведеного терміну навчання. Модель виступає системотворним чинником для відбору змісту освіти і форм його реалізації в учбовому процесі. Запропоновано систему факторів, що впливають на формування моделі фахівця та на зміст освіти майбутнього спеціаліста.

СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ И ПЕРСПЕКТИВЫ СОЗДАНИЯ МОДЕЛИ СПЕЦИАЛИСТА

Залога В.О., Івченко О.В., Бятова Н.О.

В работе предложено использовать модель специалиста. Под понятием «модель специалиста» предложено понимать идеал, эталон, образ специалиста, который нужно реализовать (создать) за время отведенного срока обучения. Модель выступает системосоздающим фактором для отбора содержания образования и форм его реализации в учебном процессе. Предложена система факторов, которые влияют на формирование модели специалиста и на содержание образования будущего специалиста.

CURRENT STATUS AND PROSPECTS OF CREATING A MODEL OF SPECIALIST

Zaloha V.A., Ivchenko O.V., Byatova N.A.,

In this paper we proposed to use a model of specialist. The term "model of specialist" is proposed to realize as the ideal, reference and pattern of specialist which must implement (create) during the allocated period of training. The model acts as a system-creating factor for the selection of educational content and forms of its realization in the learning process. The system of factors is proposed that influence the formation of model of specialist and the educational content of future specialist.

Ключевые слова: модель, специалист, эталон, обучение, фактор, форма, процесс.

Ключові слова: модель, спеціаліст, еталон, навчання, фактор, форма, процес.

Key words: model, specialist, benchmark, study, factor, form, process

УДК 621.9

Ивченко Т.Г.
ДонНТУ, г. Донецк, Украина

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МУЛЬТИПЛИКАТИВНЫХ КРИТЕРИЕВ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Введение

Современные задачи повышения производительности и снижения себестоимости механической обработки деталей машин в машиностроительном производстве достаточно успешно решаются с использованием различных методов оптимизации процессов резания, в связи с чем, тема представленной работы весьма актуальна.

В настоящее время для оптимизации режимов резания широко используются методы линейного и нелинейного программирования [1, 2], позволяющие осуществлять одновременную оптимизацию скорости резания и подачи с учетом действующих при резании ограничений по критериям максимальной производительности или минимальной себестоимости. Однако эти методы позволяют решать лишь задачи однокритериальной оптимизации режимов резания.

Сравнительный анализ результатов расчетов оптимальных режимов резания по критерию максимальной производительности методом линейного программирования (МЛП) и по критерию минимальной себестоимости методом геометрического программирования (МГП), выполненных в работе [3], свидетельствует о существенном различии оптимальных по разным критериям значений скорости резания.

Современные тенденции в оптимизации режимов резания направлены на решение многокритериальных задач, обеспечивающих одновременное улучшение параметров обработки по различным критериям. Одним из направлений многокритериальной оптимизации является использование мультипликативных критериев свертки, позволяющих различные критерии оптимизации привести к единому критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание каждого из них.

Для практического использования представляет интерес возможность выполнения аналитических расчетов оптимальных режимов резания, что достаточно просто обеспечивается методом геометрического программирования. Методика оптимизация режимов резания с использованием МГП, представленная в работе [4], дает аналитическое решение для определения оптимальных режимов резания при точении по критерию минимальной себестоимости. Представляет интерес дальнейшее развитие МГП применительно к задачам многокритериальной оптимизации с применением мультипликативных критериев.

Цель работы

Цель представляемой работы – с использованием МГП разработать методику определения оптимальных режимов резания по мультипликативному критерию свертки, обеспечивающему наилучшее сочетание критериев максимальной производительности и минимальной себестоимости обработки.

Основная часть

В представляемой работе в качестве критерия оптимизации принимается переменная часть себестоимости обработки детали режущим инструментом, зависящая от режимов резания, отнесенная к производительности обработки, выраженной площадью обработанной поверхности:

$$N = At_o + At_{\bar{n}}t_o / TnS, \quad (1)$$

где A - себестоимость станко - минуты, t_o - основное время обработки; t_c - время смены инструмента; T - стойкость инструмента, S – подача; n – частота вращения детали.

При решении задачи двухпараметрической оптимизации, то есть определения оптимальных значений скорости резания и подачи с заданной глубиной резания в условиях однопроходной обработки, целевая функция, с учетом известных соотношений основного времени обработки и стойкости инструмента с режимами, имеет вид:

$$C = V^{-2}S^{-2} + MV^{k_V-1}S^{k_S-1}, \quad (2)$$

где $M = (t_c + A_u/A)t^{x/m}/C_T$; $k_V = 1/m - 1$; $k_S = y/m - 1$; A - себестоимость станка - минуты, A_u - стоимость одного периода стойкости инструмента; t_c - время смены инструмента; C_T - коэффициент и x, y, m - показатели, характеризующие степень влияния глубины t , подачи S и стойкости T на скорость V .

Для чернового точения наиболее распространенным является ограничение по прочности пластины режущего инструмента:

$$C_1 S^{y_p} \leq 1, \quad (3)$$

где коэффициент для точения $C_1 = C_P K_P t^{x_p} / 34\bar{n}^{1.35} t^{0.77} (\sin 60^\circ / \sin \varphi)^{0.8}$;

c - толщина пластины φ - главный угол в плане; C_P, K_P - коэффициенты и x_p, y_p - показатели, характеризующие степень влияния глубины и подачи на силу резания P_z , определяемые в зависимости от условий обработки.

Для чернового и чистового растачивания в связи с возможным значительным вылетом державки расточного инструмента необходимо учитывать ограничение по жесткости режущего инструмента:

$$C_2 S^{y_p} \leq 1, \quad (4)$$

где коэффициент для растачивания $C_2 = 4C_P K_P t^{x_p} l^3 / f_p E d^4$;

l - вылет державки резца; d - диаметр оправки (размер державки резца); E - модуль упругости материала державки резца; f_p - допустимая стрела прогиба резца: для черновой обработки $f_p = 0,1$ мм; для чистовой - $f_p = 0,05 \dots 0,03$ мм.

Для чистового точения и растачивания необходимо учитывать ограничение по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности R_a :

$$C_3 S^{k_1} V^{k_3} \leq 1, \quad (5)$$

где коэффициент для чистового точения и растачивания $C_3 = k_0 r^{k_2} / R_a$;

k_0, k_1, k_2, k_3 - коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи S , радиуса при вершине r , скорости V на шероховатость обработанной поверхности R_a ; k_0, k_1, k_2, k_3 - коэффициент и показатели, характеризующие степень влияния подачи S , радиуса при вершине r , скорости V на шероховатость обработанной поверхности R_a .

Математическая модель задачи оптимизации скорости резания и подачи при точении представляется следующим образом:

1) прямая задача МГП - минимизировать

$$g(V, S) = V^{-2}S^{-2} + MV^{k_V-1}S^{k_S-1} \quad (6)$$

при ограничениях $V > 0, S > 0, M > 0$;

2) двойственная задача МГП - максимизировать

$$V(W) = \left(\frac{1}{W_{01}} \right)^{w_{01}} \left(\frac{M}{W_{02}} \right)^{w_{02}} C_i^{w_{11}} \quad (7)$$

при ограничениях по прочности пластины и жесткости режущего инструмента

$$\begin{aligned} W_{01} + W_{02} &= 1; \\ -2W_{01} + (k_V - 1)W_{02} &= 0; \\ -2W_{01} + (k_S - 1)W_{02} + y_p W_{11} &= 0. \end{aligned} \quad (8)$$

по предельно допустимой шероховатости обработанной поверхности

$$\begin{aligned} W_{01} + W_{02} &= 1; \\ -2W_{01} + (k_V - 1)W_{02} + k_3W_{11} &= 0; \\ -2W_{01} + (k_S - 1)W_{02} + k_1W_{11} &= 0. \end{aligned} \quad (9)$$

Согласно МПП на первом этапе оптимизации скорости резания и подачи решается система линейных уравнений для определения коэффициентов весомостей W_{01} , W_{02} , W_{11} .

Для черновой обработки:

$$W_{01} = 1 - 2m; W_{02} = 2m; W_{11} = \frac{(1 - 2m)y_v + 2m - y_v}{my_p}. \quad (10)$$

Для чистовой обработки:

$$\begin{aligned} W_{01} &= \frac{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1}{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1 + k_3 - k_1}; \\ W_{02} &= \frac{k_3 - k_1}{(k_S - 1)k_3 - (k_V - 1)k_1 + k_3 - k_1}; W_{11} = \frac{W_{01}k_V - (k_V - 1)V}{k_3}. \end{aligned} \quad (11)$$

Для сравнения представлены результаты расчетов этих коэффициентов для критерия минимальной себестоимости [4]:

$$W_{01} = 1 - m; W_{02} = m; W_{11} = \frac{1 - y_v}{y_p}.$$

$$W_{01} = \frac{k_S k_3 - k_V k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1}; W_{02} = \frac{k_3 - k_1}{k_S k_3 - k_V k_1 + k_3 - k_1}; W_{11} = \frac{W_{01}(1 + k_V) - k_V}{k_3}.$$

На основании найденного экстремума целевой функции $V(W)$ составляется система линейных уравнений для определения оптимальных режимов резания:

$$\begin{cases} V(W)W_{01} = V^{-2}S^{-2}; \\ V(W)W_{02} = MV^{k_V - 1}S^{k_S - 1}. \end{cases} \quad (12)$$

В результате решения этой системы и подставки рассчитанных значений коэффициентов весомостей W_{01} , W_{02} , W_{11} (6), определяются оптимальные подача S_o и скорость резания V_o :

$$S_o = C11^{-1/y_p}; V_o = \left(\frac{2m}{(1 - 2m)M} \right)^m S_o^{-y_v}; V_{o1} = \left(\frac{2m}{(1 - 2m)M} \right)^m C11^{y_p}. \quad (13)$$

Для сравнения представлены результаты расчетов оптимальных подачи S_{o1} и скорости резания V_{o1} для критерия минимальной себестоимости [4]:

$$S_{o1} = C11^{-1/y_p}; V_{o1} = \left(\frac{m}{(1 - m)M} \right)^m S_{o1}^{-y_v}; V_{o1} = \left(\frac{m}{(1 - m)M} \right)^m C11^{y_p}.$$

Примеры определения оптимальных скорости резания V и подачи S , обеспечивающих минимальное соотношение себестоимости и производительности, приведены для чернового растачивания основного отверстия корпуса диаметром $D=100$ мм, длиной $L = 250$ мм из серого чугуна СЧ20 (НВ 190).

Условий чернового растачивания: резцы ВК8 (передний угол $\gamma = 0^\circ$; главный угол резца в плане $\varphi = 45^\circ$); глубина резания $t = 4$ мм; толщина пластины $s = 4,76$ мм; стоимость станкоминуты $A = 5$ коп/мин; стоимость 1 периода стойкости инструмента $A_u = 15$ коп/период; время смены инструмента $t_c = 1$ мин.

Для заданных условий обработки коэффициенты весомости: $W_{01} = 0,6$; $W_{02} = 0,4$; $W_{11} = 2,13$; оптимальные режимы резания $V_o = 100$ м/мин; $S_o = 0,62$ мм/об.

Для сравнения представлены результаты расчетов оптимальных подачи S_{01} и скорости резания V_{01} для критерия минимальной себестоимости [4]: коэффициенты весомости: $W_{01} = 0,8$; $W_{02} = 0,2$; $W_{11} = 1,07$; оптимальные режимы резания $V_o = 83$ м/мин; $S_o = 0,62$ мм/об.

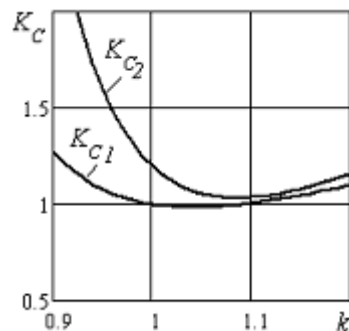


Рис.1 – Зависимость коэффициента изменения себестоимости обработки от степени отклонения режимов резания от оптимальных k

Коеффициент изменения себестоимости обработки при отклонении выбранных режимов резания от их оптимального значения $S = kS_o$, $V = kV_o$. (k – степень отклонения) [4], представленный на рис. 1, свидетельствует о том, что минимальная себестоимость обработки имеет место при $k = 1$, то есть при оптимальных по себестоимости режимах резания (кривая K_{C1}). При отклонении режимов резания, как в меньшую, так и в большую сторону от оптимальных, себестоимость увеличивается. Рассмотренный мультипликативный критерий (кривая K_{C2}), также как и критерий себестоимости, имеет экстремум – минимум (кривая K_{C2}), однако для этого критерия оптимальные режимы резания, а также себестоимость и производительность обработки выше (в 1,1 раза).

$$K_C = W_{01}k^{1-y_v+y_pW_{11}} + W_{02}k^{-k_V(1-y_v+y_pW_{11})+k_S-k_V} = K_1 + K_2. \quad (14)$$

Вывод

Таким образом, представленная методика позволяет для любых условий течения выполнять расчеты оптимальных режимов резания по мультипликативному критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание критериев максимальной производительности и минимальной себестоимости обработки себестоимость обработки. Разработанная методика определения оптимальных режимов резания может быть использована для любых видов обработки.

Перечень источников литературы: 1. Старков В.К. Обработка резанием. Управление стабильностью и качеством в автоматизированном производстве. - М.: Машиностроение. 1989. - 296с. 2. Оптимизация и управление процессом резания: / О.С. Кроль, Г.Л. Хмеловский. – К.: УМК ВО, 1991. – 140с. 3. Івченко Т.Г., Полякова Є.В. Двохкритеріальна оптимізація режимів різання під час обробки чавунів інструментами з надтвердих матеріалів // Прогресивные технологии и системы машиностроения:– Донецк: ДонНТУ, 2011. Вып. 41. – С.152-158. 4. Івченко Т. Г. Использование метода геометрического программирования для расчета оптимальных режимов резания при точении / Т.Г.Ивченко Научный вестник ДГМА. – Краматорск: ДГМА, 2011. – №2 (8 Е). С.110-116.

Рецензент: Гузенко В.С., к.т.н., проф. ДДМА

ВИКОРИСТАННЯ МУЛЬТИПЛІКАТИВНИХ КРИТЕРІЇВ ПРИ ОПТИМІЗАЦІЇ РЕЖИМІВ РІЗАННЯ

Ивченко Т.Г.

У цій статті представлена методика, що дозволяє для будь-яких умов точіння виконувати розрахунки оптимальних режимів різання за мультиплікативним критерієм, забезпечиваючому найкраще поєднання критеріїв максимальної продуктивності і мінімальної собівартості обробки собівартість обробки. Розроблена методика визначення оптимальних режимів різання може бути використана для будь-яких видів обробки.

ИСПОЛЬЗОВАНИЕ МУЛЬТИПЛИКАТИВНЫХ КРИТЕРИЕВ ПРИ ОПТИМИЗАЦИИ РЕЖИМОВ РЕЗАНИЯ

Ивченко Т.Г.

В данной статье представлена методика, позволяющая для любых условий точения выполнять расчеты оптимальных режимов резания по мультипликативному критерию, обеспечивающему наилучшее сочетание критериев максимальной производительности и минимальной себестоимости обработки себестоимость обработки. Разработанная методика определения оптимальных режимов резания может быть использована для любых видов обработки.

USING OF MULTIPLICATIVE CRITERIA FOR OPTIMIZATION OF CUTTING MODES

Ivchenko T.G.

Methodology, allowing for any terms of sharpening to execute the calculations of the optimal modes of cutting on a multiplicative criterion providing the best combination of criteria of burst performance and minimum prime price of treatment prime price of treatment, is presented in this article. The worked out methodology of determination of the optimal modes of cutting can be used for any types of treatment.

Ключові слова: методика, критерій, продуктивність, обробка, собівартість.

Ключевые слова: методика, критерий, производительность, обработка, себестоимость.

Keywords: methodology, criterion, productivity, treatment, prime price.

УДК621.83

Брошак І.І, Луців І.В.

Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

БАГАТОФАКТОРНИЙ АНАЛІЗ МЕХАНІЧНИХ ОБМЕЖУВАЛЬНИХ СИСТЕМ

Постановка проблеми

В техніці на сьогоднішній день не існує чіткої системи створення машин і механізмів за допомогою синтезу, що ґрунтується на використанні баз знань і обчислювальних систем. Для здійснення синтезу є необхідним створити відповідні інформаційні бази, які можна створити в результаті багатопараметричного аналізу. В нашому випадку розглядаються обмежувальні механізми, які служать для задання певних технологічних і експлуатаційних параметрів машин.

Аналіз останніх досліджень

Результати досліджень механізмів, що задають певні обмеження при функціонуванні машин, викладено у працях С.Н. Кожевнікова, В.О. Малащенко, В.С. Полякова, І.Д. Барабаша та інших [1–6]. Попри проведені дослідження у даній галузі залишається ряд питань, які вимагають додаткових досліджень.

Постановка завдання

Оскільки основна маса механізмів мають обертові рухи, то і обмежувальні механізми в основному складаються із запобіжних муфт, поряд з тим існує велика кількість механізмів, які обмежують величину граничного зусилля. Тому необхідно провести чітке розмежування даних механізмів і розробити систему багатопараметричного аналізу обмежувальних механічних систем.

Виклад основного матеріалу

Механічні обмежувальні системи можна розмежувати як механізми обмеження граничної швидкості та механізми обмеження граничного зусилля (моменту сили). Основне їх призначення – підвищення надійності машин, зменшення їх маси та собівартості.

Муфти граничної швидкості роз'єднують вали або обмежують величину моменту, що передається, при зростанні швидкості обертання ведучого вала вище заданого граничного значення. Такі муфти використовуються рідко і зазвичай виконуються у вигляді нормально замкнутих відцентрових самокерованих муфт.

Муфти граничного моменту та механізми граничного зусилля не допускають передачу моменту та сили, що перевищують задане граничне значення.

В залежності від способів відімкнення та відновлення передачі руху механізми діляться на такі групи:

1. Механізми, що розмикають передачу руху з неавтоматичним його відновленням.

При спрацюванні таких механізмів кінематичний ланцюг розмикається, а енергія після відімкнення не передається (табл.1, поз.1). Відновлення з'єднання здійснюється шляхом заміни зрізаного штифта на цілий.

2. Механізми, що розмикають передачу руху з автоматичним його відновленням (табл. 1, поз.2). При спрацюванні муфти кінематичний ланцюг розмикається і замикається один або декілька разів за кожен оберт. Енергія, яка витрачається на розмикання, частково повертається при замиканні муфти. Частина енергії, яка поглинається муфтою (передається з валу на вал), порівняно мала і витрачається на роботу тертя та удари.

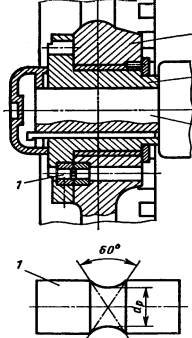
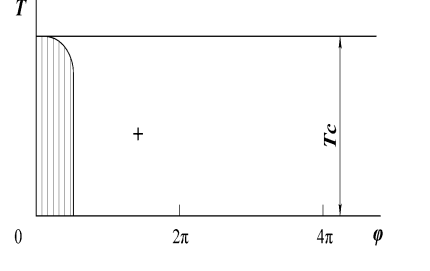
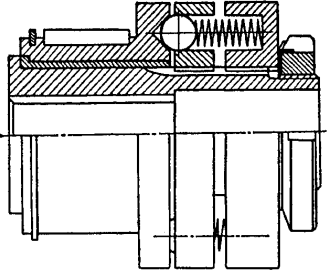
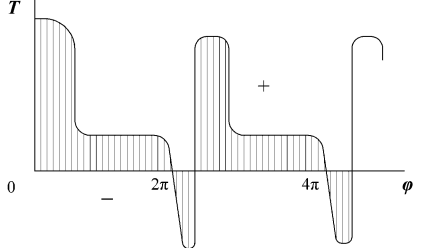
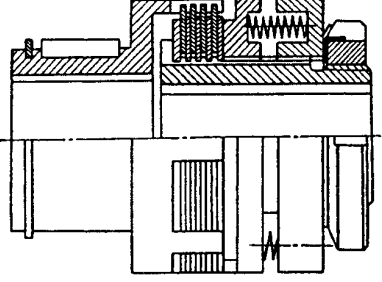
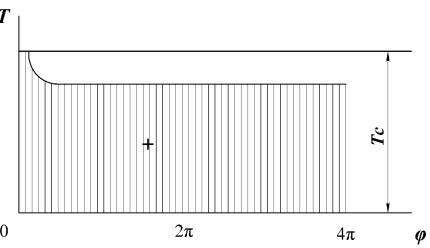
Муфти виконуються пружинними – кулачковими, кульковими, роликowymi та ін.. Вони бувають регульованими з осьовим та нерегульованими з радіальним розташуванням пружин. Спряжені робочі поверхні деталей муфт гартуються до високої твердості.

3. Механізми, що поглинають енергію руху з автоматичним його відновленням (табл. 1, поз.3).

При спрацьовуванні такого механізму (муфти) потік енергії в кінематичному ланцюзі муфти не припиняється. Кількість енергії, яку поглинає муфта, значна і визначається моментом проковзування. Муфти виконуються фрикційними (дисковими та конусними). До цієї ж групи слід віднести електромагнітні та гідродинамічні муфти.

Таблиця 1

Обмежувальні механізми в залежності від способів відімкнення та відновлення передачі руху

№ з/п	Назва	Конструктивна схема	Зміна моменту, що передається, в процесі спрацювання запобіжного механізму
1	Механізми, що розмикають передачу руху з неавтоматичним його відновленням		
2	Механізми, що розмикають передачу руху з автоматичним його відновленням		
3	Механізми, що поглинають енергію руху з автоматичним його відновленням		

Виходячи з проведеного аналізу, можна запропонувати такі основні характеристики запобіжних пристроїв та муфт:

1. Коефіцієнт точності, що дорівнює відношенню граничних значень моментів, при яких спрацьовує запобіжний механізм (рис. 1):

$$2. \quad k_T = \frac{T_{C_{\max}}}{T_{C_{\min}}}; \quad (1)$$

де: T_C – значення обертового моменту, при якому спрацьовує муфта (момент спрацювання).

Для реальних запобіжних механізмів $k_T \geq 1$, бажано $k_T = 1$; чим ближче k_T до одиниці, тим надійніше працює муфта і тим менший запас міцності необхідний для деталей машини, яку захищає запобіжний пристрій.

