

МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ

НАУКОВІ ПРАЦІ

**ДОНЕЦЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ**

Серія: «Машинобудування і машинознавство»

Всеукраїнський науковий збірник

Заснований у червні 2003 року

Виходить 1 раз на рік

Випуск 1(10)'2013

Донецьк 2013

УДК 621.6-9; 658.5; 662.7; 921.6

Публікується відповідно до рішення Вченої ради Донецького національного технічного університету, протокол № 4 від 24 травня 2013 р.

У збірнику опубліковано статті наукових працівників і провідних фахівців України в галузі машинобудування, в яких приведені результати наукових досліджень за такими напрямками:

- дослідження процесів механічного оброблення матеріалів та розробка прогресивних способів їх реалізації;
- проектування прогресивних конструкцій різальних інструментів та технологічного оснащення;
- створення і застосування прогресивних технологій в машинобудуванні;
- перспективні комп'ютерні технології в машинобудуванні (CAD / CAM / CAE-системи);
- дослідження проблем кінематики, динаміки, міцності та надійності машин і їх вузлів.

Матеріали збірника призначені для наукових працівників, викладачів навчальних закладів, фахівців з питань механічного оброблення матеріалів, загального машинобудування і машинознавства, студентів, аспірантів і докторантів.

Засновник та видавець – Донецький національний технічний університет (ДонНТУ)

РЕДАКЦІЙНА КОЛЕГІЯ

Д-р техн. наук, проф. Башков Є.О. (голова), д-р техн. наук, проф. Гусєв В.В. (заст. голови), д-р техн. наук, проф. Нечепаяєв В.Г. (заст. голови), д-р техн. наук, проф. Калафатова Л.П. (відповідальна за випуск), д-р техн. наук, проф. Братан С.М., д-р техн. наук, проф. Матюха П.Г., д-р техн. наук, проф. Малишко І.О., д-р техн. наук, проф. Михайлов О.М., д-р техн. наук, проф. Єронько С.П., д-р техн. наук, проф. Клименко Г.П., д-р техн. наук, проф. Ковальов В.Д., д-р техн. наук, проф. Кондрахін В.П. д-р техн. наук, проф. Онищенко В.П., канд. техн. наук, доц. Полтавець В.В., д-р техн. наук, проф. Проволоцький О.Є. д-р техн. наук, проф. Седуш В.Я., д-р техн. наук, проф. Татяничко А.Г., д-р техн. наук, проф. Шевченко Ф.Л.

Збірник зареєстрований в Державному комітеті інформаційної політики, телебачення та радіомовлення України. Свідоцтво: серія КВ № 7444 від 17.06.2003 р.

Збірник включено до переліку наукових фахових видань України, в яких можуть бути опубліковані результати дисертаційних робіт на здобуття наукових ступенів доктора і кандидата наук (додаток до постанови президії ВАК України №1-05/4 від 26.05.2010 р., надруковано в бюлетені ВАК України №6, 2010).

ЗМІСТ

Дослідження процесів механічного оброблення матеріалів та розробка прогресивних способів їх реалізації

Братан С.М., Сазонов С.Є. Керування процесом доводки прецизійних поверхонь.	9
Гуцаленко Ю.Г. Знос алмазно-абразивного інструменту у сталому процесі шліфування	16
Івченко Т.Г. Визначення температури різання з урахуванням змінності параметрів стружкоутворення в залежності від умов обробки	21
Майборода В.С., Карпушевський Б., Климов О.М. Аналіз умов магнітно-абразивного оброблення на різальних кромках кінцевих фрез із твердого сплаву при їх довільному розташуванні в робочих зонах установки типу кільцева ванна	28
Майборода В.С., Ткачук И.В., Джулий Д.Ю. Структурно-физическая модель формирования магнитно-абразивного инструмента в больших рабочих зазорах кольцевого типа при обработке стержневых изделий	36
Малишко І.А., Татяниченко О.Г., Сурженко А.М. Розвиток методів прогнозування поздовжнього перетину отвору при чистовій обробці осьовим інструментом	47
Нечепасєв В.Г., Мишов М.С. Моделювання процесу деформування стружки інструментом при фрезеруванні профільних пазів	54
Новіков Г. В., Кленов О. С. Умови зниження силової напруженості процесів механічної обробки	62
Новіков П.А. Порівняльне дослідження напруг, що виникають на формотворчих елементах мітчиків різних конструкції при їх роботі	71
Полтавець В.В., Матюха П.Г. Оптимізація режимів шліфування з урахуванням нестационарності процесу	81