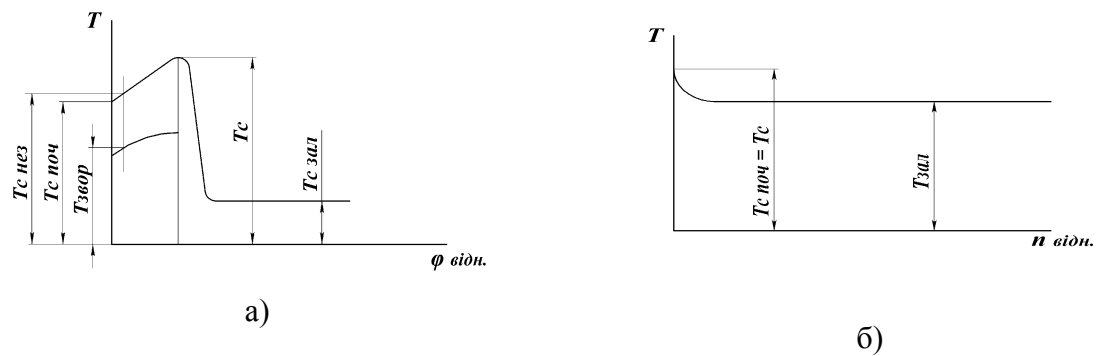


Рис.1 – Зміна моменту в процесі спрацювання запобіжної муфти:
а – пружинної, б – фрикційної

2. Коефіцієнт чутливості, що дорівнює відношенню моменту початку спрацювання муфти $T_{C\text{ поч}}$ до найбільшого моменту при спрацюванні T_C :

$$k_{\text{ч}} = \frac{T_{C\text{ поч}}}{T_C} \quad (2)$$

Для реальних запобіжних механізмів $k_{\text{ч}} \leq 1$, бажано $k_{\text{ч}} = 1$; так як $k_{\text{ч}} < 1$ призводить до нечіткої роботи муфти і до незавершених процесів спрацювання при зростанні моменту T до $T_{C\text{ нез}}$, де $T_C > T_{C\text{ нез}} > T_{C\text{ поч}}$.

3. Коефіцієнт залишкового моменту, що дорівнює відношенню моменту при проковзуванні муфти що спрацювала $T_{C\text{ зал}}$ до моменту спрацювання T_C :

$$k_{\text{зал}} = \frac{T_{C\text{ зал}}}{T_C} \quad (3)$$

За звичай $0 \leq k_{\text{зал}} < 1$; значення $k_{\text{зал}}$ характеризує здатність муфти (пристрою) до автоматичного відновлення з'єднання і інтенсивність тепловиділення при її проковзуванні.

4. Коефіцієнт зворотного моменту, рівний відношенню моменту незавершеного спрацювання $T_{C\text{ нез}}$ до моменту початку зворотного відносного повороту півмуфт $T_{\text{звор}}$:

$$k_{\text{звор}} = \frac{T_{C\text{ нез}}}{T_{\text{звор}}} \quad (4)$$

Незавершені процеси спрацювання можливі в пружинних муфтах з $k_{\text{ч}} < 1$, для них $k_{\text{звор}} < 1$ і може змінюватися в залежності від $T_{C\text{ нез}}$; при $k_{\text{звор}} \ll 1$ запобіжний пристрій може тривалий час знаходитись в положенні незавершеного вимкнення, при $k_{\text{звор}} \approx 1$ – працювати нестійко з відносним переміщенням півмуфт.

На величину найважливішого показника роботи запобіжних пристроїв k_T впливають багато різних факторів, наприклад, коливання коефіцієнтів тертя, жорсткості пружин, механічних властивостей деталей, що руйнуються, фактичних розмірів деталей, схеми дії сил. Тому для зручності оцінки впливу різних незалежних факторів на k_T доцільно використовувати часткові коефіцієнти точності k_T' ; k_T'' , ..., кожен із яких враховує вплив одного або декількох факторів на T_C .

Найбільш можливе значення

$$k_{T\text{ max}} = k_T' k_T'' \dots \quad (5)$$

Якщо всі фактори носять випадковий характер, то, з певним процентом ризику, можна визначити найбільш ймовірне значення

$$k_{T_{\text{йм}}} = f(k_T'; k_T''; \dots). \quad (6)$$

При наявності закономірних факторів, наприклад залежності сили, що зрізає штифт від кута повороту муфти, відповідний частковий коефіцієнт точності k_T' є множником виразу для визначення $k_{T_{\text{йм}}}$:

$$k_{T_{\text{йм}}} = k_T' \cdot f(k_T'; k_T''; \dots). \quad (7)$$

Вибір типу обмежувального, або, для даного випадку, запобіжного пристрою (муфти) залежить від характеру можливих перевантажень:

а) при систематичних динамічних перевантаженнях, наприклад, пускових, при яких запобіжний механізм може не спрацювати або спрацювати з наступним автоматичним відновленням з'єднання слід використовувати фрикційні, електромагнітні або гідродинамічні муфти;

б) при випадкових значних динамічних перевантаженнях, які самоусуваються при спрацюванні запобіжного механізму, слід використовувати муфти та пристрої з автоматичним відновленням з'єднання - фрикційні або пружинні;

в) при випадкових значних статичних перевантаженнях, які зберігаються при спрацюванні запобіжного пристрою та вимагають втручання обслуговуючого персоналу для їх усунення (витягування куска металу із дробарки, відведення інструмента, заміни обірваного каната ліфта, скріплення обірваного ланцюга пластинчатого шахтного конвеєра і т.п.) необхідно використовувати муфти та пристрої з неавтоматичним відновленням з'єднання - зі зрізними штифтами при малоімовірних перевантаженнях, пружинні або фрикційні з автоматичним вимкненням двигуна при більш ймовірних та вмиканням додаткових механізмів гальмування (утримання), якщо це потрібно.

Суттєву роль на вибір типу муфти відіграє вартість конструкції. Наприклад використання дорогої муфти з близьким до одиниці значенням k_T не оправдується у випадку захисту недорогої машини, запас міцності основних деталей якої сам по собі достатній для витримування значних перевантажень і зменшення якого неможливе, оскільки розміри деталей визначаються необхідним запасом втомної міцності.

В порядку зростання вартості [7] типи запобіжних муфт розташовуються таким чином:

- муфти та пристрої зі зрізними штифтами;
- пружинні кулькові, роликові та кулачкові;
- фрикційні;
- електромагнітні і гідродинамічні.

Суттєвий вплив на собівартість запобіжних механізмів мають їх розміри. Тому з метою зменшення зусиль та моментів, що передаються запобіжними муфтами і пристроями, останні слід встановлювати на швидкохідних валах приводу, як правило далеко від робочого органу машини, що захищається, і близько до двигуна. З іншого боку, для підвищення надійності захисту, пристрій слід встановлювати як можна ближче до робочого органу (на тихохідному валі), що зменшує інерційний вплив ділянки кінематичної ланки між робочим органом та запобіжною муфтою на захищений елемент машини.

При визначенні величини розрахункового моменту крім номінального моменту, що передається муфтою, необхідно врахувати вплив інерційних сил та коливальних процесів [8].

Розрахунок муфти доцільно виконувати за $T_{C_{\text{min}}}$, при цьому зустрічаються два характерні випадки.

Випадок I. Машина працює зі стабільним навантаженням $T_{ном}$ без систематичних перевантажень і із малоймовірними випадковими перевантаженнями (для запобіжних механізмів всіх типів) або із систематичними та нечастими випадковими перевантаженнями динамічного характеру (для запобіжних механізмів з автоматичним відновленням з'єднання) - рис.2, а.

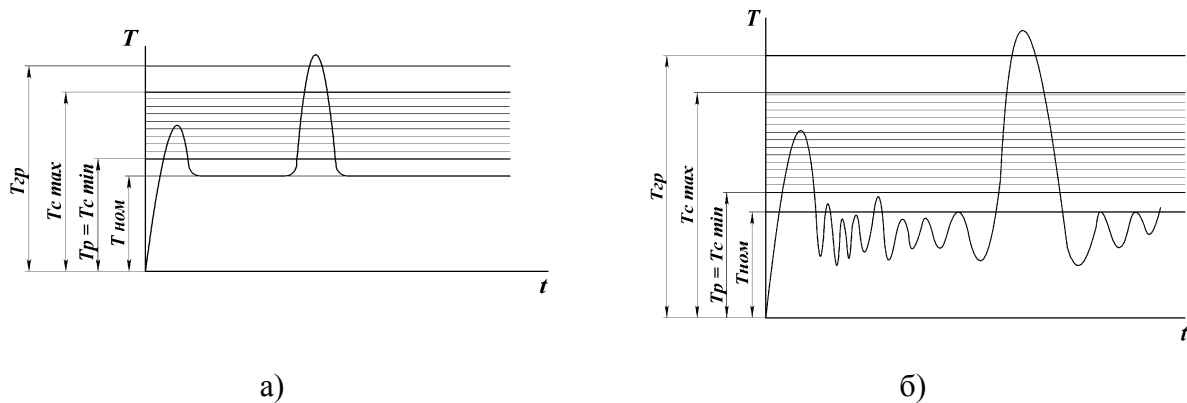


Рис. 2 – Вибір розрахункового моменту: а - при частих систематичних і нечастих випадкових перевантаженнях динамічного характеру; б - при частих випадкових перевантаженнях.

Розрахунковий момент при цьому

$$T_p = T_{C \min} = k T_{ном}, \quad (8)$$

де: k - коефіцієнт запасу, зазвичай $k = 1,25$.

Граничний момент, небезпечний для машини, що захищається, можна прийняти

$$T_{гр} = k_T k^2 T_{ном}. \quad (9)$$

Тоді необхідний запас міцності деталей машини

$$n = k_T k^2, \quad (10)$$

а при проектуванні запобіжних механізмів до вже існуючої машини ($T_{гр}$ - невідомо) необхідний коефіцієнт точності муфти

$$k_T = \frac{n}{k^2}. \quad (11)$$

Випадок II. Машина працює з частими випадковими перевантаженнями динамічного або статичного характеру. В цьому випадку встановлюють такий найменший рівень захисту $T_{ном}$, який забезпечує таку частоту спрацювання муфти, яка є достатньою як з точки зору безпечної експлуатації машини, так і збереження робоздатності муфти (рис.2,б) при автоматичному відновленні з'єднання валів. Після чого визначають: розрахунковий момент T_p , граничний момент $T_{гр}$, необхідний запас міцності деталей машини, що захищається, при відомих значеннях k_T існуючих запобіжних пристроїв або необхідний коефіцієнт точності запобіжного пристрою (муфти) при відомих значеннях n вже існуючої машини.

Висновки

Проведено багатфакторний аналіз механічних обмежувальних систем з метою забезпечення автоматизованого проектування даних систем з використанням обчислювальної техніки. При цьому розглянуті три групи обмежувальних механізмів і запропоновані підходи до їх розрахунку і критерії їх вибору, що можуть бути застосовані при автоматизованому створенні нових машин.

Перелік джерел літератури: 1. Поляков, В.С. Справочник по муфтам / В.С. Поляков, И.Д. Барбаш, О.А. Ряховский. – М.: Машиностроение, 1966. – 798 с. 2. Малащенко, В.О. Муфти приводів. Конструкції та приклади розрахунків: навч. посібник. / В.О. Малащенко – Львів: Видавництво Львівської політехніки, 2009. – 208 с. 3. Нагорняк, С.Г. Предохранительные механизмы металлообрабатывающего оборудования: справочник / С.Г. Нагорняк, И.В. Луцив – К.: Техника, 1992. – 72 с. 4. Есипенко, Я.И. Муфты повышенной точности ограничения нагрузки / Я.И. Есипенко, А.З. Паламаренко, М.К. Афанасьев. – К.:Техника, 1972. – 168 с. 5. Кожевников, С.Н. Механизмы: справочник / С.Н. Кожевников, Я.И. Есипенко, Я.М. Раскин; под ред. С.Н. Кожевникова. – 4-е изд. – перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1976. 6. Кіндрацький, Б.І. Основи раціонального проектування машинобудівних конструкцій: навч. посібник / Б.І.Кіндрацький. – Львів: КІНПАТРІ ЛТД, 2005. – 200 с. 7. Брошак І.І. Формалізація логічних процедур проектування обмежувальних механізмів / І.І.Брошак, І.В.Луцив – Десятий міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові: Праці. – Львів: КІНПАТРІ ЛТД. – 2011. – С.183-184. 8. Брошак І. Механічні обмежувальні системи та їх класифікація. // Вісник Тернопільського державного технічного університету ім. І.Пулля, 2011, - Том 17, №2, С.94-99.

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

БАГАТОФАКТОРНИЙ АНАЛІЗ МЕХАНІЧНИХ ОБМЕЖУВАЛЬНИХ СИСТЕМ

Брошак І.І., Луцив І.В.

В статті представлено результати багатофакторного аналізу механічних обмежувальних систем. Метою наведеного аналізу є забезпечення автоматизованого проектування даних систем з використанням обчислювальної техніки. В роботі також наведені приклади розрахунку запобіжних муфт як представників механічних обмежувальних систем.

МНОГОФАКТОРНИЙ АНАЛІЗ МЕХАНИЧЕСКИХ ОГРАНИЧИВАЮЩИХ СИСТЕМ

Брошак И.И., Луцив И.В.

В статье представлены результаты многофакторного анализа механических ограничивающих систем. Целью приведенного анализа является обеспечение автоматизированного проектирования данных систем с использованием вычислительной техники. В работе также приведены примеры расчета предохранительных муфт как представителей механических ограничивающих систем.

MULTIFACTOR ANALYSIS OF RESTRICTIVE MECHANICAL SYSTEMS

Broshchak I.I., Lutsiv I.V.

In the paper the results of the multifactor analysis of mechanical restrictive systems are given. This analysis is fulfilled in order to provide computer-aided design of the given systems using computer technologies. In the given work the examples of calculation of safety couplings are presented as well.

Ключові слова: багатофакторний, муфта, автоматизоване проектування, обмежувальний механізм, аналіз

Ключевые слова: многофакторный, муфта, автоматизированное проектирование, ограничивающий механизм, анализ

Key words: multifactor, coupling, computer-aided design, restrictive mechanism, analysis.

УДК 621.73.06-52

Васильченко Я.В., Савелов Д.В., Савелова И.К.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ НА ТЯЖЕЛОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ И ЕГО АВТОМАТИЗАЦИЯ ЗА СЧЕТ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Введение

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 Украины - 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.

Априорно учесть изменения динамического состояния оборудования не только при переходе от одной операции к другой, но и при однотипных операциях технологического процесса практически невозможно. Таким образом, при назначении оптимальных режимов резания необходимо учитывать множество факторов, связанных с фактическим состоянием заготовки, инструмента, технологической жидкости и всей технологической системы в целом. Этим и определяется актуальность оптимизации режимов механической обработки изделий с учетом фактического состояния оборудования в реальном времени.

При современном уровне техники применение систем адаптивного управления является не только целесообразным, но и необходимым, так как позволяет снизить себестоимость изготовления и упростить конструкцию несущей системы станка за счёт компенсации деформаций при работе, а так же значительно снизить длительность обработки деталей на станке с обеспечением требуемых точностных и эксплуатационных параметров.

Увеличение степени автоматизации оборудования, особенно благодаря числовому программному управлению, привело к сильному сокращению вспомогательного, подготовительного и заключительного времен. Сопоставление основных времен обработки на обычном тяжелом токарном станке и станке с ЧПУ выявило, что основное время в процентном соотношении от общих затрат времени приблизительно вдвое больше, чем для станка с ручным управлением. Из этого следует, что требуется квалифицированное определение наилучших значений технологических параметров обработки [1].

Оптимальная производительность станочной системы определяется, в основном, такими параметрами режима резания как скорость, глубина и подача. Максимально допустимая подача, как правило, ограничивается эффективной мощностью или крутящим моментом станка, прочностью слабого звена механизма подачи станка, жесткостью обрабатываемой детали, прочностью и жесткостью инструмента, шероховатостью обрабатываемой детали. Глубина резания зачастую ограничена величиной припуска, а иногда, как подача, жесткостью технологической системы или мощностью привода. Что касается скорости резания, то ее оптимальное значение зависит от критерия оптимальности.

Критерий оптимальности необходимо выбирать в соответствии с конкретными производственными условиями и обстоятельствами.

В металлообработке в качестве критериев оптимальности широко используются минимум себестоимости продукции, максимум производительности станочной системы, максимально возможную стойкость инструмента, т.е. достижение минимально возможного физического износа режущего инструмента [2].

В данной работе в качестве расчетной схемы процесса резания принята схема несвободного резания при работе проходным резцом.

Цель работы

Целью данной работы является повышение эффективности работы тяжелых токарных станков за счет оптимизации процесса резания в реальном времени.

Для достижения цели в работе поставлены следующие задачи:

1. Проанализировать особенности процесса резания на тяжелом токарном станке, определить пути повышения его эффективности.
2. Провести моделирование нагрузок, действующих на режущий инструмент в процессе резания, и проанализировать изменение температур на передней поверхности.
3. Создать модели для управления процессом резания на тяжелом станке в режиме реального времени.
4. Проанализировать существующие методы и системы адаптивного управления станками.
5. Разработать законы оптимального управления по температуре и силе резания для реализации на программируемом логическом контролере системы ЧПУ.
6. Разработать аппаратную структуру системы адаптивного управления тяжелым токарным станком и исследовать её динамические характеристики.

Основная часть

Математическая модель процесса резания составлена согласно рекомендациям работы Силина С.С. «Метод подобия при резании материалов»

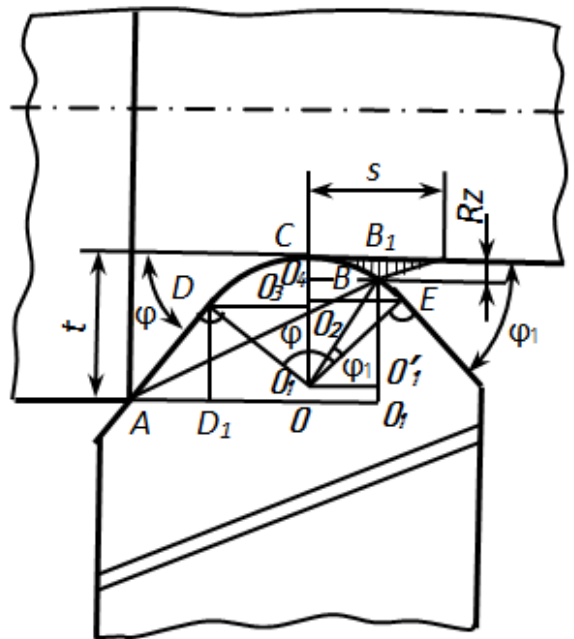


Рис. 1 – Расчетная схема процесса резания при работе проходным резцом

Формулы для определения ширины и толщины среза, а также суммарной длины b рабочих участков режущих кромок резца указаны ниже.

$$a_1 = \frac{s}{c'} \sin \arctg \frac{c'}{[1 - a'(1 - \cos \varphi)] \operatorname{ctg} \varphi + a'(\sin \varphi + b')}; \tag{1}$$

$$b_1 = \frac{c't}{\sin \arctg \frac{c'}{[1 - a'(1 - \cos \varphi)] \operatorname{ctg} \varphi + a'(\sin \varphi + b')}} \tag{2}$$

$$b = \frac{t}{\sin \varphi} \left[1 - a' \left(1 - \cos \varphi - \frac{\varphi}{\sin \varphi} - \frac{\arccos \sqrt{1 - b'^2}}{\sin \varphi} \right) \right]. \tag{3}$$

Горизонтальная (тангенциальная) и вертикальная (радиальная) составляющие силы стружкообразования R.

$$R_z = \tau_p a_1 b_1 \left(1 + \frac{1}{B}\right); \quad (4)$$

$$R_y = \tau_p a_1 b_1 \left(\frac{1}{B} - 1\right) \quad (5)$$

Сила трения и нормальная сила на передней и задней поверхностях

$$F_n = \tau_p a_1 b_1 \left(\frac{\cos \gamma + \sin \gamma}{B} - \cos \gamma + \sin \gamma\right); \quad (6)$$

$$N = \tau_p a_1 b_1 \left(\frac{\cos \gamma - \sin \gamma}{B} + \cos \gamma + \sin \gamma\right) \quad (7)$$

Средний коэффициент трения $\mu = \frac{F_n}{N}$ получаем после преобразований формул (6) и (7):

$$\mu = \frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma - \sin \gamma + B(\cos \gamma + \sin \gamma)} \quad (8)$$

Сила трения F_1 определяется следующим образом:

$$F_1 = 0,625 \tau_p \rho_1 b \sqrt{\frac{B}{\sin \alpha}} \quad (9)$$

где b определяется по формуле (3).

Для нормальной силы N_1 на задней поверхности формула имеет вид

$$N_1 = \frac{F_1}{\mu_1} = 0,625 \frac{\tau_p \rho_1 b}{\mu_1} \sqrt{\frac{B}{\sin \alpha}} \quad (10)$$

где μ_1 — коэффициент трения на задней контактной площадке.

Максимальная температура трения на передней поверхности

$$Q'_M = 0,9675 \frac{n \tau_p \sqrt{Pe}}{c \rho} \sqrt{\frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma + B \sin \gamma}}. \quad (11)$$

Максимальная температура в условной плоскости сдвига

$$\theta_A = \frac{\tau_p}{c \rho B} \operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}. \quad (12)$$

Суммарная переменная контактная температура на передней поверхности инструмента:

$$\theta_n = \theta_A \left(1 + \psi_M \sqrt{\frac{x}{l_0}}\right), 0 \leq x \leq l_0; \quad (13)$$

$$\theta_n = \theta_A \left[1 + \psi_M \left(\frac{l_0}{x}\right)^{0,6}\right], x > l_0 \quad (14)$$

где $\psi_M = \theta'_M / \theta_A$ — отношение температур, для которого с помощью формул (11) и (12) получено выражение

$$\psi_M = \frac{0,9675 n \sqrt{PeB}}{\operatorname{erf} \sqrt{\frac{PeB}{4}}} \sqrt{\frac{\cos \gamma + \sin \gamma - B(\cos \gamma - \sin \gamma)}{\cos \gamma + B \sin \gamma}} \quad (15)$$

Максимальная контактная температура на передней поверхности имеет место в точке $M(x=l_0)$, т. е. в конце зоны пластического контакта, и выражается уравнением

$$\theta_M = \theta_A(1 + \psi_M) \quad (16)$$

Температура в точке С — месте отрыва стружки от передней поверхности инструмента при $(x=l=2l_0)$

$$\theta_C = \theta_A(1 + 0,66\psi_M). \quad (17)$$

Математические методы планирования позволяют включать в получаемые модели не только технологические параметры, но и характеристики, обусловленные физико-механическими свойствами материала детали.

Применим описанные выше формулы для составления математической модели точения тяжелым токарным резцом.

Наиболее часто используемой является сталь 90ХФ. Обработка ведется резцом 2НТ-2385 производства НКМЗ с креплением пластины квадратом 38мм винтом (державка 80x70x500мм).

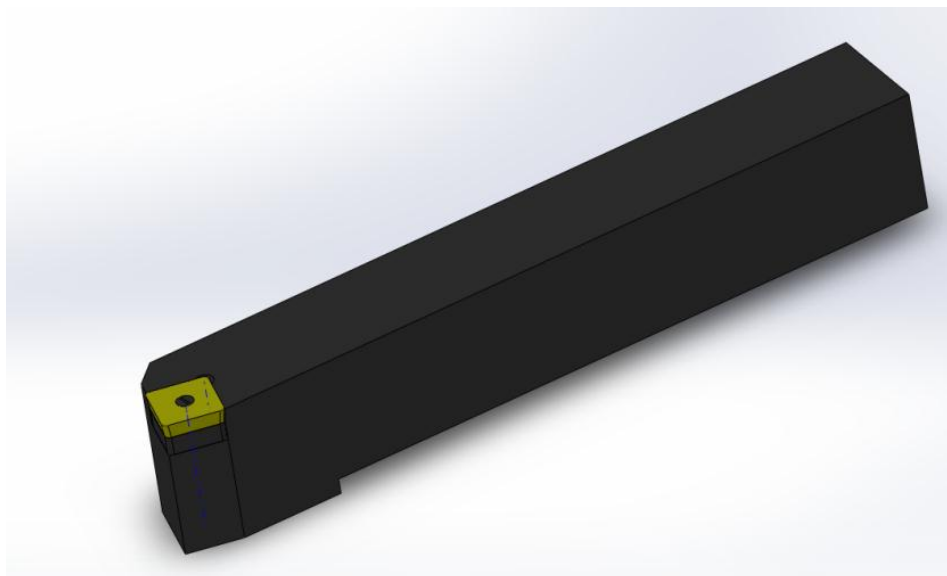


Рис. 2 – Резец 2НТ-2385 производства НКМЗ с пластиной квадратом 38мм

Исходные данные для расчета представлены в табл. 1 и 2. Результаты расчета представлены в табл. 3 и 4.

Таблица 1

Исходные данные

Геометрические параметры резца							Режимы резания		
Главный угол резца в плане, градусы	Вспомогательный угол резца в плане, градусы	Главный задний угол резца, градусы	Передний угол резца, градусы	Угол заострения резца, градусы	Радиус при вершине угла в плане, м	Радиус при вершине угла, м	Глубина, м	Подача, м/об	Скорость, м/с
ϕ	ϕ_1	α	γ	β	r	ρ_l	t	s	v
75	15	7	0	83	0,0032	0,001	0,025	0,0015	1

Таблица 2

Теплофизические и механические свойства материалов режущего инструмента и заготовки

Материал	Предел прочности при растяжении $\delta_v \cdot 10^6, \text{Н/м}^2$	Сопротивление пластическому сдвигу $\tau_p \cdot 10^6, \text{Н/м}^2$	Кoeffициент теплопроводности, $\text{Дж}/(\text{м}\cdot\text{с}\cdot^\circ\text{C})$		Кoeffициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$	
Сплав Т5К10			$\lambda_p =$	20,9		
Сталь 90ХФ	615	712	$\lambda =$	44	A=	0,000012

Таблица 3

Результаты расчета нагрузок, действующих на режущий инструмент

Расчетный параметр	Величина
Критерий Пекле Pe	92,43
Тангенциальная составляющая силы стружкообразования $R_z, \text{Н}$	79765
Радиальная составляющая силы стружкообразования $R_y, \text{Н}$	26346
Сила трения на передней поверхности $F_{\text{п}}, \text{Н}$	26346
Нормальная сила $N, \text{Н}$	79765
Сила трения на задней поверхности $F_1, \text{Н}$	25991
Нормальная сила на задней поверхности $N_1, \text{Н}$	78688
Толщина среза $a_1, \text{м}$	0,001399
Ширина среза $b_1, \text{м}$	0,026808
Кoeffициент трения на задней контактной площадке μ_1	0,3303

Таблица 4

Результаты расчета температуры на передней поверхности реза

Расчетный параметр	Величина
Длина АВ, м	0,001409
Длина АД, м	0,002541
Длина АС, м	0,002001
$h, \text{м}$	0,000107
$h_v, \text{м}$	0,000054
Максимальная температура трения на передней поверхности $\Theta', ^\circ\text{C}$	1248,86
Максимальная контактная температура на передней поверхности $\Theta_m, ^\circ\text{C}$	1638,20
Максимальная температура пластических деформаций в условиях плоскости сдвига $\Theta_A, ^\circ\text{C}$	389,33
Температура в месте отрыва стружки от передней поверхности инструмента $\Theta_c, ^\circ\text{C}$	1213,58

Результаты расчета суммарной контактной температуры можно представить в виде графиков.



Рис. 3 - Зависимость суммарной контактной температуры на передней поверхности резца от длины контакта стружки с инструментом

К числу важнейших параметров относится температура резания, и в частности, ее оптимальное значение θ_0 . 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 равномерное распределение остаточных напряжений в различных точках обрабатываемой поверхности. [3].

Скорость резания, соответствующая оптимальной температуре резания, может быть определена по формуле:

$$v = \frac{k^2 \lambda c_p a_1 b_1^2 E^{0.2}}{4 \sin^{0.1} \alpha} \left(\frac{\theta}{P_z} \right)^2 \times \left[1 + \sqrt{1 + \frac{2,65 \lambda_p \beta \varepsilon \left(\frac{a_1}{b_1} \right)^{0.3}}{k^2 a_1 b_1 \lambda c_p E^{0.025} \sin^{0.065} \alpha} \cdot \frac{P_z}{\theta}} \right]^2 \quad (18)$$

Вопросы оптимального резания (по физическим параметрам) впервые наиболее глубоко разработаны профессором А. Д. Макаровым [4, 5].

Многочисленными исследованиями доказано, что для каждой новой пары инструментальный материал — обрабатываемый материал существует свое значение оптимальной температуры. Важным моментом является то обстоятельство, что, меняясь при переходе от одной пары резец — деталь к другой, оптимальная температура не зависит от различных переменных технологических факторов и сохраняет свое постоянное значение, когда обработка производится резцом из одного и того же инструментального материала.

Установлено, что оптимальному резанию соответствуют не только оптимальная температура θ_0 , но и минимальное или минимально-стабилизированное значение силы резания $P_{z \min}$. Для определения минимально-стабилизированного значения силы $P_{z \min}$ получена следующая теоретическая формула:

$$P_{z \min} = \frac{\tau_p a_1 b_1 c_0 E^{n_0} (1 - 0,45 \sin \gamma) M^{0,04}}{\sin^{0,14} \alpha} H, \quad (19)$$

Формула (19) содержит в себе только величины, известные до опыта, и поэтому позволяет определять $P_{z \min}$ без проведения экспериментов.

Подставив выражение (19) в уравнение (18), получим формулу для оптимальной скорости резания в окончательном виде:

$$v_0 = \frac{k^2 \lambda c \rho \sin^{0,2} \alpha \left(\frac{\theta_0^2}{\tau_p} \right)}{4a_1 c_0^2 \left(\frac{\rho_1}{a_1} \right)^{2-(n_0-0,1)} (1-0,45 \sin \gamma) \cdot \left(\frac{b}{b_1} \right)^{0,08}} \times \left[1 + \sqrt{1 + \frac{2,65 \lambda_p \beta \varepsilon \left(\frac{a_1}{b_1} \right)^{0,3} c_0 \left(\frac{\rho_1}{a_1} \right)^{n_0} (1-0,45 \sin \gamma) \left(\frac{b}{b_1} \right)^{0,04} \tau_p}{k^2 \lambda c \rho \sin^{0,2} \alpha \theta_0}} \right]^2 \quad (20)$$

Формула (20) является основным уравнением обрабатываемости сталей и сплавов. Она содержит в себе все величины, известные до опыта, и поэтому позволяет прогнозировать оптимальные скорости резания до постановки опытов.

Используя данные по геометрии резца и параметрам резания полученное выражение можно упростить

$$v_0 = 1,89 \cdot 10^3 \lambda c \rho \left(\frac{\theta_0}{\tau_p} \right)^2 \left[1 + \sqrt{1 + 2,367 \frac{\lambda_p}{\lambda} \cdot \frac{\tau_p}{c \rho \theta_0}} \right]^2 \quad (21)$$

Подставляя физические данные материалов резца и заготовки, получаем зависимость скорости от температуры.

$$V = 0,0016\theta + 0,625 \quad (22)$$

Зная закон управления по температуре, создадим систему управления.

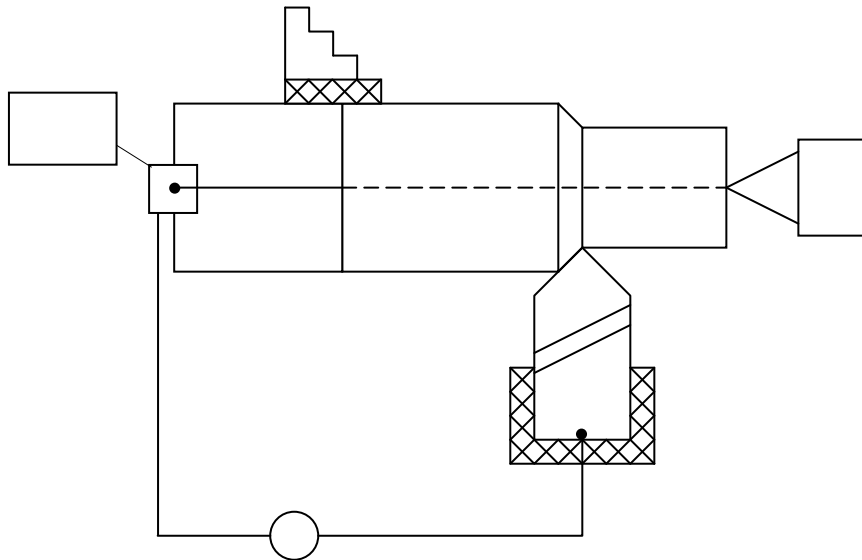


Рис. 4 – Схема контроля температуры в области резания.

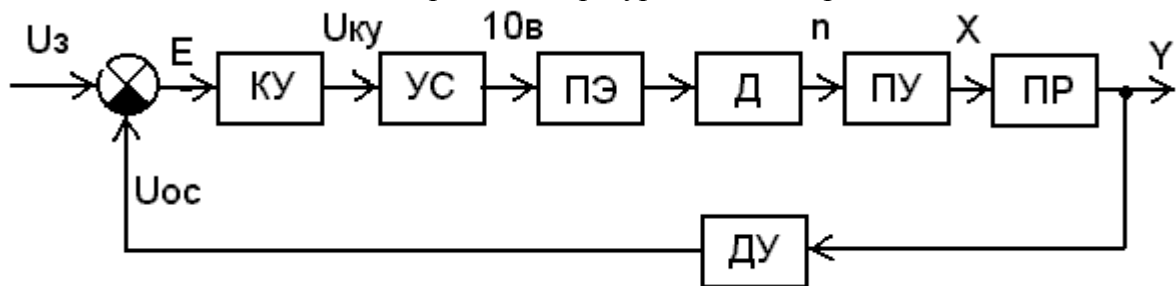


Рис. 5 - Функциональная схема САР

По алгоритму функционирования данная САР является следящей. В ней выходная величина – температура в области резания – регулируется с заданной точностью при изменении напряжения на входе, т.е. система управляет выходной координатой. На вход системы подается напряжение, соответствующее заданной температуре в области резания. Это напряжение сравнивается с напряжением, поступающим с датчика обратной связи – например, естественной термопары. Если существует ненулевая разница этих напряжений – ошиб-

ка регулювання, то она с соответствующим знаком поступает на КУ, УС, ПЭ. ПЭ, таким образом, меняет напряжение на своем выходе, чтобы свести ошибку регулювання путем изменения скорости вращения двигателя к минимуму или нулю. Если на систему действуют возмущения, то система с обратной связью будет компенсировать эти возмущения, поддерживая температуру в области резания постоянной.

Написав для каждого звена его передаточные функции, мы получим схему системы адаптивного управления процессом резания.

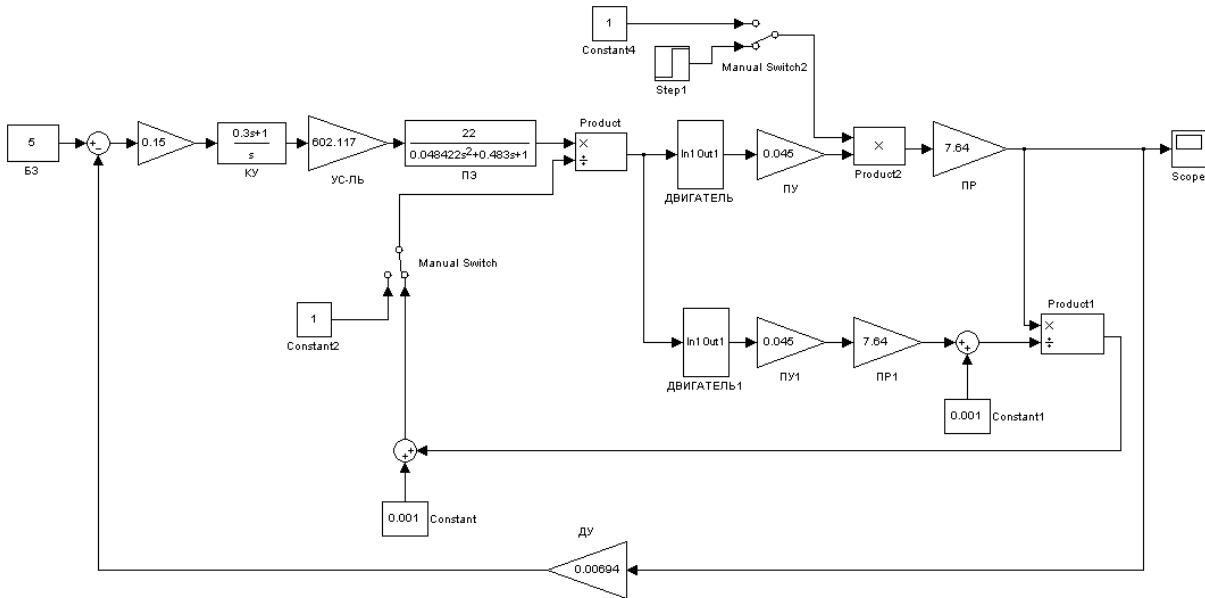


Рис. 6 - Система адаптивного управления процессом резания.

Проверяя её на работоспособность, в программном пакете Simulink Matlab мы получили графики:

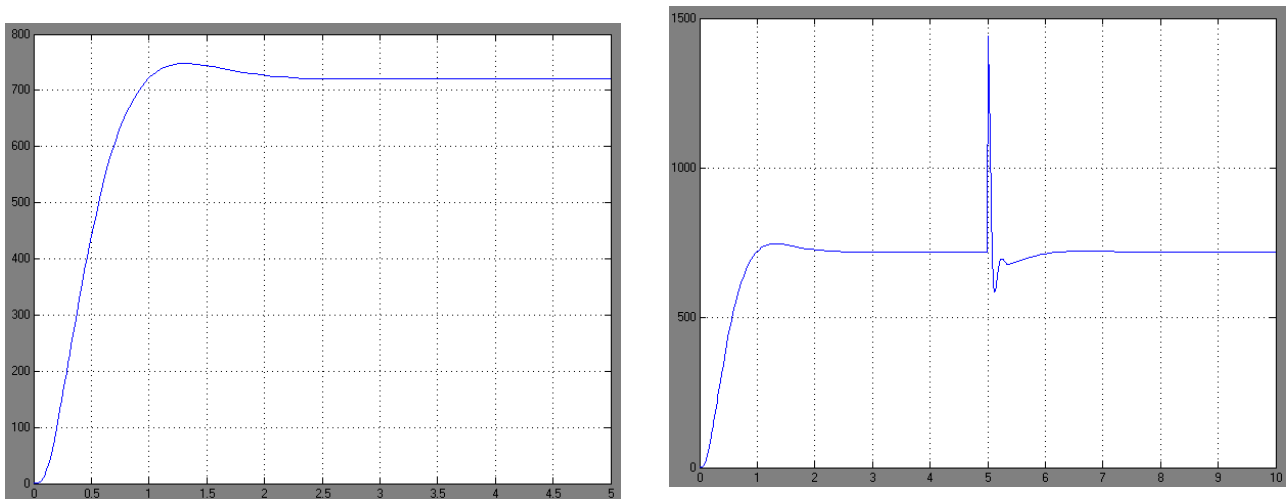


Рис. 9 - Переходный процесс при увеличении КПР в 2 раз, включенных возмущениях на 5 секунде и включенном контуре адаптации.

Проанализировав полученные в результате моделирования на ПК в пакете MatLab переходные процессы, выяснили, что:

1. Система при введении возмущения и при отключенном контуре адаптации становится неустойчивой.

2. При подключении контура адаптации система не теряет устойчивость, а возвращается в исходное состояние, скачкообразные возмущения быстро обрабатываются.

Выводы

1. Рассмотрены основные особенности предприятий тяжелого машиностроения
 2. Выявлено, что в вопросах моделирования и оптимизации процессов резания не уделялось внимание процессу точения на тяжелом токарном станке, а своевременное регулирование процесса резания в режиме реального времени было невозможным в связи с низким быстродействием ЭВМ прошлых поколений.
 3. В работе произведено моделирование и автоматизированный расчет нагрузок, действующих на режущий инструмент при работе на тяжелом токарном станке.
 4. Произведено моделирование изменения температур на передней поверхности резца.
 5. Создана система математических моделей процесса резания и раскрыта на примере управления оптимальной температурой в зоне резания.
 6. Разработаны законы оптимального управления по температуре и силе резания для реализации на программируемом логическом контролере системы ЧПУ.
 7. Разработана аппаратная структура системы адаптивного управления тяжелым токарным станком и исследованы её динамические характеристики.
- Результаты исследований реализованы в опытном образце адаптивной системы управления для тяжелого токарного станка и интегральном комплексе оптимального управления адаптивной технологической системой. Результаты работы использованы для разработки современных тяжелых станков нового поколения, аналогов которых еще не существует.

Литература: 1. Vasylychenko Y.V., Kovalov V.D. Statistical researches of work of the enterprises of heavy mechanical engineering for a substantiation of technical characteristics of new machine tools/ 11th International conference “Research and development in mechanical industry “. - Sokobanja, Serbia.- 2011.- Vol.1. P. 359-364. 2. Васильченко Я.В. Оперативная оптимизация процесса резания при обработке крупногабаритных деталей/ Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. Випуск 8(190). – Донецьк: ДонНТУ, 2011. – С. 26-34. 3. 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. 4. Макаров А. Д. Износ и стойкость режущих инструментов. М., Машиностроение, 1966. 264 с. 5. Макаров А. Д. Оптимизация процессов резания. М., Машиностроение, 1976. 278 с.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

ОПТИМИЗАЦИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ НА ТЯЖЕЛОМ ТОКАРНОМ СТАНКЕ И ЕГО АВТОМАТИЗАЦИЯ ЗА СЧЕТ МОДЕЛИРОВАНИЯ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ

Васильченко Я.В., Савелов Д.В., Савелова И.К.

В данной работе представлены особенности процесса тяжелого точения. Выполняется моделирование процесса резания на тяжелом токарном станке за счет установления законов оптимального управления. Разработана система математических моделей процесса резания и раскрыта на примере управления оптимальной температурой в зоне резания, разработаны законы оптимального управления по температуре и силе резания для реализации на программируемом логическом контроллере системы ЧПУ. Разработана аппаратная структура системы адаптивного управления тяжелым токарным станком и исследованы её динамические характеристики.

ОПТИМІЗАЦІЯ ПРОЦЕСУ ОБТОЧУВАННЯ НА ВАЖКОМ ТОКАРНОМУ ВЕРСТАТІ ТА ЙОГО АВТОМАТИЗАЦІЯ ЗА РАХУНОК МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ РІЗАННЯ

Васильченко Я.В., Савелов Д.В., Савелова Я.К.

У даній роботі представлені особливості процесу важкого обточування. Виконується моделювання процесу різання на важкому токарному верстаті за рахунок встановлення законів оптимального управління. Розроблено систему математичних моделей процесу різання та розкрито на прикладі управління оптимальною температурою в зоні різання, розроблено закони оптимального управління за температурою різання для реалізації на ПЛК системи ЧПК. Розроблено апаратну структуру системи адаптивного керування важким токарним верстатом та досліджено її динамічні характеристики.

OPTIMIZATION OF CUTTING PROCESS ON HEAVY-DUTY LATHE AND AUTOMATION BY SIMULATION OF CUTTING

Vasilchenko Y.V., Savelov D.V., Savelova Y.K.

In the given work features of the process of heavy turning are considered. Simulation of the cutting process on a heavy lathe is performed by establishing the optimal control laws. A system of mathematical models of the cutting process is developed and disclosed by the example of the optimal temperature control in the cutting zone, the optimal control laws are designed for temperature and cutting force for implementation on programmable logic controller of the CNC. A hardware structure of the adaptive management of heavy lathe is developed and its dynamic characteristics are investigated.

Ключевые слова: моделирование, оптимизация, тяжелое точение, ЧПУ, автоматизация.

Ключові слова: моделювання, оптимізація, важке обточування, ЧПК, автоматизація

Key words: modeling, optimization, heavy machining, CNC, automation.

УДК 621.73.06-52

Родичев Ю.М.¹, Сорока Е.Б.¹, Веер Ф.²¹ІПП ім. Г.С.Писаренко НАНУ, г. Київ, Україна²Дельфтський технічний університет, г. Дельфт, Нідерланди

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ СТЕКЛА ПО КРИТЕРИЯМ ПРОЧНОСТИ И ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ

Введение

Технологические процессы механической обработки стекла: резка, грубое и тонкое шлифование, полировка определяют характер и степень дефектности конструктивных элементов из стекла. В работах [1-3] было показано преимущественное влияние поверхностных дефектов стекла на прочность и долговечность конструкций. Линейно-упругий характер деформирования и разрушения стекломатериалов дает возможность использовать критерии прочности, трещиностойкости и методы механики разрушения для прогнозирования работоспособности конструкций по данным экспериментальной оценки параметров микротрещин в поверхностном трещиноватом слое изделий, которые являются источником разрушения. Нестабильность формы и глубины критических дефектов определяется несовершенством технологических процессов и отсутствием надлежащих методов контроля при производстве архитектурного стекла и элементов остекления для транспортного машиностроения. В результате этого показатели прочности и долговечности конструктивных элементов из стекла характеризуются большим разбросом и сложными кривыми статистического распределения. Производители стекла не гарантируют определенного уровня прочности. Нормы прочности отсутствуют в стандартах и нормативных документах на стеклоизделия. Традиционные показатели качества обработки, например, чистота поверхности и глубина нарушенного слоя, не коррелируют напрямую с показателями поверхностной дефектности, прочности и работоспособности элементов из стекла и недостаточны для технологического обеспечения прочности несущих конструкций. Поэтому оптимизация технологических процессов механической обработки элементов из стекла по критериям прочности является актуальной проблемой.

Цель работы

Целью настоящего исследования является экспериментальная оценка характеристик прочности при изгибе листового флоат стекла с учетом влияния технологии резки и шлифовки, технологических дефектов нарушенного трещиноватого слоя. На основе анализа статистических характеристик распределения результатов испытаний предложен подход к оптимизации технологии обработки элементов из стекла по критериям прочности и трещиностойкости.