Проектування прогресивних конструкцій різальних інструментів та технологічного оснащення

Воронов А.Е. Методика визначення оптимальних параметрів інструмента гіперболоїдної форми	92
Гриньов Ю.О., Кундеус В.В., Ястреб О.О., Воєводін А.Б., Воєводіна Т.А. Визначення динамічних параметрів збірного свердла	100

Створення і застосування прогресивних технологій в машинобудуванні

Каморкін П.А. Застосування фільтру гауса для Визначення геометричних параметрів якості поверхні профільним мето- дом	108
Новіков Ф. В., Шкурупій В. Г. Властивості поверхневого шару лазер- них дзеркал після абразивної обробки	116
Новіков Ф. В., Іванов І. Є. Закономірності утворення похибок механі- чної обробки й теоретичний аналіз умов їх зменшення	124
Тімофєєв Ю.В., Шелковий О.М., Клочко О.О., Міроненко Є.В. Технологічні основи забезпечення продуктивності, точності і якості зу- бообробки загартованих крупномодульних зубчастих коліс	131
Філатов О.Ю. Полірування прецизійних деталей оптоелектроніки при умові моніторингу якості оброблюваної поверхні	141

Перспективні комп'ютерні технології в машинобудуванні (CAD / CAM / CAE-системи)

Гусєв В.В., Вакуленко В.М., Молчанов А.Д., Новікова Ю.О. Дослідження напружено-деформованого стану системи «тазостегновий суглоб - металеві пластини»	149
Мірошниченко О.В., Волощук В.А. Аналіз можливостей автоматиза- ції побудови збірних осьових інструментів за допомогою CAD-системи PowerSHAPE	157
Петраков Ю.В., Сімута Р.Р. Математична модель початкових даних системи управління 3D фрезеруванням на верстатах з ЧПК	167

Дослідження проблем кінематики, динаміки, міцності та надійності машин і їх вузлів

Грубка Р.М. Визначення товщини зубця просторово-модифікованого зубчастого вінця втулки зубчастої муфти	175
Парфенюк А.С. Підвищення надійності пристроїв та механізмів коксо- вих машин шляхом зміни їх кінематичних параметрів	183

СОДЕРЖАНИЕ

Исследование процессов механической обработки материалов и разработка прогрессивных способов их реализации

Братан С.М., Сазонов С.Е. Управление процессом доводки прецизионных поверхностей	9
Гуцаленко Ю.Г. Износ алмазно-абразивного инструмента в устойчивом процессе шлифования	16
Ивченко Т.Г. Определение температуры резания с учетом переменности параметров стружкообразования в зависимости от условий обработки	21
Майборода В.С., Карпушевский Б., Климов А.Н. Анализ условий магнитно-абразивной обработки на режущих кромках концевых фрез из твёрдого сплава при их свободном размещении в рабочих зонах установки типа кольцевая ванна	28
Майборода В.С., Ткачук И.В., Джулий Д.Ю. Структурно-физическая модель формирования магнитно-абразивного инструмента в больших рабочих зазорах кольцевого типа при обработке стержневых изделий	36
Малышко И.А., Татьянченко А.Г., Сурженко А.Н. Развитие методов прогнозирования продольного профиля отверстия при чистовой обработке осевым инструментом	47
Нечпаев В.Г., Мышов М.С. Моделирование процесса деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов	54
Новиков Г.В., Кленов О.С. Условия снижения силовой напряженности процессов механической обработки	62
Новиков П.А. Сравнительное исследование напряжений возникающих на формообразующих элементах метчиков разных конструкции при их работе	71
Полтавец В.В., Матюха П.Г. Оптимизация режимов шлифования с учётом нестационарности процесса	81

Проектирование прогрессивных конструкций режущих инструментов и технологической оснастки

Воронов А.Э. Методика определения оптимальных параметров инструмента гиперболоидной формы	92
Гринев Ю.А., Кундеус В.В., Ястреб Е.А., Воеводин А.Б., Воеводина Т.А. Определение динамических параметров сборного сверла	100

Создание и применение прогрессивных технологий в машиностроении

- Каморкин П.А.**, Применение ф-фильтра гаусса для определения геометрических параметров качества поверхности профильным методом 108
- Новиков Ф. В., Шкурупий В. Г.** Свойства поверхностного слоя лазерных зеркал после абразивной обработки 116
- Новиков Ф.В., Иванов И.Е.** Закономерности образования погрешностей механической обработки и теоретический анализ условий их уменьшения 124
- Тимофеев Ю.В., Шелковой А.Н. Клочко А.А., Мироненко Е.В.** Технологические основы обеспечения производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес 131
- Филатов А.Ю.** Полирование прецизионных деталей оптоэлектроники при условии мониторинга качества обрабатываемой поверхности 141

Перспективные компьютерные технологии в машиностроении (CAD / CAM / CAE-системы)

- Гусев В.В., Вакуленко В.М., Молчанов А.Д., Новикова Ю.О.** Исследование напряженно-деформированного состояния системы «тазобедренный сустав – металлическая пластина» 149
- Мирошниченко А.В., Волощук В.А.** Анализ возможностей автоматизации построения сборных осевых инструментов с помощью CAD-системы PowerSHAPE 157
- Петраков Ю.В., Симута Р.Р.**, Математическая модель исходных данных системы управления 3D фрезерованием на станках с ЧПУ 167

Исследование проблем кинематики, динамики, прочности и надежности машин и их узлов

- Грубка Р.М.** Определение толщины зуба пространственно-модифицированного зубчатого венца втулки зубчатой муфты 175
- Парфенюк А.С.** Повышение надежности устройств и механизмов коксовых машин путем изменения их кинематических параметров 183

CONTENTS

Investigation of processes of material machining and development of progressive ways of its implementation

Sazonov S.E., Bratan S.M. Controlling the Process of Finishing Precision Surfaces	9
Gutsalenko Yu.G. Diamond-Abrasive Tool Wear in Sustainable Grinding Process	16
Ivchenko T.G. Defining Cutting Temperature Taking into Account Chip Formation Parameters Variability Depending on Treatment Conditions	21
Maiboroda V. S., Karpuschewski B., Klymov O.M. Analysis of the Process Related Conditions at Tool Edges during the Magneto-Abrasive Machining of Endmills of Hard Alloy with their Positioning in the Ring-Type Working Areas	28
Maiboroda V.S., Tkachuk I.V., Dzhulii D.Yu. Structural-Physical Model of Forming of Magnetic-Abrasive Tool in Large Ring-Type Working Areas at the Machining Of Shaft-Type Details	36
Malyshko I.A., Tatyanchenko A.G., Surzhenko A.N. Development of methods of Prediction of the Longitudinal Profile of the Holes at the Finish Machining by Axial Tools	47
Nechepaev V.G., Myshov M.S. Modelling of the Process of Chip Deformation with Cutting Tool when Milling Profile Slots	54
Novikov G. V., Klenov O. S. Conditions of Decrease in Power Intensity of Machining Processes	62
Novikov P.A. A Comparative Study of Stresses Emerging in Massing Wrenches of Different Designs in the Process of Their Work	71
Poltavets V.V., Matjuha P.G. Optimization of Grinding Conditions into Account Nonstationarity of Process	81

Projection of progressive designs of cutting tools and technological equipment

Voronov A.E. Method of Defining Optimal Parameters of a Hyperboloid-Shaped Tool	92
Grinyov Y.A., Kundeus V.V., Yastreb E.A., Voyevodin A.B., Voyevodina T.A. Modular drill dynamic parameters determination.	100

Creation and application of advanced engineering technologies

Kamorkin P.A. Application of Gaussian Filter for Defining the Geometric Quality Parameters of the Surface with Profile Method	108
Novikov F. V., Shkurupiy V. G. Surface Properties of a Laser Mirror after the Abrasive Blasting	116
Novikov F. V., Ivanov I. E. Laws of Mechanical Treatment Errors Formation and Theoretical Analysis of the Conditions of Their Reduction	124
Timofeev Y.V., Shelkovoy A.N., Klochko A.A., Mironenko E.V. Technological Basics of Ensuring Performance, Accuracy and Quality of Hardened Coarse Pitch Gear Machining	131
Filatov O.Yu. Polishing of Precision Optoelectronic Components with Active Quality Monitoring	141
<u>Advanced Computer Technologies in Mechanical Engineering (CAD / CAM / CAE-systems)</u>	
Gusev V.V., Vakulenko V.M., Molchanov A.D., Novikova J.O. Study of Stress-Strain State of “Hip Joint - Metal Plate”	149
Miroshnichenko O.V., Voloschuk V.A. Analysis of the Opportunities for Automation of Construction of Built-Up Axial Tools by Means of Power-shape Cad-System	157
Petrakov Y.V., Simuta R.R. Mathematical Model of Input Data for 3D CNC Milling Control System	167
<u>Investigation of problems of kinematics, dynamics, strength and reliability of machines and machine units</u>	
Grubka R.M. Defining the Thickness of Dimensionally Gear Clutch Hub Rim	175
Parfenyuk A.S. Improving the Reliability of Coke Machine Devices and Mechanisms by Changing its Kinematical Parameters	183