Основная часть

При исследовании прочности архитектурного стекла нами было показано, что неопределенность уровня прочности конструктивных элементов типа балок, пластин, работающих в условиях изгиба, является следствием неконтролируемых на производстве микроскопических поверхностных трещин и дефектов. Неоднородность форм и глубины микротрещин приводит к значительному разбросу результатов механических испытаний и систематическому отклонению экспериментальных кривых распределения от монолинейного распределения Вейбулла [2-4]. Разброс показателей прочности во многих случаях достигал 30 ... 50 % от среднего уровня прочности образцов разных форм и размеров. В результате прогнозирование нижнего уровня предела прочности при проектировании конструкций приводило к низким значениям прочности и допускаемых напряжений, которые были в 5...10 раз ниже среднего уровня прочности.

Экспериментальные результаты конструкционной прочности флоат стекла, полученные при испытаниях на четырехточечный изгиб плоских образцов размерами 6 x 40 x 400 мм приведены на рисунках 1 и 2 [4]. Испытания проводились на универсальной испытательной машине Zwick Z100 с постоянной скоростью перемещения траверсы, которая составляла 5мм/мин. Расстояние между верхними нагружающими опорами было 175 мм, а между нижними – 350 мм. Образцы вырезали из листового стекла на промышленных установках для резки листов с размерами 3200 x 6000 мм. Резка осуществлялась твердосплавным роликом в автоматическом режиме. Торцы образцов обрабатывались на многошпиндельном станке, выполняющем грубую, тонкую шлифовку и полировку боковой грани и фасок 1мм x 45°. Контроль качества осуществлялся визуально. Режимы резки образцов и обработки торцов соответствовали рекомендованным при серийном производстве крупноразмерного архитектурного стекла.

На рис.1 показано распределение по Вейбуллу величины предела прочности образцов при испытании на чистый изгиб. Кромка образца, неповрежденная в результате резки находилась в зоне растяжения.

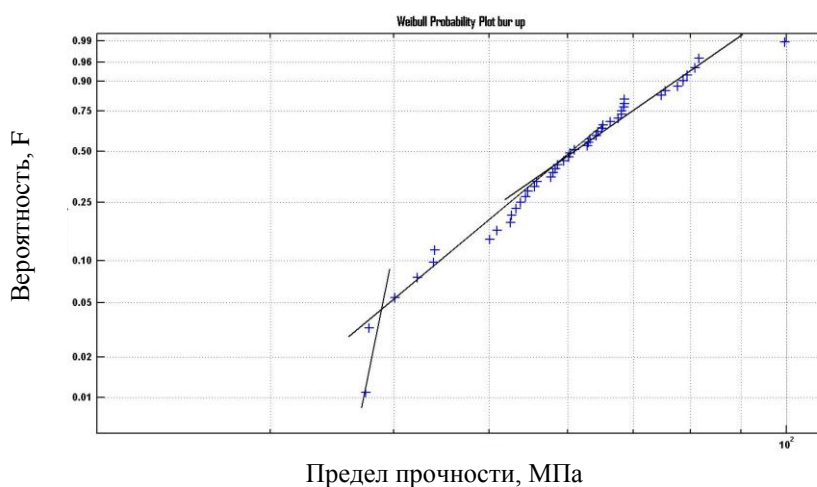


Рис. 1 – Распределение по Вейбуллу величины предела прочности образцов при испытании на изгиб (неповрежденная кромка в зоне растяжения)

Как видно из рисунка, экспериментальная кривая распределения не является мономодальной. Среднее значение предела прочности $\bar{\sigma} = 61.5$ МПа. Большой разброс результатов – 30 % (коэффициент вариации – 20 %) связан со значительной неоднородностью параметров источников разрушения (микротрещин). В верхней части кривой распределения находятся результаты испытаний основной группы образцов с вероятностью разрушения выше 5 % и максимальным уровнем прочности $\sigma_{\max} = 100$ МПа. Нижняя часть кривой распределения соответствует образцам с минимальным уровнем прочности (σ_{\min} около 40 МПа), обусловленным грубыми дефектами обработки и трещинами в фокусе разрушения. Угол наклона нижней части кривой к оси абсцисс значительно превышает угол наклона верхнего участка, что свидетельствует о различной природе формирования грубых дефектов по сравнению с другими дефектами обработки. Это обстоятельство необходимо учитывать при оценке нижней границы значений прочности при вероятности разрушения менее 5 %.

На рис.2 представлено распределение по Вейбуллу величины предела прочности образцов при испытании на чистый изгиб, когда кромка образца, неповрежденная в результате резки находилась в зоне сжатия. Как и в предыдущем случае, наблюдается мультимодальность распределения (можно выделить три прямолинейных участка с

различным углом наклона). Разброс результатов меньше, чем при испытаниях, когда неповрежденная кромка расположена в зоне растяжения. Среднее значение предела прочности $\bar{\sigma}$ составляет 51.5 МПа, максимальное – 59.0 МПа, минимальное – 34.5 МПа. Таким образом, чем крупнее и глубже поверхностные дефекты на резаной кромке, тем меньше разброс значений предела прочности обработанных стеклянных деталей.

Необходимо отметить, что средняя величина предела прочности не является определяющей характеристикой прочности стекла, что обусловлено большим статистическим разбросом значений предела прочности. Наибольшая неопределенность связана с определением нижней границы прочности при использовании в статистических расчетах монолинейной моды распределения Вейбулла, представленной верхними участками экспериментальных кривых распределения (рис.1,2). Это связано со значительным отклонением результатов испытаний в нижней части экспериментальной кривой от монолинейной моды распределения. В связи с этим проблема оценки нижней границы предела прочности и определения допустимых напряжений при создании несущих элементов конструкций из стекла является чрезвычайно сложной. Таким образом, важной представляется задача оценки влияния технологических поверхностных дефектов на разрушение и статистические параметры прочности элементов из стекла.

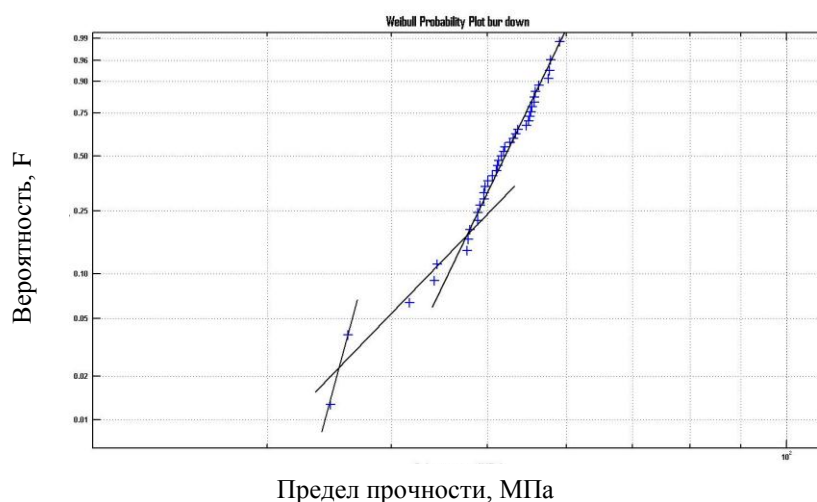


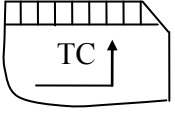
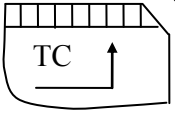
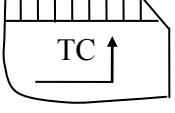
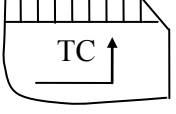
Рис. 2 – Распределение по Вейбуллу величины предела прочности образцов при испытании на изгиб (неповрежденная кромка в зоне сжатия)

Была испытана также группа образцов из флоат стекла толщиной 6мм, обработанного по другой технологии. Плоские образцы размерами 6 x 50 x 130 мм после резки подвергались шлифованию алмазным кругом с целью притупления кромок с образованием фаски 1 x 45°. Торцевая поверхность образцов не подвергалась шлифованию. Образцы испытывались в условиях четырехточечного изгиба (расстояние между опорными роликами 100 мм, между нагружающими роликами – 50 мм) на универсальной гидравлической машине ZD-4 с постоянной скоростью нагружения 60 МПа/мин. Результаты испытаний приведены в таблицах 1, 2. 20 образцов были разделены на четыре подгруппы (по 5штук) и обработка их кромок осуществлялась четырьмя различными способами. Нашей задачей было оценить величину предела прочности стекла σ_u в зависимости от направления шлифования острой кромки. Схемы, указывающие направление шлифования фаски и расположение трещиноватого поверхностного слоя (ТС), изображены в комментариях к таблице 1. Торцевая поверхность края образцов, сформированная в результате резки стекла твердосплавным роликом, имеет малое количество дефектов благодаря высокой однородности внутренней структуры флоат стекла, и при технологической операции формирования фасок не повреждалась. Острые кромки, образовавшиеся при разламывании стекла на отдельные

образцы для образцов 1-10 были ошлифованы и находились при испытаниях в зоне растяжения. Таким образом, предел прочности для образцов этой группы связан с технологической дефектностью, возникающей в процессе обработки острых кромок. Для группы образцов 11-20 обработка шлифованием осуществлялась с обратной стороны образцов, на которой кромки были повреждены в результате контакта с твердосплавным режущим роликом с образованием характерных латеральных микротрещин. Размер фаски был выбран исходя из условия удаления этих микротрещин в процессе шлифования.

Таблица 1

Результаты испытаний при чистом изгибе образцов размерами 6 x 50 x 130 мм флот стекла с различными способами обработки кромок

№№ п/п	σ_u , МПа	$\bar{\sigma}$ $\sigma_{\min} / \sigma_{\max}$	Примечание
1	52,5	$\frac{55,0}{50,7...60,0}$	"Ломаная" кромка, шлифованная со стороны трещиноватого слоя  1-3- краевой излом (КИ); 4,5-центральный излом (ЦИ)
2	60,0		
3	53,3		
4	50,7		
5	58,9		
1	57,6	$\frac{55,0}{48,0...58,9}$	"Ломаная" кромка – обратное направление шлифования  1,2,4,5-КИ; 3-ЦИ
2	48,0		
3	48,0*		
4	56,0		
5	58,9		
1	63,0	$\frac{59,0}{54,0...63,0}$	Кромка, поврежденная в процессе резки, шлифованная со стороны трещиноватого слоя  2,4,5-КИ; 1,3-ЦИ
2	59,0		
1	51,6	$\frac{53,7}{41,0...60,0}$	Кромка, поврежденная в процессе резки, обратное направление шлифования  1-4-КИ; 5-ЦИ
2	60,0		

Результаты испытаний четырех видов образцов сравнимы по полученным значениям предела прочности. Это позволило объединить их в общую статистическую выборку (рис.3). Эти результаты ясно отображают применимость монолинейного распределения Вейбулла для статистического анализа данных, полученных при оценке предела прочности элементов из стекла с однородными поверхностными дефектами, сформированными в результате одного конкретного вида механической обработки. При этом, другие дефекты: исходные дефекты трещиноватого слоя, дефекты необработанной торцевой поверхности не оказывали заметного влияния на полученные результаты.

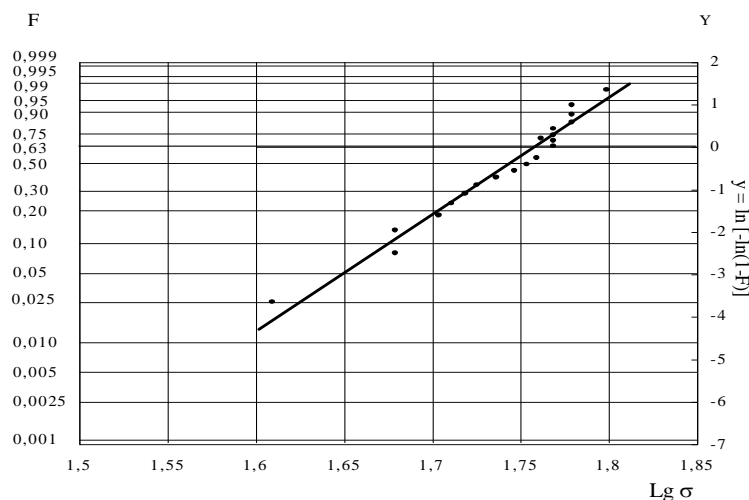


Рис.3 – Распределение по Вейбуллу величины предела прочности при испытании на изгиб образцов размерами 6 x 50 x 130 мм флотат стекла с различными способами обработки кромок

На рисунке 4 показан источник разрушения на остром крае стеклянного образца, притупленном фаской с фактическим размером 0.7 мм x 45°. Длинная поверхностная микротрещина глубиной $b = 30\text{мкм}$ была обнаружена в результате микрофрактографического анализа источника разрушения в зеркальной зоне поверхности разрушения образца при чистом изгибе.

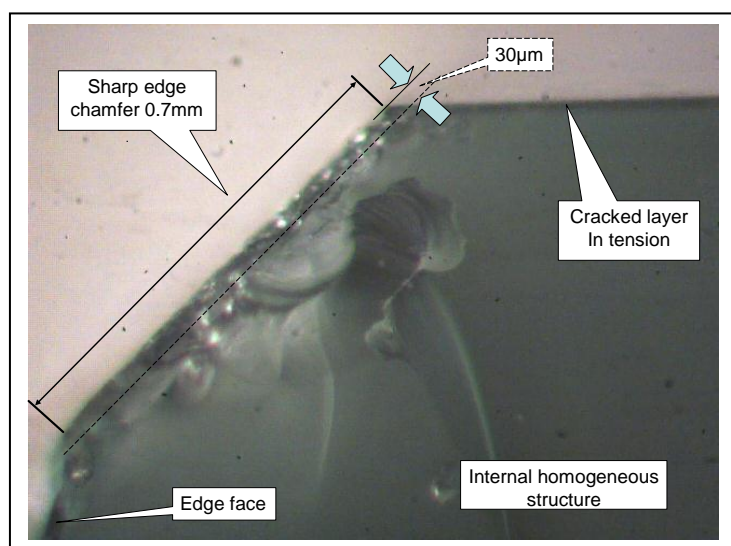


Рис.4 – Источник разрушения на шлифованной фаске в виде микротрещины

Критический коэффициент интенсивности напряжений $K_{ICr} = 0.45 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ для данного образца был рассчитан по формуле

$$K_{ICr} = \sigma_u \cdot Y \cdot \sqrt{b},$$

где $\sigma_u = 45 \text{ МПа}$ - предел прочности для данного образца; Y - геометрический параметр, величина которого для длинной поверхностной трещины составляет 1.8; $b = 30\text{мкм}$. Полученное значение критического коэффициента интенсивности напряжений практически совпадает с величиной K_{ICr} для листового флотат стекла, полученной в работах на других образцах.

Приведенные результаты оценки дефектности поверхности в результате механической обработки показывает прямую корреляцию геометрических параметров микротрещины с уровнем прочности обработанного стеклоэлемента. Таким образом, установленный статистический разброс результатов испытаний при оценке прочности стекла является результатом неоднородности формы и размеров поверхностных дефектов в виде микротрещин, сформированных при шлифовании фаски.

Для повышения достоверности полученных результатов и уточнения характера экспериментальной кривой статистического распределения величины предела прочности стекла были проведены дополнительные испытания тридцати образцов по той же схеме и режимам нагружения. Эти образцы обрабатывались шлифованием фаски на кромках поврежденных в процессе резки со стороны трещиноватого слоя. Результаты испытаний объединены в общую выборку (50 образцов) и представлены в таблице 2.

Таблица 2

Результаты статистического анализа данных испытаний общей выборки образцов со шлифованной кромкой

№/№	σ_u МПа	Lg σ_u	F	Y(F)
1	2	3	4	5
1	36,0	1,55	0,01	-4,6
2	40,4	1,61	0,03	-3,49
3	41,0	1,613	0,05	-2,97
4	41,0	1,613	0,07	-2,62
5	43,0	1,63	0,09	-2,36
6	45,0	1,65	0,11	-2,15
7	45,6	1,66	0,13	-1,97
8	47,0	1,67	0,15	-1,82
9	48,0	1,68	0,17	-1,68
10	48,0	1,68	0,19	-1,56
11	48,0	1,68	0,21	-1,45
12	48,0	1,68	0,23	-1,34
13	48,0*	1,68	0,25	-1,25
14	48,5	1,685	0,27	-1,16
15	49,0	1,69	0,29	-1,07
16	50,0	1,70	0,31	-0,99
17	50,0	1,70	0,33	-0,92
18	50,7*	1,71	0,35	-0,84
19	51,0	1,71	0,37	-0,77
20	51,6	1,713	0,39	-0,70
21	51,6	1,713	0,41	-0,64
22	51,6	1,713	0,43	-0,58
23	52,5	1,72	0,45	-0,51
24	52,6	1,721	0,47	-0,45
25	53,0	1,724	0,49	-0,40
26	53,3	1,73	0,51	-0,34
27	54,0	1,732	0,53	-0,28
28	54,0	1,732	0,55	-0,23
29	54,6	1,74	0,57	-0,17
30	54,6	1,74	0,59	-0,115
31	56,0	1,748	0,61	-0,06
32	56,0	1,748	0,63	-0,006
33	56,0	1,748	0,65	0,05
34	56,0	1,748	0,67	0,103
35	57,0	1,756	0,69	0,16
36	57,0	1,756	0,71	0,213
37	57,0	1,756	0,73	0,27
38	57,6	1,76	0,75	0,33
39	57,6	1,76	0,77	0,39

№/№	σ_u МПа	Lg σ_u	F	Y(F)
40	58,0	1,763	0,79	0,445
41	58,9	1,77	0,81	0,51
42	58,9**	1,77	0,83	0,57
43	59,0	1,77	0,85	0,64
44	59,0	1,77	0,87	0,713
45	59,0	1,77	0,89	0,80
46	60,0	1,78	0,91	0,88
47	60,0	1,78	0,93	0,98
48	60,0	1,78	0,95	1,10
49	60,6	1,78	0,97	1,25
50	63,0	1,80	0,99	1,53
$\bar{\sigma} = 52,6$ МПа				
Среднее стандартное отклонение S = 6,0МПа				
Коэффициент вариации $v = 11,4\%$				
$\sigma_{max} = 63,0$ МПа				
$\sigma_{min} = 36,0$ МПа				

На рис.5 представлена экспериментальная кривая распределения по Вейбуллу значений предела прочности образцов при чистом изгибе.

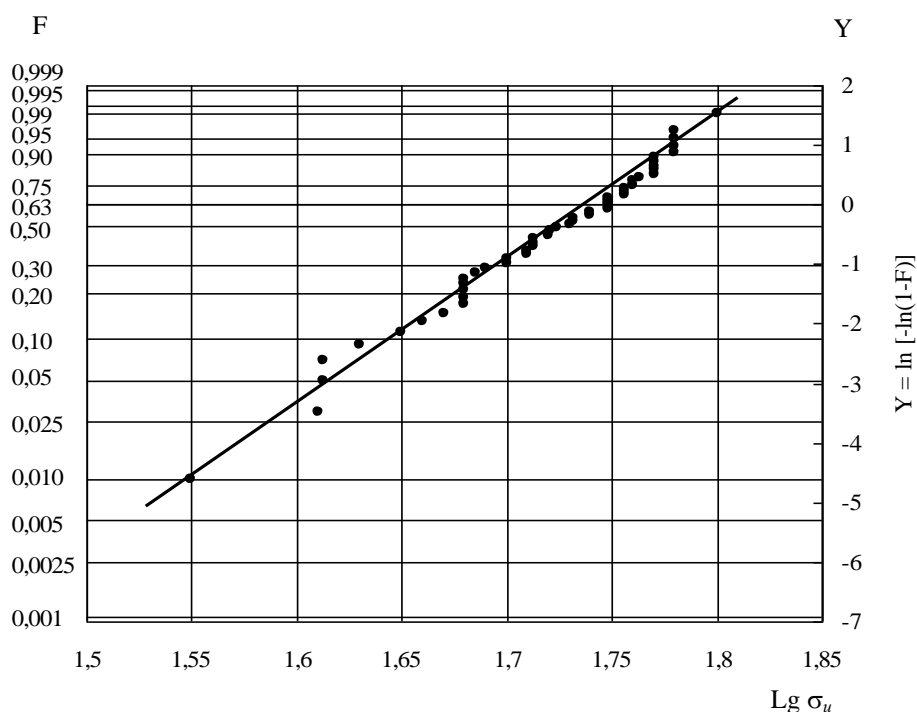


Рис. 5 – Распределение по Вейбуллу величины предела прочности при испытании на изгиб объединенной выборки образцов (50штук) флоат стекла

Эти результаты убедительно показывают возможность управления характером статистического распределения характеристик прочности стекла за счет выбора технологических параметров обработки поверхности элементов конструкций из стекла, позволяющих обеспечить надлежащий характер и уровень дефектности поверхности. Сравнение данных, представленных на рис.3 и рис.5 показывают применимость монолинейного распределения Вейбулла для оценки прочности стекла, обработанного по технологии, обеспечивающей однородность технологических дефектов поверхности. В то

время, как при рассмотренном промышленном способе обработки элементов из стекла последовательное применение различных технологических операций без контроля дефектности на каждом их технологических этапов приводит к мультимодальному характеру распределения значений предела прочности, что, в конечном итоге является причиной значительной неопределенности при оценке несущей способности конструкции из стекла (рис.1,2). При этом, грубые дефекты поверхности на предварительной стадии обработки, не выявленные из-за отсутствия постадийного производственного контроля и не устраненные на последующих этапах обработки (в том числе при дорогостоящих чистовых операциях), приводят к снижению прочности конструкции и снижают эффективность использования стекла как конструкционного материала.

Выводы

Результаты проведенных исследований и их анализ позволили сделать следующие выводы.

Широко применяемое на практике при оценке конструкционной прочности архитектурного стекла и элементов остекления для транспортного машиностроения, мономодальное распределение по Вейбуллу применимо только при статистическом анализе экспериментальных данных, полученных для стекла с однородными технологическими дефектами.

Мономодальное распределение по Вейбуллу в случаях, когда обработка элемента из стекла осуществлялась без надлежащего контроля дефектов на каждом технологическом этапе, неприменимо, а оценка прочности и несущей способности элементов из стекла затруднена в силу неопределенности.

Технология производства ответственных элементов из стекла требует:

- Входного контроля стекла с использованием методов механических испытаний и предложенной методики фрактографического анализа для оценки уровня и характера начальной дефектности, в том числе грубых дефектов и параметров нарушенного трещиноватого слоя;
- Контроля на каждом этапе обработки с целью выявления наиболее крупных технологических дефектов и коррекции последующих технологических операций для устранения этих дефектов;
- Внедрения в производство методов контроля прочности и дефектности стеклоизделий и оптимизации всей цепочки технологического процесса изготовления архитектурного стекла и элементов остекления для транспортного машиностроения по критериям прочности и трещиностойкости.