Дослідження процесів механічного оброблення матеріалів та розробка прогресивних способів їх реалізації

УДК 621.923

С.М. БРАТАН (д-р техн. наук, професор), tm@sevntu.com.ua

С.Е. САЗОНОВ (канд. техн. наук), tm@sevntu.com.ua

Севастопольский национальный технический университет

УПРАВЛЕНИЕ ПРОЦЕССОМ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗИОННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

В работе предложена САУ, которая позволяет повысить производительность обработки прецизионных деталей приборов с гарантированным качеством при минимальных затратах.

Ключевые слова: доводка, граничный цикл обработки, система автоматического управления, качество.

Введение

Современный уровень развития техники характеризуется повышением требований к качеству механизмов и машин. Важнейшими факторами, определяющими потребительские качества, долговечность, надежность и точность работы машин и приборов, являются погрешности размеров, отклонения формы, шероховатость, волнистость поверхностей и др. При изготовлении широкого класса деталей машин и приборов, нужно с одной стороны выдерживать высокие требования по качеству получения геометрических размеров, шероховатости и физико-механическому состоянию поверхностного слоя, с другой стороны повышать производительность их выпуска в связи с требованиями рынка [1, 2].

Особенно актуальна эта задача при производстве прецизионных приборов точной механики, например таких, как акселерометры, необходимо обеспечить высокое качество изготовления ответственных деталей. Основной деталью акселерометров являются упругие элементы – маятники, которые работают при циклических знакопеременных нагрузках, от качества изготовления которых зависит надёжность прибора. Маятник акселерометра представляет собой конструкцию, выполненную в виде плоского тела сложной конфигурации с фасонными поверхностями, изготовленными по 4 – 5 квалитетам, с шероховатостью поверхности $Ra=0,1 - 0,05$ мкм.

Необходимо не только повысить точность изготовления деталей в целом, но и обеспечить стабильность их параметров. Для решения этой задачи разработано оптимальное адаптивное управление [3]. Однако в виду наличия возмущающих воздействий эти алгоритмы обрабатываются с большими погрешностями. Для повышения эффективности процесса необходимо наличие систем управления позволяющих компенсировать случайное влияние внешних возмущающих факторов.

Целью данной работы является создание адаптивной системы управления процессом доводки прецизионных поверхностей деталей приборов, позволяющей обрабатывать граничные циклы обработки с минимальной погрешностью.

Основное содержание работы

Обзор существующих технологических процессов, применяемых для доводки прецизионных поверхностей на производстве показывает, что для управления процессом доводки перемычек маятников акселерометров может выступать усилие прижима притира к заготовке, окружная скорость поверхности притира и зернистость доводочной пасты.

В начальный период обработки при силовом воздействии зерна доводочной пасты внедряются в поверхность притира и заготовки пропорционально их твердости. Усилие прижима почти полностью расходуется на приращение упругих деформаций системы и глубины резания. Начальное состояние процесса характеризуется исходным состоянием рабочей поверхности инструмента и заготовки, которое определяется их параметрами шероховатости и твердостью поверхностного слоя. Конечное – максимально допустимой шероховатостью Ra_{np} и точностью формы притира Δ_{np} , при которых не обеспечивается заданная точность либо шероховатость поверхности, при которых эксплуатация изделия становится невозможной.

В качестве начального приближения (начальных условий для моделирования) используются справочные данные и существующие технологические рекомендации для соответствующих процессов.

Необходимо отметить, что при решении задач адаптивного управления технологическими процессами необходимо учитывать тот факт, что состояние технологической системы несвободно от наследования параметров, определяемых результатами обработки предыдущей детали. Указанное определяет наличие семейства оптимальных граничных циклов. Данные полученные при расчете граничных циклов могут быть использованы для оптимизации системы управления по быстродействию или нахождении наилучшего решения по себестоимости [4].

При расчете циклов было принято следующее допущение: при каждом обороте участок поверхности притира контактирует с измененным, но постоянным на i -м обороте слоем рабочей поверхности заготовки.

Полученные в результате расчета циклы (рис. 1) оказались состоящими из двух этапов, которые могут характеризоваться также как и в работе [3]:

- этапа «форсированного режима», на котором зерна доводочной пасты внедряются в поверхности заготовки и притира;
- этапа «непосредственной доводки», на котором сила прижима ограничивается жесткостью перемишки маятника, величиной дефектного слоя и лимитируется ограничениями на шероховатость поверхности и точность обработки.

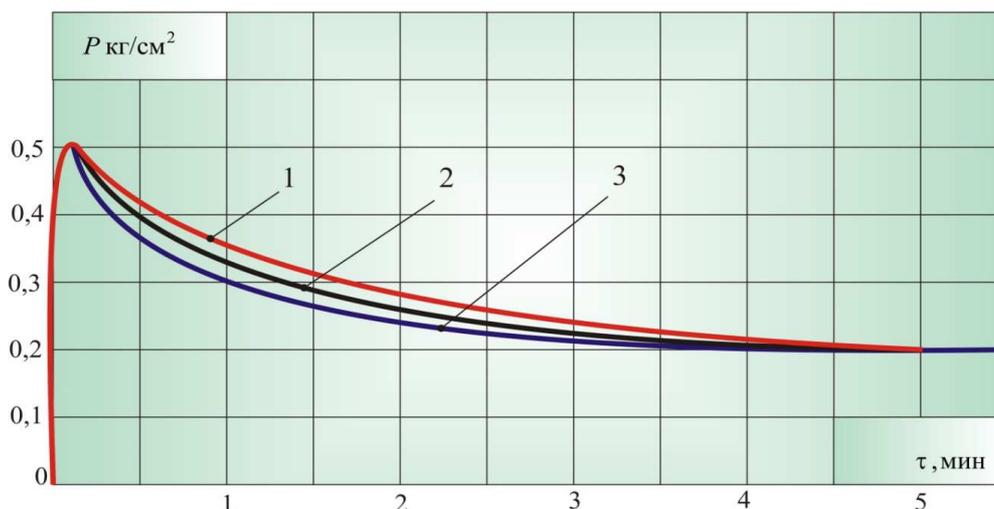


Рис. 1. Семейство циклов программного управления. 1, 2, 3 – траектории изменения усилия прижима для 1-ой, 10-ой и 30-ей детали соответственно

При расчете циклов учитывалось состояние притира в различные периоды его стойкости, поэтому продолжительность каждого последующего цикла увеличивается.

Общее время цикла обработки первой детали в 1,38 раза меньше цикла обработки детали в конце периода стойкости инструмента. При обработке 10-й, 30-й деталей основное время снижается в 1,15; 1,3; раза, по сравнению с заводскими.

Обработка маятников производилась с использованием системы автоматического управления (САУ) на оборудовании (рис. 2) разработанном на кафедре «Технология машиностроения» СевНТУ.

Спроектированная САУ позволяет вести двустороннюю обработку шеек маятника. САУ состоит из привода главного движения и 2-х взаимосвязанных симметричных контуров обеспечивающих необходимое усилие прижима притиров к поверхности заготовки, за счет следящих приводов (рис. 3).

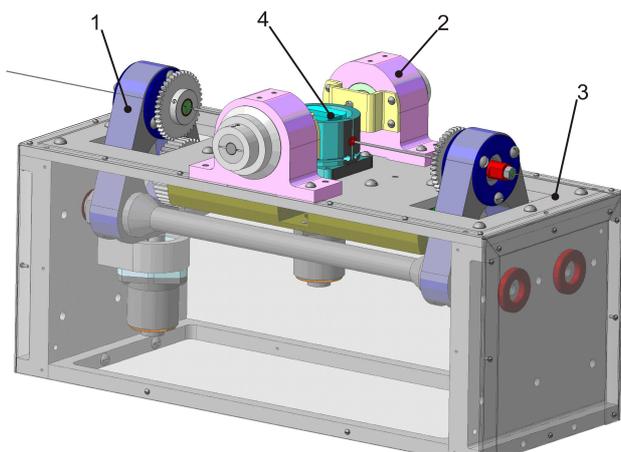


Рис. 2. Компоновка приводов экспериментальной установки.
1 – привод главного движения; 2 – привод подач; 3 – станина;
4 – приспособление для крепления детали