Перечень источников литературы: 1. The features of fracture and engineering strength of glass materials with surface, internal and mixed modes of critical defects / Rodichev Yu., Tregubov N., Veer F., Maslov V.// Glass Performance Days - 2011 Proc.- Tampere, Finland, 2011. – P.525-528. 2.Veer F. Corrosion effects on soda lime glass /Veer F., Rodichev Yu.// Proc. of Challenge glass 2.- 2010.-TU Delft, Netherlands, 2010. – P.385-393. 3. Influence of surface and internal defects on the fracture and engineering strength of glassmaterials /Rodichev Yu, Tregubov N., Veer F., Maslov V.// Proc. of Int. conf. “In-service damage of materials, its diagnostics and prediction”.-2011, Ternopil, Ukraine, 2011. – P. 114-123. 4. Veer F.A. The structural strength of glass; hidden damage/ Veer F.A., Rodichev Yu. M.// Проблемы прочности .– 2011.– № 3. – С. 93-109.

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

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ЭЛЕМЕНТОВ ИЗ СТЕКЛА ПО КРИТЕРИЯМ ПРОЧНОСТИ И ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ

Родичев Ю.М., Сорока Е.Б., Веер Ф.

В статье показано, что технологические поверхностные дефекты, сформированные при обработке стекла, являются причиной мультимодального характера кривых распределения прочности по Вейбуллу. С учетом влияния механической обработки на дефектность поверхности стекла изучено статистическое распределение значений предела прочности при изгибе. Были изучены форма и размеры критических микротрещин – источников разрушения. Показано, что статистические характеристики конструкционной прочности стекла могут быть оптимизированы за счет контроля поверхностных дефектов и условий их формирования при производстве несущих конструкций на основе результатов испытаний прочности.

ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ МЕХАНИЧНОЇ ОБРОБКИ ЕЛЕМЕНТІВ ЗІ СКЛА ЗА КРИТЕРІЯМИ МІЦНОСТІ ТА ТРИЩИНІСТОЙКОСТІ

Родічев Ю.М., Сорока О.Б., Веер Ф.

В роботі показано, що технологічні поверхневі дефекти, які сформовані при обробці скла, є причиною мультимодального характеру кривих розподілу міцності за Вейбулом. З урахуванням впливу механічної обробки на дефектність поверхні скла досліджено статистичний розподіл величини границі міцності при згинанні. Були досліджені форма та розмір критичних микротріщин – джерел руйнування. Показано, що статистичні характеристики конструкційної міцності можуть бути оптимізовані за рахунок контролю поверхневих дефектів та умов їх формування при виробництві несівних конструкцій на основі результатів випробувань на міцність.

OPTIMISATION OF GLASS ELEMENTS MACHINING ACCORDING TO STRENGTH AND CRACK RESISTANCE CRITERIA

Rodichev Y.M., Soroka O., Veer F.

It was shown in the paper that surface technological defects formed under glass processing are the cause of the multi-linear nature of the Weibull plots for strength data. The results of an experimental study of statistical distribution of bending strength values were obtained in view of the effect of mechanical treatment on glass surface defectiveness and strength. The shapes and sizes of fracture sources - critical micro-cracks and damages were investigated. It was shown that the statistical behavior of structural glass strength may be controlled by monitoring critical surface defects, conditions of their formation in production of load carrying glass structures basing on experimental strength data.

Ключевые слова: стекло, поверхностные дефекты, прочность, статистическое распределение

Ключові слова: скло, поверхневі дефекти, міцність, статистичний розподіл.

Key words: Glass, Surface defects, Strength, Statistical distribution

Мішура Є.В.

ДГМА, м. Краматорськ, Україна

ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ВАРТІСНОГО АНАЛІЗУ ПРИ ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ

Вступ

Функціонально-вартісний аналіз (ФВА) технологічних процесів механічної обробки деталей важкого машинобудування проводиться з метою найбільш ефективного виконання його головної функції – виготовити виріб із заданими властивостями і якістю при мінімальних витратах використаних ресурсів. Враховуючи, що для оцінки окремих властивостей виробу потрібні знання з різних сфер, до цієї роботи слід залучати фахівців різних відділів і служб. Таким чином, успіх може гарантувати тільки всебічний розгляд проблеми підвищення якості при одночасному зниженні собівартості виробу [1,3,14].

На основі життєвого циклу виробу, тобто продукції, яка має речову форму (верстат, його деталь, прокатний валок і т.д.), здійснюється управління створенням, освоєнням і якістю нової техніки та прогресивних технологій (рис.1) [10]. Кожна стадія характеризується своєю технологією, організацією, застосовуваними інструментами управління.

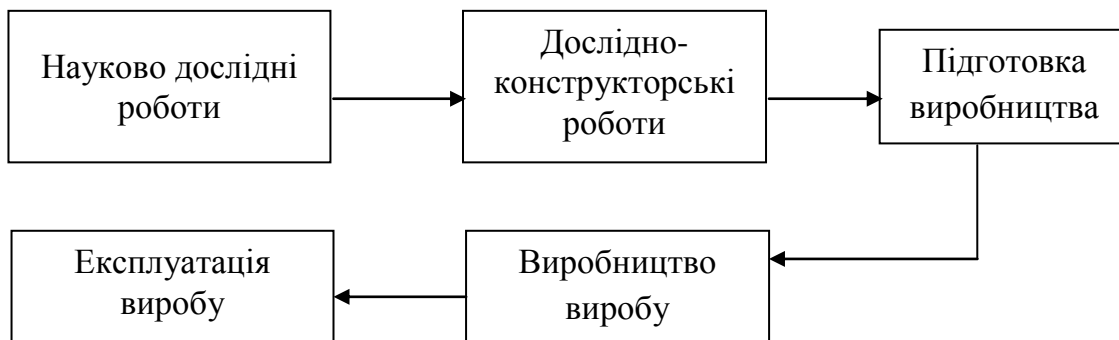


Рис. 1 – Життєвий цикл виробу

Науково-дослідні роботи проводяться за єдиним технічним завданням, на основі якого здійснюється вибір напрямків дослідження, узагальнюються й оцінюються результати. В ньому формується мета дослідження, його зміст, послідовність етапів і спосіб реалізації результатів.

На стадії дослідно-конструкторських робіт (ДКР) розробляється конструкторська документація, що включає технічну пропозицію, ескізний проект, технічний проект, робочу конструкторську документацію.

Підготовка виробництва включає заходи з організації виробництва нового виробу або виробу, освоєного іншими підприємствами. На цій стадії перевіряється технологічне обладнання, запускається у виробництво і випробовується установча серія виробу, допрацьовується і коректується технологічна та інша документація.

Описані стадії відносяться до розряду передвиробничого, коли формується технічний рівень, прогресивність і якість виробу.

В процесі розробки виробу, особливо на передвиробничих стадіях, необхідно до мінімуму зводити терміни виконання окремих етапів. В іншому випадку до стадії виробництва може дійти виріб, який не буде прийнято на ринку. Для попередження цього на всіх стадіях життєвого циклу проводиться функціонально-вартісний аналіз (ФВА) - метод комплексного техніко-економічного дослідження об'єкта з метою розвитку його корисних

характеристик (працездатності, технологічності) при оптимальному співвідношенні між їх значимістю для споживача і витратами на здійснення.

В процесі ФВА необхідно виявити пропорції між корисністю окремих властивостей виробу і понесеними витратами. У зв'язку з тим, що не всі властивості виробу є однаково корисними, для їх диференціації використовується принцип Ейзенхауера за схемою АВС, що дозволяє виділити головні (А), другорядні (В) і зайві (непотрібні) функції (С). На головні функції слід витратити найбільші кошти, а на непотрібні - уникати витрат.

Математично функціонально-вартісний аналіз може бути записаний [7]

$$\frac{ПС}{З} \rightarrow \max$$

де

ПС - споживча вартість аналізованого об'єкта, що представляє сукупність його споживчих характеристик;

З-витрати на досягнення необхідних споживчих властивостей.

При цьому слід виходити з того, що споживча вартість повинна розглядатися по відношенню до споживача.

Безпосередньо роботи з ФВА проводить дослідницька група, що складається з найбільш кваліфікованих фахівців різних напрямів (5-8 чоловік).

Функціонально-вартісний аналіз складається з підготовчого інформаційного, аналітичного, дослідницького, рекомендаційного і впроваджувального етапів [7].

На підготовчому етапі уточнюється об'єкт аналізу. При цьому до уваги приймається ряд міркувань. Наприклад, якщо виріб випускається великими серіями, то навіть незначне зниження собівартості одиниці продукції дасть більший прибуток при його реалізації.

ФВА краще проводити тоді, коли продукція ще не запущена в серійне виробництво і є час для усунення різних недоробок. Чим раніше буде проведено аналіз, тим меншими будуть витрати на виробництво, виготовлення та реалізацію продукції і тим легше буде усунути недоробки виробу.

Інформаційний етап передбачає збір інформації про технічні можливості, якість, собівартості досліджуваного об'єкта. При аналізі вартісних характеристик порівнюються витрати на виготовлення виробу (або його частин) на власному підприємстві з вартістю його покупки на стороні.

Аналітичний етап дозволяє вивчати функції виробу і витрати на їх забезпечення. На даному етапі необхідно розглянути наступні питання:

1. Яке призначення аналізованого виробу?
2. Каково його функції?
3. Як функції є корисними, а які зайві, що збільшують собівартість виробу?
4. Какова справжня собівартість виробу?
5. Яким має стати виріб?
6. Якою буде його нова вартість?

На даному етапі описуються функції окремих частин виробу за згаданим принципом АВС (табл. 1).[13]

Таблиця 1

Деталі	Розподіл службових функцій виробу				
	Функції				
	1	2	3	4	и т.д.
1	А	А	В	С	-
2	А	В	А	С	-
3	В	С	С	А	-
И т.д.	-	-	-	-	-

Відкидаючи непотрібні функції окремих деталей (С), знижують витрати на їх забезпечення і собівартість виробу в цілому. Потім встановлюють вагомість функцій і витрат на їх забезпечення. Аналіз дозволяє вишукати можливості скорочення витрат у різних напрямках.

На даному етапі визначається частка окремих функцій у загальній сукупності споживчих властивостей і порівнюється з часткою витрат на забезпечення аналізованої функції.

Коефіцієнти важливості визначаються по найбільш важливим для споживача параметрах і зіставляються с коефіцієнтом витрат по окремих функціях.[11]

При аналізі може бути отримано декілька варіантів вирішення завдання. Наприклад, при значному підвищенні якості виробу по одному з варіантів ростуть витрати; по іншому варіанту витрати знижуються, але якість залишається; по третьому варіанту при незначному поліпшенні якості знижуються витрати, але в меншому ступені, ніж при другому варіанті.

Для визначення оптимального варіанту необхідно провести економічні розрахунки і визначити вплив кожного рішення на собівартість виробу, його рентабельність. Остаточне рішення щодо вибору варіанта приймає керівництво машинобудівного підприємства.

Дослідницький етап проводиться з метою оцінки варіантів рішень і виключення диспропорцій між функціями та витратами.

Рекомендаційний етап необхідний для відбору прийнятних для даного виробництва варіантів вдосконалення виробу.

Впроваджувальний етап враховує результати попереднього етапу і пов'язаний з впровадженням відібраного варіанту вдосконалення техніки.

Таким чином, завдання ФВА будуть вважатися виконаними в тому випадку, якщо буде знайдений новий варіант виробу або процесу з низькою собівартістю і високою якістю.

Творчий етап – вирішення завдань, висунутих на аналітичному етапі і підготовка пропозицій, направлених на оптимізацію техніко-економічних показників технологічного процесу. За результатами оцінки і аналізу функцій розробляють варіанти їх реалізації з меншими витратами з врахуванням використання продуктивнішого устаткування, малоопераційної і безвідходної технології. В ході ФВА необхідно наблизити фактичні функціональні витрати мінімально необхідним. Під мінімально необхідними витратами розуміють такий нижній рівень витрат, який може бути досягнутий при розробці найбільш економічних технічних рішень, що реалізують цю функцію. Підсумком робіт на творчому етапі є комплекс пропозицій, що характеризують вдосконалений технологічний процес і його функціонально-структурна модель.

Дослідницький етап - попередній відбір техніко-економічний аналіз найбільш доцільних пропозицій, отриманих на творчому етапі. Відбір виробляється експертами з врахування наступних критеріїв: очікуваного зниження технологічної собівартості; складності впровадження

(витрати на впровадження, дефіцитність матеріалів, наявність необхідного устаткування, виробничих площин.). Вибір оптимального варіанту технологічного процесу здійснюється за результатами техніко-економічного аналізу:

Економічний ефект від впровадження нової технології[2]:

$$E_{np} = (B_b - B_{np}) N,$$

де B_b, B_{np} – приведені витрати базового і пропонованого технологічних процесів;

N – річна програма випуску виробів.

Приведені витрати[7]: $B = C_t + E_n K$,

де C_t – технологічна собівартість деталі по порівнюваних варіантах технологічного процесу, грн.;

E_n – нормативний коефіцієнт економічної ефективності капітальних вкладень;

K – питомі капітальні вкладення, грн.

Рекомендований етап - остаточно відбирають і приймають рішення про впровадження найбільш доцільних розробок на підставі розрахунку очікуваного економічного ефекту.

Технологічний процес механічної обробки – система, що складається із сукупності операцій, об'єднаних в певній послідовності. Підсистемами технологічного процесу механічної обробки є операції. Більш дрібними структурними одиницями є переходи і прийоми (групи прийомів). Кожний прийом (група прийомів) націлений на виконання певної функції.

В процесі виконання переходу виконується багато прийомів. Таким чином, перехід в загальному випадку поліфункціонален. Тим більше поліфункціональна кожна операція. При цьому об'єкти функцій можуть бути різні. Все це призводить до того, що функціонально-вартісний аналіз техпроцесів володіє деякими особливостями.

По перше, важко правильно проранжувати усі функції технологічних операцій, щоб вони чітко вкладалися в єдину зв'язну функціонально-структурну модель. Тому ФВА техпроцесу механічної обробки деталей важкого машинобудування доводиться проводити за спеціальними процедурами, зв'язаним з класифікацією операцій (переходів). Ця класифікація [2,5,8] передбачає поділ всіх операцій (переходів) на:

- Створюючи;
- Забезпечуючи;
- Виправляючи;
- Контролюючи.

По друге, у складі операцій можуть бути переходи які створюють і забезпечують, виправляють та контролюють. В цьому випадку ФВА доводиться проводити по окремих переходах, що значно збільшує обсяг аналітичних робіт. У цих випадках доводиться іноді проводити переструктуризацію процесу, перш ніж можна буде скористатися ФВА.

По третє, прийнято вважати, що структурний аналіз техпроцесу не дає суттєвих результатів. Слід зауважити з цього приводу, що техпроцес це не що інше, як сукупність позитивних і негативних дій, які вчиняються в технологічній системі при перетворенні предмета праці. Тому без такого аналізу банк не був би неповним.

По четверте, проведення структурного і функціонального аналізу процесу в цілому і за операціями призводить до дуже великого обсягу аналітичної роботи, тому краще ці види аналізу проводити після «згортання».

По п'яте, у технологічних процесах механічної обробки деталей важкого машинобудування використовується безліч ресурсів, втрати яких істотно погіршують техніко-економічні показники (наприклад, собівартість продукції), тому необхідний ретельний ресурсний аналіз, з метою зменшення відходів і втрат ресурсів.

З урахуванням усього сказаного методика аналізу технологічних процесів може бути представлена так:

1. Побудова функціонально-структурної моделі техпроцесу по класифікації операцій та переходів;
2. При необхідності пере структуризація техпроцесу таким чином, щоб технологічні переходи всередині операцій були однотипними;
3. «Згортання» операцій (переходів);
4. Вибір оптимального варіанту технологічного процесу;
5. Аналіз вибраного технологічного процесу: структурний, функціональний, ресурсний і т.д.

Висновки

1) ФВА допомагає організувати роботу виробництва по розробці та впровадженню прогресивних та конкурентоздатних технологічних процесів механічної обробки деталей важкого машинобудування.

2) Дозволяє аналізувати усі функції виробу, та розраховувати витрати на їх забезпечення.

3) Вирішує задачі оптимізації техніко-економічних показників технологічного процесу.

4) Проводить попередній відбір і техніко-економічний аналіз найбільш доцільних пропозицій.

5) Дозволяє знизити витрати на виробництво, проведення робіт і надання послуг при одночасному підвищенні або збереженні якості виконуваної роботи.

6) Дозволяє виготовити виріб із заданими споживчими властивостями і якістю при мінімальних витратах використовуваних ресурсів.

Перелік джерел літератури: 1. Основные положения методики проведения функционально-стоимостного анализа: Методические рекомендации. - М.: Информ-ФСА, 1991. - 40 с. 2. Справочник по функционально-стоимостному анализу / Под ред. М.Г. Карпунина, Б.И. Майданчика. - М.: Финансы и статистика, 1988. - 431 с. 3. Tahmazian Berge. Quest for Value. "Value World" 21(2): 2-7 (June 1998). 4. Miles L. Techniques of value analysis and engineering, N. Y. Mc-Craw - Hill, 1972. - P. 203. 5. Эберт Х., Томас К. Анализ затрат на основе потребительской стоимости (новые методы рационализации). - М.: Экономика, 1975. - 190 с. 6. Грамп Е.А. Применение функционально-стоимостного анализа в электротехнической промышленности Англии. - Электротехническая промышленность. Сер. Общеотраслевые вопросы, 1970, № 357. 7. Грамп Е.А. Функционально-стоимостной анализ и его использование в промышленности зарубежных стран. - М.: Информэлектро, 1971. 8. Грамп Е.А. Организация служб функционально-стоимостного анализа в промышленных фирмах США. - М.: Информэлектро, 1971. 9. Кузьмин А.М., Барышников А.А. Формы применения функционально-стоимостного анализа. // Машиностроитель. - 2001. - № 6. - С. 37-40.

Рецензент: **Гузенко В.С.**, к.т.н., проф. ДДМА

**ЗАСТОСУВАННЯ МЕТОДІВ ФУНКЦІОНАЛЬНО-ВАРТІСНОГО АНАЛІЗУ ПРИ
ОПТИМІЗАЦІЇ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ
ДЕТАЛЕЙ ВАЖКОГО МАШИНОБУДУВАННЯ**

Мишура Є.В.

Функціонально-вартісний аналіз і його вплив на виробничі процеси машинобудівного виробництва. Застосування аналізу для оптимізації технологічних процесів механічної обробки деталей важкого машинобудування. Функціональні і структурні моделі технологічних процесів. Методи аналізу.

**ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДОВ ФУНКЦИОНАЛЬНО-СТОИМОСТНОЙ АНАЛИЗА ПРИ
ОПТИМИЗАЦИИ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ
ДЕТАЛЕЙ ТЯЖЕЛОГО МАШИНОСТРОЕНИЯ**

Мишура Е.В.

Функционально-стоимостной анализ и его влияние на производственные процессы машиностроительного производства. Применение анализа для оптимизации технологических процессов механической обработки деталей тяжелого машиностроения. Функциональные и структурные модели технологических процессов. Методы анализа.

**APPLICATION OF FUNCTIONAL ANALYSIS OF COST OPTIMIZATION OF PROCESS
PARTS MACHINING HEAVY ENGINEERING**

Mishura E. V.

Functional cost analysis and its impact on the manufacturing processes of engineering production. Using the analysis for the optimization of technological processes of heavy machinery parts. Functional and structural models of technological processes. Methods of analysis.

Ключевые слова: функционально-стоимостный анализ, технологический процесс, обработка деталей, тяжелое машиностроение

Ключові слова: функціонально-вартісний аналіз, технологічний процес, обробка деталей, важке машинобудування.

Key words: value analysis, technological process, processing of parts, heavy machinery

УДК 006.015.5

Раджаб Заде Мортеза, Залога В.А., Ивченко А.В., Криворучко Д.В.
СумГУ, г. Сумы, Украина

РАЗВИТИЕ ТЕРМИНОЛОГИЧЕСКОГО АППАРАТА В ОБЛАСТИ ИНТЕГРИРОВАННЫХ СИСТЕМ МЕНЕДЖМЕНТА

Введение

В настоящее время успешность любого производства оценивается не только финансовыми показателями, но и степенью удовлетворения требований и ожиданий заинтересованных сторон (потребителя, общества, поставщиков, персонала организации и акционеров) связанных с качеством товара, экологической безопасностью производственных процессов и выпускаемой продукцией, вопросов обеспечения безопасности труда и социальной ответственности и т.д.

Для удовлетворения этих быстросменных потребностей заинтересованных сторон, организации стремятся к реализации требований современных стандартов на системы менеджмента, в частности международных стандартов (МС) на системы менеджмента: качества - ISO 9001, промышленной безопасности и охраны труда - OHSAS 18001, экологии - ISO 14001, социальной ответственности - SA 8000 и т.д.

В развитых промышленных странах, например, Германии, Франции, США и др. широко используется практика по внедрению так называемых «integrated management systems», что ведет к рациональному использованию всех видов ресурсов в организации и в полной мере раскрывает потенциал систем менеджмента, отвечающим требованиям данных МС.

В то же время, многие организации, вступившие на этот нелегкий путь освоения международных стандартов по системам менеджмента, столкнулись с проблемой, связанной с пониманием концепции и терминологии в сфере интеграции.

Целью работы является разработка терминологического аппарата в области интегрированных систем менеджмента на основе исследования терминологии в сфере интеграции.

Анализ исследований понятия «интеграция»

В работах [1 – 2] с целью систематизации знания о сущности и понятии интеграционного менеджмента предположили, что «...независимо от структуры организации, количества подразделений и их функций механизмом «интеграции» является согласование и объединение усилий подразделений и их работников для достижения общих целей организации...». По данному определению уместна аналогия с живым организмом, жизнеспособность которого определяется правильным функционированием как отдельных его органов и систем, так и организма в целом.

В работе [3] описывается, что тенденция к интеграции, то есть объединению методов разных наук и установлению их общих закономерностей, является одной из особенностей развития наук на современном этапе развития социума по пути к «свободному обществу», то есть идеальному социуму, в котором всем культурным традициям предоставлены равные права. При этом рождаются общие языки и методы. Наука менеджмента – не исключение.

Авторы данной работы отметили, что современный менеджмент на основе системного подхода занимается проблемами интеграции всего комплекса процессов, обеспечивающих преобразование ресурсов, которыми располагает человечество, для удовлетворения экономических потребностей людей и общества. Интеграция происходит в совокупности различных взаимодействующих областях:

- взаимодействия личности, персон, коллектива с организацией или несколькими организациями;
- процессов, протекающих в отдельной организации, в нескольких хозяйствующих субъектах (поставщики – потребители, заказчики – подрядчики, холдинги), во всём социуме;

- при интеграции подсистем и элементов организации;
- в процессах взаимодействия организации с потребителями;
- в области процессов взаимодействия организации с обществом;
- при взаимодействии организации с природой;
- в ходе интеграции функций менеджмента и функциональных аспектов деятельности;
- в процессах интеграции уровней управления;
- в области интеграции систем менеджмента (менеджмент качества, экологический менеджмент, промышленная безопасность, охрана здоровья, в соответствии с международными стандартами ISO);
- при интеграции этапов жизненного цикла продукции;
- в области интеграции технологий, технологических процессов и т.д.