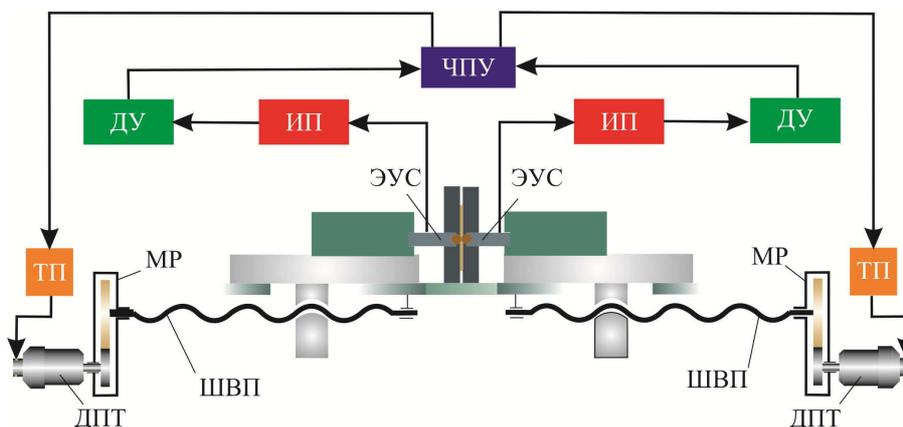


Рис. 3. Схема следящих приводов

САУ содержит два одинаково работающих независимых контура. Каждый из контуров функционирует следующим образом: из ЧПУ через тиристорный преобразователь двигатель (ДПТ) подается эталонный сигнал U_3 , который в определенном масштабе соответствует значению необходимого усилия прижима притира в зоне резания. Усилие контролируется измерительным прибором (ИП) и через дифференциальный усилитель (ДУ) поступает на сравнительное устройство в виде напряжения U_0 , про-

порционального фактическому усилию прижима. Далее скорректированный сигнал с учетом ошибки δU через тиристорный преобразователь подается на двигатель. В результате происходит изменение усилия прижима согласно заданной программы (рис. 4).

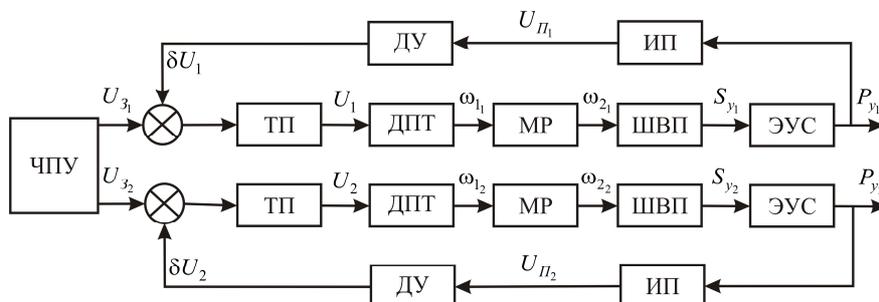


Рис. 4. Функциональная схема следящих приводов

При моделировании технологического процесса необходимо решить следующие задачи:

- сформировать заданный закон изменения силы резания $P(t)$,
- определить постоянную времени процесса обработки T ,
- реализовать условие устойчивости системы управления,
- исключить перерегулирование,
- минимизировать статическую погрешность реализации процесса.

В качестве закона изменения силы резания $P(t)$ рассмотрим экспоненциальный, имеющий вид $P(t) = P_n \exp[-t/T]$, где $P_n = P(t)|_{t=0}$ – начальное значение силы резания в момент включения технологической системы, T – постоянная времени (с), t – текущее время (с). Для определения постоянной времени обработки T необходимо знать конечное значение силы $P_k = P(t)|_{t=T_0}$ резания при заданной длительности процесса T_0 .

$$T = -\frac{T_0}{\ln(P_k/P_n)}.$$

В силу симметричности системы можно рассматривать только один канал. Операторная передаточная функция такой системы имеет вид

$$W_z(p) = \frac{W_s(p)}{1 + W_s(p)W_o(p)},$$

где $W_s = W_1 \cdot W_3 \cdot W_4 \cdot W_5 \cdot W_8$; $W_o = W_6 \cdot W_7$.

Вид передаточных функций звеньев системы представлен в таблице 1.

Таблица 1. Уравнения и передаточные функции звеньев системы

Название звена	Уравнение звена	Передаточная функция
Тиристорный преобразователь	$T_1 \frac{dU_{\text{вых}}}{dt} + U_{\text{вых}} = k_1 U_{\text{вх}}$	$W_1 = \frac{k_1}{T_1 p + 1}$
Двигатель	$T_e T_m \frac{d^2 \omega}{dt^2} + T_m \frac{d\omega}{dt} + \omega = k_2 U$	$W_2 = \frac{k_2}{T_e T_m p^2 + T_m p + 1}$
Редуктор	$\omega_{\text{вых}} = k_p \omega_{\text{вх}}$	$W_3 = k_3$
Шарико-винтовая пара	$k_4 = \frac{S}{2\pi}$	$W_4 = k_4$
Эквивалентно упругая система	$m \frac{d^2 x}{dt^2} + h \frac{dx}{dt} + c = k_s \cdot P$	$W_5 = \frac{k_5}{T_3 p^2 + T_4 p + 1}$
Измерительный прибор	$U_{\text{вых}} = k_6 U_{\text{вх}}$	$W_6 = k_6$
Дифференциальный усилитель	$T_7 \frac{dU_{\text{вых}}}{dt} + U_{\text{вых}} = k_7 U_{\text{вх}}$	$W_7 = \frac{k_7}{T_7 p + 1}$
Корректор	—	$W_8 = \frac{k_8}{T_8 p + 1}$
Слайдер масштаба	—	$W_{10} = k_{10}$

Для обеспечения требуемого уровня сигнала системы управления в её состав введены блоки коррекции K_8 и K_{10} . Блок K_8 необходим для демпфирования в момент начального пуска системы, а блок K_{10} – для снижения погрешности.

Устойчивость системы исследована корневым методом по характеристическому уравнению:

$$Z_w = \sum_{i=0}^q a_i p^i,$$

где $a_0 = 1 + K_1 \cdot K_2 \cdot K_3 \cdot K_4 \cdot K_5 \cdot K_8 \cdot K_6 \cdot K_7$;

$a_1 = T_1 + T_8 + T_7 + T_m + T_4$; $a_2 = (T_4 + T_7 + T_1 + T_8 + T_e) \cdot T_m + (T_8 + T_1 + T_7) \cdot T_4 + (T_8 + T_1) \cdot T_7 + T_3 + T_1 \cdot T_8$;

$a_3 = ((T_4 + T_e + T_1 + T_8) \cdot T_7 + (T_4 + T_e + T_1) \cdot T_8 + (T_4 + T_e) \cdot T_1 + T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_m +$
 $+ ((T_4 + T_1) \cdot T_8 + T_3 + T_1 \cdot T_4) \cdot T_7 \cdot (T_3 + T_1 \cdot T_4) \cdot T_8 + T_1 \cdot T_3$

$a_4 = (((T_4 + T_e + T_1) \cdot T_8 + (T_4 + T_e) \cdot T_1 + T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_7 +$
 $+ ((T_4 + T_e) \cdot T_1 + T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_8 + (T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_1 + T_e \cdot T_3) \cdot T_m +$
 $+ ((T_3 + T_1 \cdot T_4) \cdot T_8 + T_1 \cdot T_3) \cdot T_7 + T_1 \cdot T_3 \cdot T_8$

$a_5 = (((T_4 + T_e) \cdot T_1 + T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_8 + (T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_1 + T_e \cdot T_3) \cdot T_7 +$
 $+ ((T_3 + T_e \cdot T_4) \cdot T_1 + T_e \cdot T_3) \cdot T_8 + T_1 \cdot T_e \cdot T_3) \cdot T_m + T_1 \cdot T_3 \cdot T_8 \cdot T_7$

$a_6 = T_m \cdot (((T_e + T_1) \cdot T_8 + T_1 \cdot T_e) \cdot T_3 + T_1 \cdot T_e \cdot T_4 \cdot T_8) \cdot T_7 + T_1 \cdot T_e \cdot T_3 \cdot T_8$;

$a_7 = T_1 \cdot T_e \cdot T_m \cdot T_3 \cdot T_8 \cdot T_7$.