Интеграционный метод реализуется на основе ситуационного подхода, то есть учитывает текущее синергетическое взаимодействие всех факторов внешней и внутренней среды организации.

В работе [4] приводятся исследования понятия интегрированной системы менеджмента (ИСМ) среди отечественных предприятий. Понятие интеграции ассоциируется, во-первых, со сложным процессом по объединению в одно целое каких-либо систем менеджмента, а во-вторых, с оптимальным способом существования организации в условиях глобальной конкуренции. Однако в общепризнанном понимании ИСМ - это часть системы общего менеджмента предприятия, отвечающая требованиям двух или более международных стандартов на системы менеджмента и функционирующая как единое целое.

Согласно результатам, приведенным в работах [5, 9], в вопросах интеграции, очень важным является учет следующих аспектов:

- основные движущие силы, приведшие к процессу интеграции;
- глубина интеграции;
- степень (полнота) интеграции систем.

В данной работе авторы в качестве примера сравнивали интеграцию систем менеджмента европейских стран с интеграцией систем менеджмента республик бывшего СССР.

В работе [6] понятие «ИСМ» визуально иллюстрируется на рисунке 1.



Рис. 1 – Интегрированная система менеджмента [6]

В работе [7] приведено определение понятия «интегрированная система управления» - система управления предприятием, которая органично совмещает в себе все подсистемы управления: стратегического менеджмента; менеджмента качества и окружающей среды; инновационного менеджмента; безопасности и охраны труда и др.

Работа [8] определяет понятие «ИСМ» как часть системы общего менеджмента организации, отвечающая требованиям двух или более международных стандартов на системы менеджмента и функционирующая как общее целое.

Авторы работы [9] определили два понятия, связанные с ИСМ:

Интеграция – процесс упорядочивания, согласования и объединения структур и функций в целостную систему.

Интегрированная система менеджмента (ИСМ) – объединение двух и более взаимосвязанных и взаимодействующих систем менеджмента, направленное на разностороннее развитие предприятия.

При этом авторы отметили, что на предприятиях интеграция систем менеджмента может применяться в различных сочетаниях. Набор из разных, необходимых для успешного функционирования предприятия, «лепестков» – это и будет ИСМ.

Работа [10] трактует понятие «интегрированные системы управления» как объединение требований систем, построенных на требованиях процессно-ориентированных стандартов между собой, аддитивным или мультипликативным методом, образуя при этом соответствующие модели интегрированных систем управления качеством продукции (ИСУ КП).

Авторы работы [11] при разработке методики создания системы менеджмента качества (СМК), соответствующей требованиям ГОСТ Р ИСО 9001-2001 интегрировали СМК в общую систему управления предприятием для повышения качества его деятельности в целом.

В работе [12] авторы под концепцией «ИСМ» понимают часть общей системы менеджмента организации, которая отвечает требованиям двух или больше стандартов на системы менеджмента, которая функционирует как единое целое и направлена на удовлетворение заинтересованных сторон. Важнейшим условием ИСМ на основе моделей, предложенных в ISO 9001, ISO 14001, OHSAS 18001 и SA 8000, есть совместимость стандартов, обусловленная, в первую очередь, наличием в этих документах идентичных требований (например, постоянного улучшения, выполнения обязательных и законодательных требований, результативного и эффективного управления, проведения анализа со стороны руководства, внутренних аудитов и тому подобное).

В ходе анализа результатов проведенных исследований установлено, что:

- 1) авторы разных работ в области ИСМ, как правило, используют различный терминологический аппарат, в частности, «интеграционный менеджмент» [1 – 3], «интегрированный менеджмент» [1 – 4, 6 – 12], «интеграция» [1 – 3, 5, 9], «интегрирующий момент» [5, 9], что приводит к сложности понимания самого процесса интеграции систем менеджмента в организациях;
- 2) понятие интеграции имеет широкую область применения, например: интеграция различных стран; интеграция в процессах взаимодействия организации с потребителями; интеграция систем менеджмента в соответствии с международными стандартами и др.;
- 3) в рассмотренных работах используется близкое по смыслу определение понятия «интегрированной системы менеджмента»

2. Определение понятия «Интеграция»

При осуществлении деятельности по разработке, внедрению и сертификации ИСМ на основе требований международных стандартов специалисты часто встречаются с таким многообразием понятий, как «интегрировать», «интегрирование», «интеграция», «интегрированный» и «интегральные». Различное восприятие данными специалистами этих понятий часто приводит к различным трактовкам одного и того же текста, а, следовательно, и к снижению результативности деятельности ИСМ организации.

Проведем исследование использования данных понятий в различных областях науки и экономики.

Интегрировать – глагол со следующими значениями:

- 1) в математике – находить интеграл данной функции [13];
- 2) в общем – объединить части в единое целое [13].

Интегрирование – существительное: производное от глагола «интегрировать»
Употребляется в следующих значениях:

- 1) в математике – находить интеграл данной функции [13, 14];
- 2) в общем – объединить в одно целое [13].

Интеграция – существительное: производная от глагола «интегрировать». Может обозначать следующее:

- 1) в математике – находить интеграл данной функции [13, 15];
- 2) в экономике – это форма интернационализации хозяйственной жизни [13];
- 3) в языке:

– интеграция языков: объединение диалектов в единый язык [13];

– явление в языке, заключающееся в том, что составные морфологические части известного слова (корень, суффикс, префикс) уже не обособляются в нашем сознании как отдельные части слова, и все слово (или его часть), хотя бы и разложимое путем научного анализа на свои составные части, а чувствуется одним цельным словом [13];

4) в науке – это процесс сближения и связи наук, происходящий наряду с процессами их дифференциации [13].

5) в человеческих отношениях:

– это действие или пример объединения расовой, религиозной, или этнической группы [15];

– это поведение, как индивидуума, который находится в гармонии с окружающей средой [15];

6) в психологии – это ассимиляция пищевого материала телом во время процесса анаболизма [15];

7) в общем – это объединение в единое целое отдельных частей [13, 15 – 16].

Интегральный – это прилагательное, производное от существительного «интеграл», которое имеет математическое значение и подразумевает операции связанные с интегрированием, например, «интегральное исчисление» [17].

Интегрированный – это прилагательное, производное от существительного «интеграл» и глагола «интегрировать», которое обозначает как «объединенный» [13].

Интегрирующий – это прилагательное из глагола «интегрировать», которое имеет значение «объединяющий». Как видно это прилагательное характеризует субъект действия: это тот, который интегрирует.

Интегрируемый – это прилагательное из глагола «интегрировать», которое имеет математическое значение [14].

Интеграционный – это прилагательное: 1) соотносящееся по значению с существительным «интеграция» и связанное с ним. 2) характеризующее понятие, свойственное интеграции или характерное для нее [13].

Анализ приведенных определений показывает, что такие понятия как: «интегрировать», «интегрирование», «интеграция», «интегрированный», «интегрирующий», «интегрируемый» и «интеграционный» являются однородными, но в тоже время их смысловое значение в значительной мере зависит от сферы применения, например, математика, экономика, языковедение, психология и др., где они используются (употребляются). Например, термин «интегрирование», на наш взгляд, имеет остро выраженное математическое значение, например, «аналоговое интегрирование», «графическое интегрирование», «когерентное интегрирование», «непосредственное интегрирование», «интегрирование по частям», «приближенное интегрирование», и «численное интегрирование».

Учитывая многозначность приведенных понятий (терминов), происходящих практически от одного слова, и то, что с точки зрения контроля, управления и менеджмента наиболее подходящим является их смысловое значение как «объединение в единое целое отдельных частей», предложено использовать для этих целей только понятия «интеграция». Это понятие как по структуре, так и по смысловому значению наиболее соответствует английскому слову «integration» – объединение в одно целое разнородных объектов.

Таким образом, в области систем менеджмента на наш взгляд наиболее приемлемо, использование универсальных понятий «*интеграция*» (объединение в единое целое отдельных дифференцированных частей в сферах математики, экономики, языковедения, науки, человеческого отношения и психологии для получения максимального эффекта) и «*интегрированный*», как результат интеграции.

Связи между понятиями, относящимися к интегрированным системам менеджмента, основываются на иерархических отношениях между родовыми признаками, при этом наиболее экономное описание понятия формируется путем наименования его рода и описания признаков, отличающих его от родительских или родственных понятий.

На рисунке 2 представлено графическое изображение понятий, связанных с интегрированными системами менеджмента.

Таким образом, для улучшения восприятия процессов интеграции систем менеджмента, на наш взгляд, целесообразно прекратить использование таких словосочетаний, как:

- интегрирование систем менеджмента;
 - интегральные системы менеджмента;
 - интегрирующие системы менеджмента;
 - интегрируемые системы менеджмента;
 - интеграционные системы менеджмента,
- заменив их словосочетаниями:
- интеграция систем менеджмента;
 - интегрированные системы менеджмента

И производными от них:

- метод интеграции систем менеджмента;
- процесс интеграции систем менеджмента.

Графическая интерпретация понятий «*процесс интеграции систем менеджмента*» и «*интегрированная система менеджмента*» представлена на рис. 3.

3. Определение понятия «Соответствие»

При проведении работ, связанных с созданием, внедрением и сертификацией интегрированных систем менеджмента у специалистов очень часто возникает путаница, которая связана с двумя понятиями «интеграции» и «соответствия» требований международных стандартов на системы менеджмента.

В МС ISO 9000:2005 приведено определение понятия «*соответствие*» – выполнение требования. Однако, на наш взгляд, такое определение ограничивает сферу применения этого понятия только лишь областью мониторинга, анализа и аудита систем менеджмента.

Приведем анализ многозначных смысловых значений (трактовок) понятия «*соответствие*», встречающихся в различных информационных источниках:

1) это «соотношение между чем-нибудь, выражающее согласованность, равенство в чем-нибудь или чему-нибудь в каком-нибудь отношении, гармонию» [13];

2) это «соотношение, аналогичность, аналогия, согласие, соразмерность, симметрия, гармония, согласование, согласованность, сходство в форме, природе, характере или появлении» [13, 15 – 16, 18];

3) это «согласие, согласованность действий или поведений и т.д. с социально общепринятыми стандартами, соглашениями, правилами, законами, нормами, отношениями, практиками, обычаями, преобладающим мнением, общепринятыми поведением, командой, запросом, правилом, или желанием другого и т.п.» [15 – 16, 18];

4) «это выполнение требования (п.п. 3.6.1 МС ISO 9000:2005)» [19].

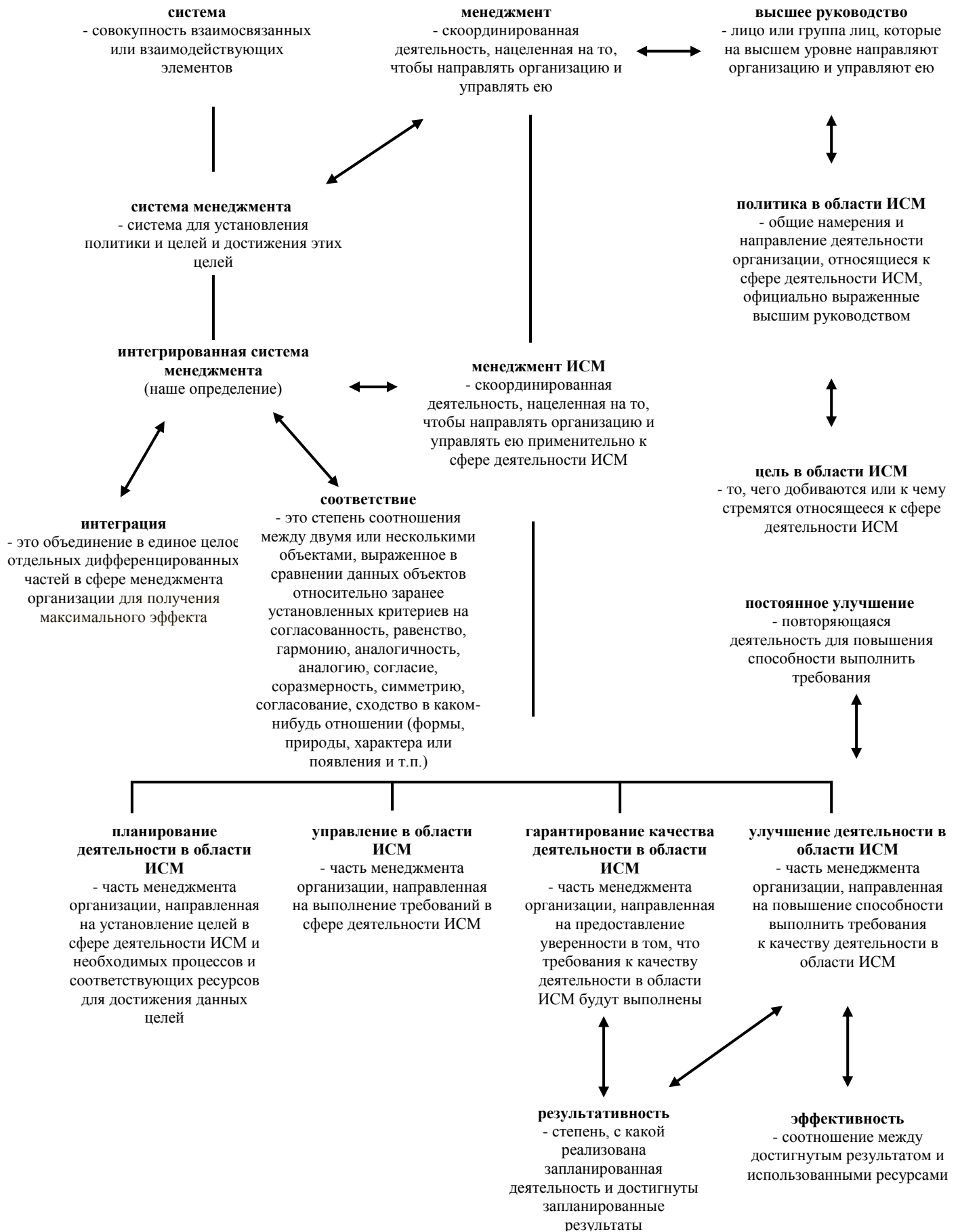


Рис. 2 – Понятия, относящиеся к интегрированной системе менеджмента

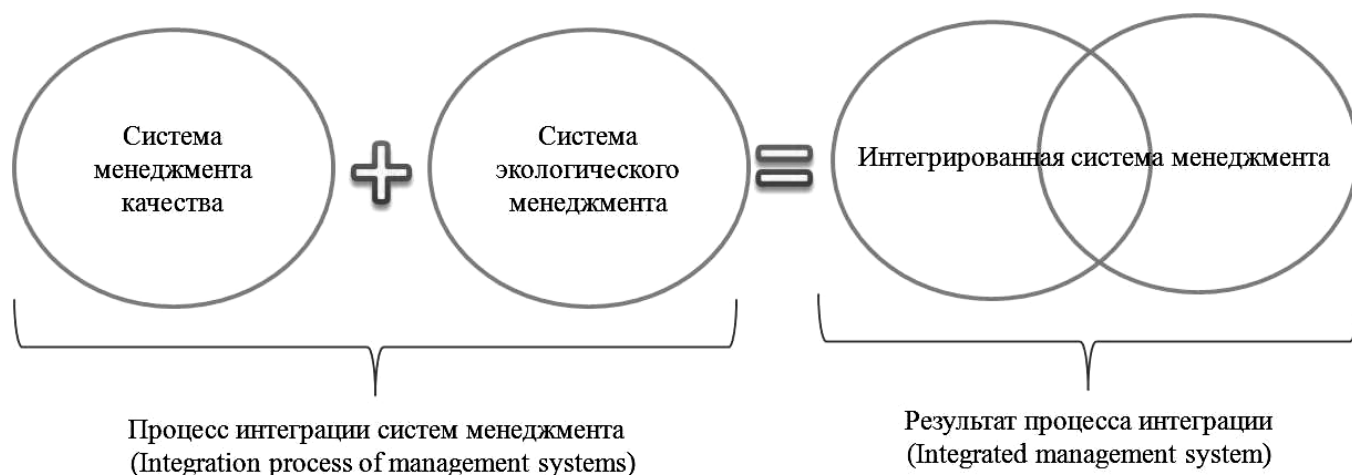


Рис. 3 – Интерпретация понятий «процесс интеграции систем менеджмента» и «интегрированная система менеджмента»

Таким образом, в сфере интеграции систем менеджмента предложено оперировать только двумя трактовками понятия «соответствие»:

1) выполнение требования;

Эта трактовка используется при проведении процедур мониторинга, анализа и аудита систем менеджмента;

2) степень соотношения между двумя или несколькими объектами, выраженного в сравнении данных объектов относительно заранее установленных критериев на согласованность, равенство, гармонию, аналогичность, аналогию, согласие, соразмерность, симметрию, согласование, сходство в каком-нибудь отношении (формы, природы, характера или появления и т.п.).

Эта трактовка используется при разработке, внедрении и совершенствовании интегрированных систем менеджмента.

Выводы

На основе проведенных исследований в области обеспечения конкурентоспособности организаций было установлено, что в настоящее время, одним из основных критериев выбора поставщиков является подтверждение соответствия его систем менеджмента различным требованиям международных стандартов, например, ISO 9001, ISO 14001, OHSAS 18001 и различных других международных и отраслевых стандартов и спецификаций.

Для повышения эффективности всей деятельности и с целью минимизации всех видов ресурсов, организации становятся на путь разработки, внедрения и сертификации интегрированных систем менеджмента.

В то же время, нормативно данный процесс обеспечен очень слабо, что ведет к появлению различных вариантов трактовок (пониманий) базовых определений в области интегрированных систем менеджмента.

В работе, на основании исследования понятийного аппарата, обосновано использования терминологического аппарата в области интегрированных систем менеджмента. Предложено определение таких понятий как: «интеграция систем менеджмента», «интегрированная система менеджмента», «соответствие». Разработаны структурно-логические связи между понятиями, относящимися к интегрированным системам менеджмента, которые основываются на иерархических отношениях между родовыми признаками, при этом наиболее экономное описание понятия формируется путем

наименования его рода и описания признаков, отличающих его от родительских или родственных понятий.

Перечень источников литературы: 1. Интеграционный менеджмент. 47 с. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://uchus.info/catalog> 2. Гусева Т.В. Интеграция как закономерный этап развития систем менеджмента // Менеджмент в России и за рубежом. – 2003 – № 5. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.mevriz.ru/articles/2003/5/1096.html> 3. А. Е. Хачатуров, А.Н. Белковский. Основы интегрированного менеджмента. – 317 с. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: www.elib.gasis.ru/upload/iblock/b6e/2_090.doc 4. Интегрированная система менеджмента (ИСМ). [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.klubok.net/article2387.html> 5. Армягова А.А., Егоров В.С., Пашков П.И., Сомков А.Е., Шестаков А.Л. Интегрированные системы менеджмента на малых предприятиях. Методические рекомендации. – 77с. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.subcontract.ru/Docum/> 6. В.В. Окрепилов. Подтверждение соответствия как необходимое условие обеспечения конкурентоспособности продукции наноиндустрии. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://rusnanotech09.rusnanoforum.ru/Home.aspx> 7. С40 Системы менеджмента качества. Справочник руководителя. – Ярославль: ГОУДПО ЯРИПК, 2005. – 52с. 8. G. Hrdinova, P. Sakal. Интегрированные системы менеджмента в качестве неотъемлемой части стратегии корпоративной социальной ответственности. 3 с. 9. Воронцова Е.А., Егоров В.С., Лемус С.В., Пашков П.И., Полев А.В., Сомков А.Е., Шестаков А.Л. Интегрированные системы менеджмента на малых предприятиях // Методическое пособие. – ЗАО «Субконтрактация». – Москва. – 2009. 80 с. 10. Химичева А.И. Научные основы проектирования интегрированных систем управления качеством продукции (услуг) на базе международных стандартов // Докторская диссертация. – Киев. – 2007. – с. 66-68. 11. Гаффорова Е.Б., Иванова В.А. Интеграция системы менеджмента качества в общую систему управления предприятием // Все о качестве. – 2006. – № 1 (40). – с. 7-23. 12. Корешков В., Назаренко В., Кусакин М., Осмола І. Інтегровані системи менеджменту організації – особливості, проблеми і шляхи вирішення // Стандартизація сертифікація якості. – 2007. - № 1. – с. 54-61. 13. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.slovopedia.com> 14. Мирзабекян Жора Мкртычевич. Русско-персидский политехнический словарь. 50000 терминов. М., «Сов. Энциклопедия», 1973. - С. 213. 15. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://dictionary.reference.com> 16. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.yourdictionary.com> 17. И.К. Овчинникова, Г.А. Фуругян, Ш.М. Бади. Русско-персидский словарь — 36 тысяч слов. С. 301. 18. [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.thefreedictionary.com> 19. ISO 9000:2005, Quality management systems — Fundamentals and vocabulary.

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

РАЗВИТИЕ ТЕРМИНОЛОГИЧЕСКОГО АППАРАТА В ОБЛАСТИ
ИНТЕГРИРОВАННЫХ СИСТЕМ МЕНЕДЖМЕНТА

Раджаб Заде Мортеза, Залога В.А., Ивченко А.В., Криворучко Д.В.

В работе, на основании исследования понятийного аппарата, обосновано использование терминологического аппарата в области интегрированных систем менеджмента. Предложено определение таких понятий как: «интеграция систем менеджмента», «интегрированная система менеджмента», «соответствие».

РОЗВИТОК ТЕРМІНОЛОГІЧНОГО АПАРАТУ В ОБЛАСТІ ІНТЕГРОВАНИХ
СИСТЕМ МЕНЕДЖМЕНТУ

Раджаб Заде Мортеза, Залога В.О., Івченко А.В., Криворучко Д.В.

В роботі, на підставі дослідження понятійного апарату, обґрунтовано використання термінологічного апарату в області інтегрованих систем менеджменту. Запропоновано визначення таких понять як: «інтеграція систем менеджменту», «інтегрована система менеджменту», «відповідність».

EVOLUTION OF TERMINOLOGICAL APPARATUS
IN THE FIELD OF INTEGRATED MANAGEMENT SYSTEMS

Rajab Zadeh Morteza, Zaloha V.A., Ivchenko O.V., Ph.D., Kryvoruchko D.V.

In this paper, based on the studies of conceptual apparatus, the use of terminological apparatus in the field of integrated management systems is justified. The definitions of such concepts as “the integration of management systems”, “Integrated Management System” and “conformity” are proposed.

Ключевые слова: терминология, интегрированные системы, интеграция, менеджмент, соответствие.

Ключові слова: термінологія, інтегровані системи, інтеграція, менеджмент, відповідність.

Keywords: terminology, integrated systems, integration, management, compliance.

УДК 621-83.004.15

Цыганаш В.Е.

ДГМА, г. Краматорск, Украина

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО ЧАСТОТНОГО ДИАПАЗОНА, ПОВЫШАЮЩЕГО ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ МОЩНОЙ ЭЛЕКТРОТЕРМИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ

Введение

Одной из задач при производстве стали в дуговой сталеплавильной печи (ДСП) является увеличение доли лома, но она порождает большое количество проблем, связанных с интенсификацией теплообмена в рабочем пространстве печи. Период расплавления такой шихты сопровождается частыми обрывами дуг, короткими замыканиями, смещениями крупных кусков лома, поломками электродов. Положение усугубляется еще и тем, что современная ДСП является трехфазным агрегатом без нулевого провода, поэтому всякое изменение режима в одной из фаз вызывает нарушение режима в других фазах. В этих условиях штатные системы автоматического регулирования (САР) электродов становятся малоэффективными, а человек-оператор из-за ограниченности своих возможностей вынужден принимать решения с запаздываниями, то есть по устаревшей информации. В результате из-за большого уровня неопределенности при решении задачи выбора оптимального рабочего режима агрегата происходят сбои в типичной схеме действия человека-оператора [1, 2]:

- обнаружение изменения регулируемых переменных (входных сигналов – тока и напряжения);
- формирование программы двигательных реакций (управляющих воздействий, связанных с выбором рабочей точки агрегата в целом);
- осуществление контроля и коррекции этих реакций.

Все это ведет к значительному перерасходу электроэнергии, увеличивает число поломок электродов. Так, для ДСП-12 перерасход электроэнергии может достигать 30 – 40 тысяч кВт-ч ежемесячно.

Цель работы

Целью настоящей работы является такое выделение частотного диапазона работы мощного энергопотребителя, которое позволило бы лучше согласовывать его с частотным диапазоном лица, принимающего решения, и улучшило бы выбор эффективного рабочего режима для установки в целом.

Одним из путей преодоления трудностей, вызванных большим объемом информации и сложностью ее переработки, является «распараллеливание» процедур ее сбора и обработки. Однако децентрализация процесса обработки информации неизбежно требует определенного уровня децентрализации также и процедур принятия решений, то есть создания самостоятельно функционирующих систем.

Основная часть

Появление в системе отдельных элементов (звеньев), способных за приемлемое время (и цену) обработать всю относящуюся к ним информацию, способную учесть все изменения конкретной ситуации и получающих право принятия самостоятельных решений по тем или иным вопросам, означает появление в системе иерархической структуры.

Если рассматривать САР для отдельного электрода как автономную систему, то ее удобно представить в виде двух подсистем: «окружающая среда» и, собственно, «энергопотребитель». Взаимодействие между ними осуществляется через потоки информации (управляющая часть) и энергии (силовая или управляемая часть). Обычно в первой подсистеме допускается регулирование мощности, отбираемой из сети, а во второй имеется возможность влияния на нагрузку, исходя из условий протекания технологического процесса и допустимых условий эксплуатации оборудования. Материально управляемая

часть (подсистема) может быть представлена в виде источника питания, работающего на силовую активно-индуктивно-емкостную цепь.

Проведенная таким образом декомпозиция автономной системы применительно к отдельному электроду (а их три в агрегате) позволяет получить структурную схему энергопотребления, отделить энергетическую часть от информационной, вскрыть сущность процессов, происходящих в системе, выявить роль и место человека-оператора (лица, принимающего решения – ЛПР) в процессе преобразования энергии. Однако, вскрывая сущность процесса энергопреобразования и роль в нем отдельных звеньев, этот подход не вскрывает инструмента, позволяющего снизить уровень неопределенности при принятии решений.

Чтобы наметить путь для решения этой задачи рассмотрим математические предпосылки для описания этих процессов. Математической моделью таких систем, характеризующих процессы энергопреобразования, являются нелинейные дифференциальные уравнения.

В настоящее время разработаны методы исследования нелинейных систем, близких к линейным. Для таких систем введением малого параметра выделяется «порождающая» (как правило, линейная) система, которая может быть легко исследована. Затем производится либо уточнение полученного решения методом последовательных приближений, либо решение отыскивается в форме рядов по малому параметру. В этой области имеется ряд фундаментальных результатов [3].

Что же касается существенно нелинейных систем, то здесь нет такой же законченности результатов, как в теории квазилинейных систем. Тем не менее и здесь имеются важные для практики результаты, концентрирующиеся около двух направлений:

1. Метод усреднения Н. М. Крылова, Н. Н. Боголюбова и Ю. А. Митропольского, а также примыкающие к нему методы гармонического баланса Л. С. Гольдфарба и гармонической линеаризации Е. П. Попова.

2. Методы фазового пространства и, в частности, метод точечных преобразований, разработанные А. А. Андроновым и его школой.

Остановимся подробнее на характеристике указанных методов. В «методе усреднения» за счет усреднения правых частей по явно входящему времени производится сведение системы к автономной, в результате чего достигается ее упрощение. Для получения высших приближений используется некоторая замена координат, позволяющая в асимптотике учесть влияние членов с высшими степенями малого параметра. Именно эта замена координат, позволяющая упростить исходную систему (но не ее решения), является весьма выгодной при анализе автоматических систем.

Достоинством метода усреднения является также тот факт, что это – асимптотический метод. Дело в том, что формальные условия сходимости рядов по малому параметру настолько жесткие, что часто не выполняются на практике. Условия же сходимости асимптотических рядов значительно шире.

Подчеркнем, что метод усреднения не снимает трудностей исследования «порождающей» (усредненной) автономной системы, а аппарат его мало приспособлен для нужд теории автоматического управления.

Метод гармонической линеаризации основан на разложении решения в ряд Фурье. При этом нелинейность правой части учитывается при вычислении коэффициентов ряда в разложении нелинейной функции гармонического аргумента в ряд Фурье. Это, с одной стороны, обеспечивает соответствие метода природе нелинейной задачи, а с другой стороны, приводит к значительным вычислительным трудностям.

Эти трудности заметно возрастают при вычислении высших приближений (высших гармоник), когда громоздкость вычислений не позволяет выявить влияние параметров системы на процессы в ней. Поэтому метод гармонической линеаризации успешно применяется лишь в тех случаях, когда колебания в системе близки к гармоническим и достаточно ограничиться вычислением первой гармоники. В этом случае Е. П. Попову и его

последователям удалось построить эффективные инженерные методики для исследования кусочно-линейных систем.[4].

Метод фазового пространства (точнее его «рабочая часть» - метод точечных преобразований) позволяет исследовать практически любые системы второго порядка. При $n=3$ вычислительные трудности метода становятся весьма существенными, а при $n > 3$ зачастую непреодолимыми.

В целом же можно отметить, что ни один из указанных методов (в том виде, в котором они существуют сейчас) не позволяет «вручную» (или с применением малого объема вычислений на ЭВМ) исследовать автоматические системы пятого, шестого и седьмого порядков с несколькими сложными нелинейностями и сложной картиной переходного процесса. В то же время практическая необходимость в таком методе очевидна, поскольку численные расчеты в принципе не способны обеспечить решение таких необходимых в инженерной практике задач, как выявление общих качественных закономерностей системы, ее «физики», учесть изменение параметров и структуру управляющего устройства на процесс регулирования и поведение объекта.

Поэтому естественно возникает задача, связанная с применением новых методов для исследования систем высокого порядка. Последнее, например, оказывается возможным, если удастся каким-либо образом расщепить систему на две подсистемы низкого порядка и исследовать каждую из подсистем независимо друг от друга. Такое расщепление системы составляет суть «метода разделения движений», при котором разделенные системы исследуются независимо друг от друга благодаря тому, что разделение движений осуществляется на основе предположения: переходный процесс по быстрым координатам (к положению равновесия, определяемому медленной координатой) происходит много быстрее, чем изменяется медленная координата. По этой упрощенной нелинейной модели дается качественная характеристика исходной системы [3].

Возможны и другие методы разделения движений, но суть их одна – исходная система уравнений расщепляется на две подсистемы, из которых одна – система быстрых движений – может быть (приближенно) исследована независимо от другой – системы медленных движений. При этом упрощенная математическая модель нелинейной системы так же является нелинейной.

В качестве одного из таких вариантов разделения движений проанализируем вариант, предложенный в работе [5]. Нелинейные процессы энергопреобразования, происходящие в активно-индуктивно-емкостной цепи отдельного электрода ДСП по аналогии с механикой представим как результат взаимодействия некоторых подсистем и введем понятие абсолютной, переносной и относительной систем отсчета для электрических сигналов.

Первая подсистема («источник питания» - ИП) выполняет функции окружающей среды для объекта и характеризует абсолютное движение, а результат взаимодействия ИП с объектом (подсистемой «нагрузка» - Н) характеризует относительное движение в системе в целом. Тогда переносное движение можно отождествить с подсистемой быстрых движений. Воздействуя на переменную ИП (напряжение), на нагрузку Н (ток) и изменяя параметры дуги можно регулировать и определяющую переменную – фактическую мощность, поступающую в нагрузку. Она может быть измерена киловаттметром. При этом прибор точнее фиксирует медленную составляющую и сглаживает огибающую быстрых движений, характеризующих мгновенную мощность удвоенной промышленной частоты источника питания. Медленная составляющая, являющаяся главной в процессе управления, визуально лучше определяется и оператором, чем, например, напряжение или ток, измеряемые вольтметром и амперметром для отдельной фазы агрегата. Происходит это из-за расширения частотного диапазона сигнала, измеряемого киловаттметром, как в сторону самых медленных движений, так и в сторону самых быстрых движений до удвоенной промышленной частоты, что и позволяет оператору точнее определять мощности в отдельных фазах агрегата и корректировать по ним положение общей рабочей точки для трех фаз агрегата в целом с меньшими запаздываниями при принятии решений. Интересно

отметить, что полученный эффект разделения движений усиливается и за счет снижения уровня помех по мере приближения рабочей точки к траектории оптимального режима, являющейся экстремалью процесса энергопреобразования. При достижении оптимального режима быстрые движения в относительной системе отсчета себя почти не проявляют, несмотря на наличие переносного и абсолютного движений.

На подобную декомпозицию структурных схем и их предварительный анализ можно выйти, опираясь на модельные представления и на подход Гельмгольца. Рассмотрим это детальнее. Учтем, что действие для действительного движения в системе минимально и равно:

$$\int_{t_1}^{t_2} \left(\frac{Li^2}{2} - \frac{q^2}{2C} \right) dt$$

где по первой системе аналогий [6] $\frac{Li^2}{2}$ – кинетическая, а $\frac{q^2}{2C}$ – потенциальная энергия

системы, t – время. С другой стороны для материальной точки, движущейся без воздействия движущих сил, принцип наименьшего действия из всех возможных кривых дает в качестве траектории ту, на которой точка в определенное время с наименьшей скоростью достигает своей цели, то есть дает наикратчайшую линию.

Для уяснения сущности происходящего возьмем производную от кинетического потенциала H , чтобы выделить в нем ту часть составляющих движений, которые не зависят от времени при достижении системой состояния установившегося динамического равновесия

$$\begin{aligned} \frac{dH}{dt} &= \frac{d}{dt} \left[\frac{Li^2}{2} - \frac{q^2}{2C} \right] = \frac{1}{2} i \left[i \frac{dL}{dt} + 2L \frac{di}{dt} - 2 \frac{q}{C} \right] = \frac{1}{2} i \left[\left(i \frac{dL}{dt} + L \frac{di}{dt} \right) + L \frac{di}{dt} - 2 \frac{q}{C} \right] \cong \\ &\cong \frac{1}{2} i \left[\Delta P_p(t) + L \frac{di}{dt} - 2 \frac{q}{C} \right]. \end{aligned}$$

В полученном выражении, характеризующем изменения мощности, особый интерес представляет состояние, наступающее при $\Delta P_p(t)=0$ и сопровождающееся компенсацией относительного движения в системе. Происходит это в результате возникновения «скрытого» движения.

Опираясь на модель [5], рассмотрим физическую сущность данного механизма. В этом режиме установившегося динамического равновесия все составляющие взаимно компенсируются и не оказывают влияния на процесс энергопреобразования, то есть переводятся в режим «скрытых» движений. Это приводит к тому, что в системе прекращается отбор мощности от колебаний несущей частоты и ее амплитуда достигает максимума. При этом суммарные фазовые сдвиги низкочастотных составляющих, действующих на опережение и отставание от резонансной частоты колебательного контура становятся равными между собой.

В этом равенстве как отдельных составляющих, так и их сумм проявляется интегральный эффект исключения переменных в фазо-частотной области. Подчеркнем, что равенство сумм можно интерпретировать и как специфику ортогональности. Это нашло свое отражение в работах, касающихся исследований и современной интерпретации понятия мощности [7, 8], где рассматриваются условия равенства нулю суммы составляющих мощности, у которых токи и напряжения имеют разные спектры и соотношения гармоник. Если учесть, что действующее значение сигналов и активная мощность инвариантны к частоте, то это становится возможным, поскольку реактивную мощность по Фризе можно определить, как реактивную мощность эквивалентных по действующим значениям тока и напряжения и активной мощности синусоидальных сигналов [7].

Чтобы в модели, имитирующей систему в целом, наблюдался режим установившегося динамического равновесия, необходимо еще отсутствие влияния колебаний, поступающих от источника, на колебания в самом колебательном контуре (колебания собственной частоты). Эта независимость обеспечивается за счет их ортогональности (сопряженности по Гильберту). Это условие в данном случае эквивалентно условию трансверсальности. Оно во многом определяет максимальное значение амплитуды вектора, при котором изображающая точка двигается в действительности от одного положения к другому так, что средняя кинетическая энергия минус средняя потенциальная энергия достигают своего наименьшего значения.

Выводы

Таким образом, для поддержания оптимального режима в модели, выполненной в форме экстремального принципа, необходимо не только поддержание условий трансверсальности, но и выполнение условий симметрии, проявляющихся в совпадении (двойственности) экстремумов, во-первых, для низкочастотной части - $\Delta P_p(t)$ и, во-вторых, для остающейся высокочастотной части производной от кинетического потенциала H .

Поэтому симметричность исключенных низкочастотных составляющих и ортогональность несущей и собственной частоты контура можно объединить в форме единого принципа – принципа симметрии, присущего оптимальному режиму энергопотребителя как системы в целом. В такой интерпретации он является аналогом условия трансверсальности во временной области.

Использование этого принципа для выделения и поддержания оптимального режима было опробовано в промышленных условиях на дуговой сталеплавильной печи ДСП-12. В результате испытаний было достигнуто сокращение времени расплавления шихты и существенное уменьшение количества поломок электродов, что стимулировало дальнейшее внедрение этого эффективного приема и на другой ДСП-12 в условиях АО НКМЗ,

Перечень источников литературы: 1. Зараковский Г.М. Закономерности функционирования эргатических систем /Г.М.Зараковский, В.В.Павлов. – М.: Радио и связь,1987.-232с. 2. Цыганаш В.Е. Анализ и решение задачи выбора предпочтительной инициативы при управлении мощной электротермической установкой. /В.Е.Цыганаш // Искусственный интеллект .- 2010, №2 С.164-168. 3. Геращенко Е.И. Метод разделения движений и оптимизация нелинейных систем. /Е.И.Геращенко, С.М.Геращенко.-М.: Наука, 1975.-296с. 4. Попов Е.П. Разделение управляемого процесса по частотам при приближенном исследовании нелинейных систем. /Е.П.Попов, Техническая кибернетика.-1967.-№5. 5. Цыганаш В.Е. Системный анализ энергетических преобразований в технологической системе /В.Е.Цыганаш.,//Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: Зб. наук.пр.-Краматорськ, ДДМА, Краматорськ,2000.-с.49-53. 6. Тетельбаум И.М. Электрическое моделирование динамики электропривода механизмов / И.М.Тетельбаум, Ф.М.Шлыков. – М.: Энергия, 1970.-192с. 7. Кизилев В.У. К вопросу о физическом смысле «реактивного тока» и «реактивной мощности»// В.У.Кизилев, Вестник НТУ ХПИ.- Харьков, НТУ ХПИ. 2002 № 9 т.3 с.44-50. 8. Жемеров Г.Г. Теория мощности Фризе и современные теории мощности. /Г.Г.Жемеров, О.В.Ильина // Електротехніка і Електромеханіка. – 2007.-№6. – с.63-65.

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

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО ЧАСТОТНОГО ДИАПАЗОНА, ПОВЫШАЮЩЕГО ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ МОЩНОЙ ЭЛЕКТРОТЕРМИЧЕСКОЙ УСТАНОВКИ
Цыганаш В.Е.

Представлен метод согласования частотных диапазонов работы оператора и электротермической установки, повышающий эффективность процесса плавки металла. Метод основан на введении абсолютной, относительной и переносной системы координат. В качестве условия оптимальности предложен принцип симметрии сигналов.

ВИБІР ОПТИМАЛЬНОГО ЧАСТОТНОГО ДІАПАЗОНУ, ТАКОГО, ЩО ПІДВИЩУЄ ЕФЕКТИВНІСТЬ РОБОТИ ПОТУЖНОЇ ЕЛЕКТРОТЕРМІЧНОЇ УСТАНОВКИ
Цыганаш В.Є.

Представлено метод узгодження частотних діапазонів роботи оператора і електротермічної установки, що підвищує ефективність процесу плавки метала. Метод передбачає введення абсолютної, відносної і переносної системи координат. В якості умови оптимальності обрано принцип симетрії сигналів.

THE SUMMARY HOICE OF THE OPTIMUM FREQUENCY RANGE RAISING OVERALL PERFORMANCE OF POWERFUL ELECTROTHERMAL INSTALLATION
Tsyganash V. E.

The coordination method of frequency working ranges of the operator and the electrothermal installation, that raising efficiency of metal fusion process is presented. The method is based on introduction of absolute, relative and portable system of coordinates. As an optimality condition the principle of signals symmetry is offered.

Ключевые слова: оптимизация, частотный диапазон, модель, принцип симметрии, электротермическая установка.

Ключові слова: оптимізація, частотний діапазон, модель, принцип симетрії, електротермічна установка.

Keywords: optimisation, a frequency range, model, a symmetry principle, electrothermal installation.

УДК 621.923: 621.90.17

Ревенко Д. В.

СевНТУ, г. Севастополь, Украина

МОДЕЛИРОВАНИЕ СОСТОЯНИЯ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ЗА СЧЕТ НАПРАВЛЕННОГО ЭЛЕКТРО-ЭРОЗИОННОГО РАЗРУШЕНИЯ СВЯЗКИ ИНСТРУМЕНТА

Введение

При финишной обработке ряда материалов применяются комбинированные методы шлифования, при которых съём материала, осуществляется за счет комбинации процессов резания и эрозионного удаления материала. Наиболее слабым звеном такой системы является шлифовальный круг. Для стабилизации процесса необходимо поддерживать поверхность инструмента в требуемом состоянии для чего требуются математические модели, позволяющие автоматизировать процесс финишной обработки и оптимизировать его по требуемому критерию.

На Основании вышеизложенного целью данной статьи является разработка математических моделей учитывающих изменение состояния шлифовального круга за период его стойкости, позволяющих поддерживать его свойства за счет направленного электро-эрозионного разрушения связки .

Основная часть

Одним из распространенных методов финишной обработки является алмазно-искровое шлифование, при котором поддерживается требуемое состояние инструмента за счет направленного разрушения его связки.

Удаление материала в результате работы эрозии является случайным процессом, охарактеризовать который можно полнотой удаления материала связки инструмента.

Вероятность эрозионного разрушения связки определим, как вероятность того, что случайная величина $l_{\text{эп}}$ окажется меньше половины ширины двух соседних лунок [1] $b_{\text{эп}}(q)$ на уровне q (рисунок1):

$$P_{\text{св}}(q) = P(0 < l_{\text{эп}} \leq b_{\text{эп}}(q)) = \int_0^{b_{\text{эп}}(q)} f(l_{\text{эп}}) \cdot dl_{\text{эп}} \cdot \quad (1)$$

Определим плотность распределения $f(l_{\text{эп}})$, характеризуя появление событий $l_{\text{эп}}$ как простейший поток с показательным законом распределения плотности вероятности [1]

$$f(l_{\text{эп}}) = \lambda e^{-\lambda l_{\text{эп}}}.$$

Тогда выражение для расчета вероятности удаления связки запишется в виде:

$$P_{\text{св}}(q) = \int_0^{b_{\text{эп}}(q)} \lambda_{\text{л.св}} e^{-\lambda_{\text{л.св}} l_{\text{эп}}} dl_{\text{эп}} = 1 - e^{-\lambda_{\text{л.св}} \cdot b_{\text{эп}}(q)} = 1 - e^{-\Delta a_{\text{св}}(q, n_{\text{к}})},$$

где $\lambda_{\text{л.св}}$ - среднее количество лунок на единицу поверхности связки; $\Delta a_{\text{св}}(q, n_{\text{к}}) = \lambda_{\text{л.св}} b_{\text{эп}}(q)$.

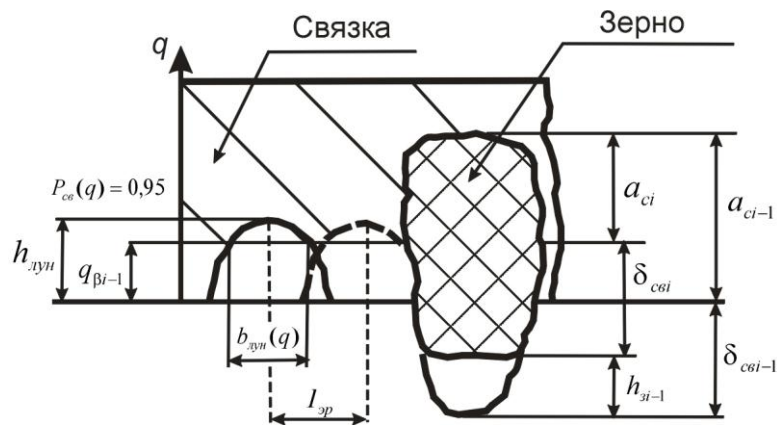


Рис. 1 - Определение вероятности удаления связки

Рассмотрим зону контакта круга с заготовкой. За время $t_{обр}$ сечение круга проходит через зону контакта n_k раз, т.е.

$$n_k = V_k t_{обр} / l_{кр}.$$

где $l_{кр} = 2\pi R_{кр}$ - длина окружности по периферии абразивного круга; $R_{кр}$ - радиус круга.

Возникший разряд за время своего существования τ_p перемещается по поверхности круга со скоростью $V_{ск.к}$ и успевает пройти расстояние $V_{ск.к} \tau_p$. Все разряды, возникшие на дуге $z = V_{ск.к} \tau_p$ пройдут через сечение, расположенное в конце этого сектора. Это значит, что на каждое сечение круга за один оборот будет воздействовать такое же количество эрозионных разрядов.

Тогда приращение количества разрядов, возникших на дуге круга длиной $\Delta z = V_{ск.к} \tau_p$, запишется как

$$\Delta n_p = k_{эп} k_c n_э f_э(u) \Delta z \Delta u.$$

Из общего объема инструмента проводником является металлическая связка, поэтому разряды, возникающие при обработке, будут разрушать исключительно ее поверхность. Алмазные зерна, занимая некоторую площадь на поверхности инструмента, повышают плотность распределения эрозионных лунок на поверхности связки (рисунок 2).

Таким образом, определим приращение среднего количества лунок на поверхности связки как

$$\Delta \lambda_{л.св} = \mu_{св} \Delta n_p.$$

где $\mu_{св} = S_{общ} / S_{св}$; $S_{общ}$, $S_{св}$ - площадь поверхности инструмента соответственно общая и занимаемая связкой; $\mu_{св}$ - коэффициент, учитывающий то, что эрозия действует только на поверхность связки.

Для алмазного круга $\mu_{св}$ может быть определен как

$$\mu_{св} = \frac{1}{1 - 0.25 \cdot V_{св}},$$

где $V_{св}$ - объемное содержание связки в инструменте.

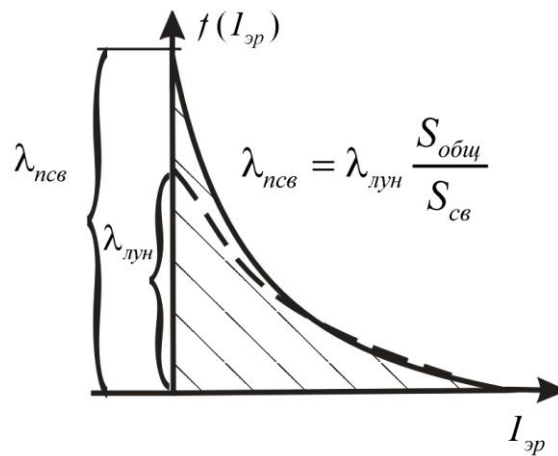


Рис. 2 – Плотность распределения расстояний между лунками на поверхности связки

Переходя от приращений к непрерывной форме записи, пределы интегрирования определим, исходя из того, что стружки могут образовывать только те зерна, вершины которых расположены в слое круга $u = t_\phi$, а все разряды, возникшие на дуге $V_{ск.к} \tau_u$, пройдут через сечение, расположенное в конце этого сектора.

$a_{св}(q, n_k)$ определится общей шириной лунок на уровне q (рисунок 1) после n_k оборотов

$$a_{св}(q, n_k) = \sum_{i=0}^{n_k} \int_0^{t_\phi} \int_0^{V_{ск.к} \cdot \tau_u} k_{эп} \cdot k_c \cdot n_\varepsilon \cdot \mu_{св} \cdot C_f \cdot u^{\chi-1} \cdot b_{эп}(q) \cdot du \cdot dz,$$

$$\begin{aligned} b_{эп}(q) &= 0 && \text{при } q < q_\varepsilon \\ b_{эп}(q) &= R_1 \cdot \sqrt{h_l - q + q_\varepsilon} && \text{при } q_\varepsilon \leq q \leq q_\varepsilon + h_l \\ b_{эп}(q) &= 0 && \text{при } q > q_\varepsilon + h_l \end{aligned} \quad (2)$$

где R_1 - коэффициент пропорциональности ширины лунки [1], [2]; h_l - глубина лунки; q_β - уровень связки q , на котором рассчитывается вероятность удаления связки $P_{св}(q) \geq \beta_m$ (доверительная вероятность удаления материала).

Глубину лунки, сформированную разрядом, определим по методике, рассмотренной в [1]. Механизмы формирования лунки на заготовке и на связке круга одинаковы. Различия вытекают из принятой полярности обработки и схем взаимного перемещения инструмента и заготовки.

При обратной полярности (круг - анод) глубина лунки, образовавшейся на поверхности инструмента вследствие действия разряда определяется как

$$h_{л.св} = \frac{\beta_{св} \cdot z_{II} \cdot \pi \cdot k_r^2 \cdot U^2}{\rho_{св} \cdot [C_{T.св} \cdot (\Theta_{нл.св} - \Theta_{о.св}) + L_{нл.св} + 0.5 \cdot V_P^2] \cdot (\pi \cdot k_r^2 + 2 \cdot V_{ск.к} \cdot r_{к.ср}) \cdot (x_{ск} - t_\phi + Q_{общ})}, \quad (3)$$

С учетом (2) и (3) запишем:

$$\begin{aligned} a_{св}(q, n_k) &= \sum_{i=1}^{n_k} k_{эп} \cdot k_c \cdot n_\varepsilon \cdot \mu_{св} \cdot C_f \cdot \int_0^{t_\phi} u^{\chi-1} \cdot du \times \\ &\times R_1 \cdot \int_0^{V_{ск.к} \cdot \tau_P} \sqrt{\frac{\beta_{св} \cdot z_n \cdot \pi \cdot k_r^2 \cdot U^2}{M_1 \cdot (\pi \cdot k_r^2 + 2 \cdot V_{ск.к} \cdot r_{к.ср}) \cdot (x_{ск} - t_\phi + Q_{общ})} - (q - q_\varepsilon)} \cdot dz \end{aligned} \quad (4)$$

где $M_1 = \rho_{св} [c_{т.св} (\Theta_{нл.св} - \Theta_{0.св}) + L_{нл.св} + 0,5V_p^2]$, $c_{т.св}$ - удельная теплопроводность связки; $L_{нл.св}$ - теплота плавления связки; $\Theta_{нл.св}$, $\Theta_{0.св}$ - начальная температура и температура плавления связки; $\rho_{св}$ - плотность связки; $\beta_{св}$ - доля энергии разряда, поступающей на электрод.

Решение (4) позволяет получить простое выражение, удобное для проведения расчетов:

$$a_{св}(q, n_k) = \sum_{i=1}^{n_k} \frac{k_{эп} \cdot k_c \cdot n_э \cdot \mu_{св} \cdot C_f \cdot R_1 \cdot V_{ск.к} \cdot \tau_p \cdot t_\phi \times}{\chi} \times \sqrt{\frac{\beta_{св} \cdot z_n \cdot \pi \cdot k_r^2 \cdot U^2}{M_1 \cdot (\pi \cdot k_r^2 + 2 \cdot V_{ск.к} \cdot r_{к.ср}) \cdot (x_{ск} - t_\phi + Q_{общ})} - (q - q_e)}$$

Используя это уравнение, можно вычислить величину слоя связки круга, удаленную эрозионными разрядами. В установившемся режиме на проходе от оборота к обороту будет изменяться лишь q_β . Остальные параметры будут оставаться без изменений.

Пример: Рассчитать вероятность эрозионного удаления материала связки на уровне $q = 0,002$ мм от поверхности на 200-й секунде работы алмазного круга ПП 300-20-75 АС6250 / 160НСМ2М1 в 0,5% водном растворе CaCO_3 при плоском попутном шлифовании периферией круга заготовки из твердого сплава ВК6 на обратной полярности при следующих режимах:

$$V_k = 35 \text{ м/с}; V_u = 0.262 \text{ м/с}; U = 30 \text{ В}; \text{ частота генератора } f = 22 \text{ кГц.}$$

Начальные условия:

$$t_\phi = 0,01155 \text{ мм}; r_{св} = 8,477310563 \text{ кг/мм}^3; x_{ск} = 0,125 \text{ мм}; Q_{общ} = 0,01 \text{ мм};$$

$$D_{св} = 299 \text{ мм}; c_{т.св} = 386 \text{ Дж/кг К}; z_n = 4,42 \text{ 1/(Ом мм)}; \Theta_{0.св} = 773 \text{ К};$$

$$r_{к.ср} = 0,5 \times 10^{-3} \text{ мм}; \Theta_{нл.св} = 900 \text{ К}; k_r = 0,5 \text{ мм/с}^{0,5}; L_{нл.св} = 386000 \text{ Дж/кг};$$

$$V_{ск.з} = 1000 \text{ мм/с}; V_p = 200000 \text{ мм/с.}$$

Рассчитаем количество оборотов круга за время работы:

$$n_k = \frac{V_k \cdot t_{обр}}{\pi \cdot D_{кр}} = \frac{35000 \cdot 200}{\pi \cdot 300} = 7427 \text{ об.}$$

Определим максимально возможное время разряда:

$$\tau_{p, \max} = \frac{\sqrt{t_\phi \cdot D}}{V_k \pm V_u - V_{ск.к} - V_{ск.з}} = \frac{\sqrt{0,01155 \cdot 300}}{35000 - 262 - 2000} = 5,64 \cdot 10^{-5} \text{ с.}$$

Минимальное время импульса $\tau_{p, \text{ген}} = 1/f = 4,55 \cdot 10^{-5} \text{ с.}$ В начальный момент времени круг практически не изнашивается, поэтому при расчете полагаем $q_\beta = 0$, $h_z = 0$. Коэффициент $\mu_{св}$ при 100% концентрации алмазов в инструменте определим как

$$\mu_{св} = \frac{1}{1 - 0,25 \cdot 1} = 1,33.$$

Коэффициент $\beta_{св}$, определяется экспериментально. При обратной полярности плотность потока к поверхности связки формируется за счет электронного тока, поэтому $\beta_{св}$ можно считать постоянным и равным 0,3 [1].

Тогда

$$M_1 = 8,4 \cdot 10^{-6} [386 (900 - 773) + 386000 + 0,5 \cdot 200000^2] = 168003,6541$$

$$a_{св} = \frac{7427 \cdot 0,7 \cdot 0,9 \cdot 5,2 \cdot 0,4 \cdot 5 \cdot 0,2 \cdot 1,4 \cdot 4,55 \cdot 10^{-2} \cdot 1,33}{1,5} \cdot 0,01155^{\frac{3}{2}} \times \\ \times \sqrt{\frac{4,42 \cdot 3,14 \cdot 0,5^2 \cdot 30^2}{168003,65 \cdot (3,14 \cdot 0,5^2 + 2 \cdot 0,5) \cdot (0,125 - 0,01155 + 0,01)}} - 0,002 = 0,1541.$$

Вероятность удаления связки на уровне $q = 0,002$ мм от поверхности определяется по формуле (1):

$$P_{св}(0,002) = 1 - \exp[-0,1541] = 0,143.$$

Последовательно рассчитывая вероятность по всем уровням в различные моменты времени, можно следить за износом круга. Выражение для определения слоя удаленной связки запишем при помощи единичной функции

$$q_{\beta}(n_{об}) = \int_0^q 1(P(q, n_{об}) - \beta_m) \cdot dq, \quad (9)$$

где $1(P(q, n_{об}) - \beta_m)$ - единичная функция, которая при достижении $P(q)$ величины β_m принимает значение, равное единице; $P(q)$ - суммарная вероятность удаления материала связки на уровне q в исследуемом сечении круга; q_{β} - наиболее удаленный от поверхности связки уровень q , на котором $P(q) > \beta_m$.

Величина y_{β} на выходе из зоны контакта, т.е. в точке $z=L$, характеризует глубину удаленного слоя заготовки

$$y_{\beta}(L) = Q_{общ}. \quad (10)$$

Глубина удаленного слоя связки $Q_{св.эр}$ после рассматриваемого количества оборотов характеризуется величиной q_{β}

$$q_{\beta}(n_{об}) = Q_{св.эр}. \quad (11)$$

Выводы

Полученная модель позволяет имитировать состояние инструмента в любой момент времени, последовательно прогнозируя все предыдущие стадии развития элементов операции. Комплексный подход при моделировании дает возможность оптимизировать переход системы от начального состояния к конечному.

Перечень источников литературы: 1. Братан С.М. Технологические основы обеспечения качества и повышения стабильности высокопроизводительного чистового и тонкого шлифования: дис. ... доктора. техн. наук: 05.02.08: защищена 23.03.06 : утв. 25.06.06 / Братан Сергей Михайлович. – Одесса, 2006. – 337 с. 2. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке.-/ Ю.К.Новоселов.- Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979.- 232 с.

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

МОДЕЛИРОВАНИЕ СОСТОЯНИЯ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА ЗА СЧЕТ
НАПРАВЛЕННОГО ЭЛЕКТРО-ЭРОЗИОННОГО РАЗРУШЕНИЯ СВЯЗКИ
ИНСТРУМЕНТА

Ревенко Д. В.

Статья содержит аналитические зависимости позволяющие прогнозировать параметры состояния шлифовального круга за счет направленного электро-эрозионного разрушения связки инструмента. Определено, что механизмы формирования лунки на заготовке и на связке круга одинаковы. Различия вытекают из принятой полярности обработки и схем взаимного перемещения инструмента и заготовки.

ОДЕЛЮВАННЯ СТАНУ ШЛІФУВАЛЬНОГО КОЛА ЗА РАХУНОК
НАПРАВЛЕННОГО ЕЛЕКТРО-ЕРОЗІЙНОГО РУЙНУВАННЯ ЗВ'ЯЗКИ ІНСТРУМЕНТУ

Ревенко Д. В.

Стаття містить аналітичні залежності дозволяють прогнозувати параметри стану шліфувального круга за рахунок спрямованого електро-ерозійного руйнування зв'язки інструменту. Визначено, що механізми формування лунки на заготовці та на зв'язці кола однакові. Відмінності витікають з прийнятої полярності обробки та схем взаємного переміщення інструмента і заготовки.

SIMULATION OF GRINDING WHEELS FOR DIRECTED BY ELECTRO-EROSIVE
DESTRUCTION LIGAMENT TOOL

Revenko D. V.

The paper contains analytical expressions to predict the parameters of state of the grinding wheel due to directional electro-erosive destruction of the instrument bundle. It was determined that the mechanisms of formation of the hole on the work piece and a bunch of the same circle. The differences arise from the polarity of the adopted process and schemes of mutual movement of the tool and the work piece.

Ключевые слова: моделирование, шлифовальный круг, электро-эрозионное разрушение, связка, режущий инструмент.

Ключові слова: моделювання, шліфувальний круг, електро-ерозійне руйнування, зв'язка, ріжучий інструмент.

Keywords: modeling, the grinding wheel, electro-erosion destruction, ligament, cutting tools.

ЗМІСТ

РОЗДІЛ 1

Процеси та інструменти механообробки

- Равская Н. С., Липский Е. Р., Охрименко А. А.* Некоторые вопросы автоматизации проектирования обкаточных валков для компрессорных лопаток газотурбинных двигателей 6
- Клименко С. А., Копейкина М. Ю., Мельничук Ю. А., Манохин А. С. Муковоз С.Ю., Муковоз Е.А.* Повышение эффективности применения инструментов из ПСТМ на основе КНБ 15
- Клименко Г. П., Андронов А. Ю., Коноплицкий Е. В.* Повышение безотказности фрез сборной конструкции 21
- Неченаев В. Г., Гнисько А. Н., Харламов С. Ю.* Определение силы принудительного удаления стружки при фрезеровании прямоугольных пазов 28
- Волкогон В.М., Антонюк В.С., Аврамчук С.К., Котляр Д.А.* Шлифование инструментальных сталей абразивным инструментом на основе ГЕКСАНИТА – А 34
- Стреляная Ю. О., Новиков П. А., Братан С. М.* Стохастическая диагностика взаимодействия инструмента и заготовки при точении 41
- Мановицкий А.С.* Прогрессивные конструкции круглых пластин из ПКНБ для точения деталей со сложным профилем 51
- Гриньов Ю. О., Воєводіна Т. А., Стрелков В. Б., Кундеус В. В.* Визначення кінематичних геометричних параметрів збірних свердел 56
- Клименко Г. П., Ткачева Е. В.* Определение показателей надежности работы и инструментообеспечения сборных резцов 66
- Герасимчук Е. М., Вовк В. В.* Геометрические параметры передней поверхности торцовых фасонных фрез 71
- Сторчак М. Г., Мурат Осак, Залого О. А.* Методика экспериментального определения характера и интенсивности изнашивания режущего инструмента 77
- Азарова Н. В., Цокур В. П., Горностаев Д. В.* Влияние различных способов шлифования и характеристик алмазного круга на среднее арифметическое отклонение профиля шлифованной поверхности 83
- Беляєва А. Ю.* Математичне моделювання процесу точіння з дробленням стружки в напрямку поздовжньої подачі різцетримачами з 89

пружними елементами

Ковалёв Д. Г. Особенности предельных по устойчивости режимов резания на тяжелых карусельных станка 96

Вакуленко С. В. Теоретичне дослідження ефективності використання інструментального оснащення з орієнтованим центром жорсткості 101

РОЗДІЛ 2

Якість та надійність металорізального обладнання

Ковалёв В. Д., Иваник И. А. Повышение точности тяжелого многооперационного станка на основе исследования деформативности несущих систем 107

Шевченко О. В., Яшник А. В. Дослідження показників динамічної якості консольного інструментального оснащення 114

Высочина А. И., Ковалев В. Д., Васильченко Я. В. Разработка тяжелого токарного станка для обработки роторов ветрогенераторов на основе исследования технологических условий заводов тяжелого машиностроения 121

Гейчук В. М. Створення роторних верстатів для магнітно-абразивної обробки на основі синтезу кінематики процесу та модульного принципу 127

Ковалев В. Д., Агапитова М. В. Разработка и исследования гидростатических опорных узлов для тяжелого токарного станка 137

Мироненко Е. В., Марчук Е. В. Управление динамическими характеристиками 143

РОЗДІЛ 3

Технологія машинобудування

Петраков Ю.В., Писаренко В.В. Визначення режиму фрезерування 3-D поверхонь для забезпечення якості 150

Михайлов А.Н., Михайлов Д.А., Михайлова Е.А. Особенности проектирования и классификации композиционных технологий машиностроения 157

Клименко С.А., Манохин А.С., Копейкина М.Ю. Влияния условий алмазного микроточения на шероховатость поверхности изделий оптики 165

Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Ткачук И.В. Эффективность применения при магнитно-абразивной обработке восстанавливающих стержневых элементов 171

- Гусев В.В., Молчанов А.Д., Барныч И.В.** Формирование микрорельефа при магнито-абразивной обработке внутренних поверхностей из керамики 177
- Тараховский А.Ю.** Типизация базовых деталей уплотнительных соединений типа «эластичный кольцевой элемент – внутренняя канавка» 182
- Витренко О.С., Кириченко И.А., Воронцов Б.С.** Исследование процесса формообразования гиперболоидных зубчатых колес при помощи инструментального зубчатого колеса 188
- Тимофеев Ю.В., Волошин А.И., Мироненко Е.В., Клочко А.А., Кравцов А.В.** Научное обоснование технологических методов обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес 194
- Пермяков А.А., Пацiora А.П.** Точность глубокого отверстия на этапе резания инструмента с определённой базированием 206
- Гузенко В. С., Черномаз В. Н., Мироненко Е.В., Соловьев В.В.** Алгоритм выявления технологических ниш в механообработке 213
- Кашура М.А., Витренко В.А., Грязев А.А., Воронцов С.Б.** Определение скорости скольжения при обработке зубьев гиперболоидным притиром 217
- Полтавец В.В., Матюха П.Г.** Определение средней высоты неровностей профиля обработанной поверхности при алмазном шлифовании титановых сплавов 222
- Рябченко С.В.** Шлифование зубчатых колес для энергетического и транспортного машиностроения 229
- Салипа І.П., Пасічник В.А.** Застосування DFA методології на деталі типу «корпус» 234
- Найденко А. Г., Девін Л. М., Осадчий О.А., Суліма О. Г., Стахнів М. Є.** Оцінка рівня неоднорідності поверхневого шару алюмінієвих дзеркал після алмазного мікроточіння за допомогою методу вихрових струмів 240
- Марков О.Е.** Оптимизация технологических процессов получения заготовок для крупных деталей 245
- Глоба О.В., Романко М.С., Милокост С.М.** Методологія обробки тонкостінних деталей кінцевими фрезами 254
- Богуцкий В.Б., Шрон Л.Б., Шрон Б.Л., Богуцкий Б.В.** Эффективность использования методик расчета размерных цепей при отработке конструкции электроинструмента 261

- Азарова Н.В., Цокур В.П., Маленко А.Н.** Влияние режимов обработки и радиальных колебаний круга на параметры шероховатости шлифованной поверхности 267
- Бакузов М.А., Субботин О.В.** Анализ способов устранения перекосов мостовых кранов 273
- Мартинов А.П.** Складаємість з'єднань в машинобудівних виробках з врахуванням стандартів GPS 279
- Настасенко В.О.** Удосконалення технологій виробництва гіперболоїдних зубчастих передач та черв'ячних зуборізних інструментів 286
- Алиева Л.И., Мартынов С.В., Комиренко А.Д., Гарифулина А.Р.** Отклонение формы фланца при высадке втулок из трубчатых заготовок 292
- Донченко Е.И., Донченко А.И.** Практическое использование способа повышения эффективности анализа нестационарных последовательностей в вибрационном сигнале при торцевом фрезеровании 298

РОЗДІЛ 4

Моделювання та оптимізація елементів технологічних систем

- Братан С.М., Сазонов С.Е., Бузько А.Л.** Моделирование процессов удаления материала при обработке абразивными лентами 303
- Данильченко Ю.М., Петришин А.І.** Моделювання форм коливань механічної коливної системи «шпиндельний вузол-основа» 309
- Залога В.О, Івченко О.В., Бятова Н.О.** Сучасний стан і перспективи створення моделі фахівця 317
- Івченко Т.Г.** Использование мультипликативных критериев при оптимизации режимов резания 325
- Брошак І.І, Луців І.В.** Багатофакторний аналіз механічних обмежувальних систем 330
- Васильченко Я.В., Савелов Д.В., Савелова И.К.** Оптимизация процесса резания на тяжелом токарном станке и его автоматизация за счет моделирования процесса резания 336
- Родичев Ю.М., Сорока Е.Б., Веер Ф.** Оптимизация технологических процессов механической обработки элементов из стекла по критериям прочности и трещиностойкости 346
- Мішура Є.В.** Застосування методів функціонально-вартісного аналізу при оптимізації технологічних процесів механічної обробки деталей важкого машинобудування 355

Раджаб Заде Мортеза, Залого В.А., Ивченко А.В., Криворучко Д.В.

Развитие терминологического аппарата в области интегрированных систем менеджмента

361

Цыганаш В.Е. Выбор оптимального частотного диапазона, повышающего эффективность работы мощной электротермической установки

370

Ревенко Д. В. Моделирование состояния шлифовального круга за счет направленного электро-эрозионного разрушения связки инструмента

376

ДЛЯ ПОДАТОК

Наукове видання

НАДІЙНІСТЬ ІНСТРУМЕНТУ ТА ОПТИМІЗАЦІЯ ТЕХНОЛОГІЧНИХ СИСТЕМ

Збірник наукових праць
Випуск №30

Постанова президії ВАК України
від 9 червня 1999 р., №1-05/7
Рішення вченою ради ДДМА,
протокол №10 от 31.05.2012

Підп. до друку 06.06.2012
Ум. друк. арк. 24,25.
Тираж 100 прим.

Формат 60×84^{1/16}.
Обл.-вид. арк. 17,63.
Зам. № 97

Видавець і виготівник
"Донбаська державна машинобудівна академія"
84313, м. Краматорськ, вул. Шкадінова, 72
Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи до Державного реєстру
серія ДК №1633 від 24.12.2003