Все корни вещественные и расположены в левой комплексной полуплоскости, что свидетельствует об устойчивости и апериодическом характере процесса. График относительной погрешности реализации процесса $\varepsilon(t)$ управления представлена на рисунке 5.

Результаты моделирования процесса представлены на рисунке 6, где $P(t)$ – реакция системы на управляющее воздействие.

Проведенные расчеты показали, что спроектированная система адаптивного управления обеспечивает отработку цикла с погрешностью, не превышающей одного процента.

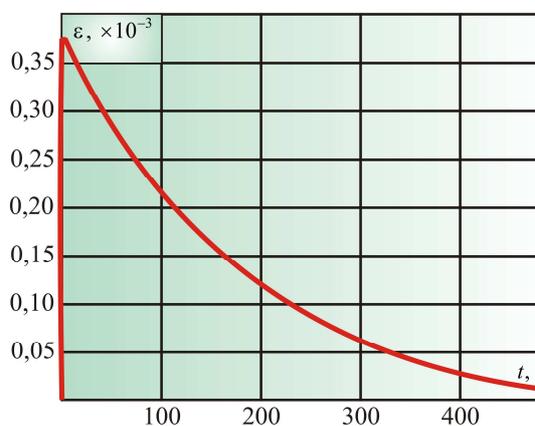


Рис. 5. Относительная погрешность реализации процесса

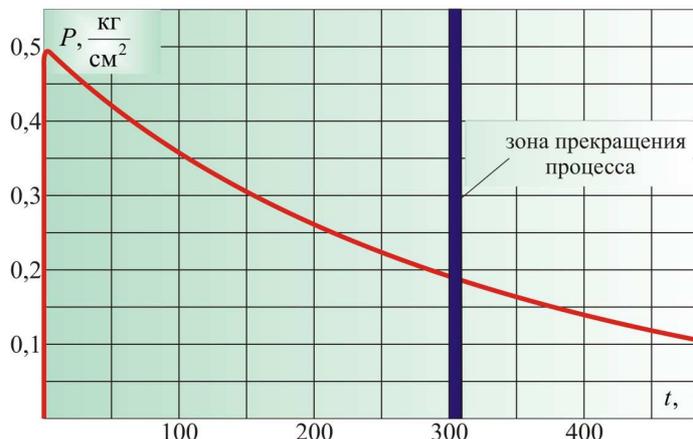


Рис. 6. График реакции системы

Выводы

Разработанное технологическое оборудование позволяет осуществлять обработку изделий с гарантированным качеством при минимальных затратах и максимальной производительностью на операциях доводки прецизионных поверхностей.

В дальнейшем планируется разработка САУ для доводки прецизионных деталей со сложными фасонными поверхностями.

Список литературы

1. Братан С.М. Оценка параметров качества поверхности при доводке свободным абразивом / С.М. Братан, Д.А. Каинов, С.Е. Сазонов // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2008. – Випуск 5 (139). – С. 9 – 15.
2. Сазонов С.Е. Моделирование силы прижима инструмента при доводке шеек маятников акселерометров / С.Е. Сазонов, С.М. Братан // зб. наук. пр. Вісник СевНТУ. Машиноприладобудування та транспорт. – 2010. – Вип. 107. – С. 194 – 196.
3. Сазонов С.Е. Повышение эффективности процесса доводки прецизионных поверхностей маятников акселерометров: дис. на соискание научной степени канд. техн. наук: спец. 05.03.01 «Процессы механической обработки, станки и инструменты» / С.Е. Сазонов. – Севастополь, 2011. – 153 с.
4. Яковбс Г.Ю. Оптимизация резания / Г.Ю. Яковбс, Э. Яковб, Д. Кохан. – М.: Машиностроение, 1987. – 279 с.

Надійшла до редакції 11.04.2013

Рецензент: О.Д. Молчанов

**С.М. БРАТАН,
С.Є. САЗОНОВ**

Севастопольський національний технічний університет

КЕРУВАННЯ ПРОЦЕСОМ ДОВОДКИ ПРЕЦИЗІЙНИХ ПОВЕРХОНЬ.

У роботі запропонована САУ, яка дозволяє підвищити продуктивність обробки прецизійних деталей приладів з гарантованою якістю при мінімальних витратах.

Ключові слова: доводка, граничний цикл обробки, система автоматичного управління, якість.

**S.M.BRATAN,
S.E. SAZONOV**

Sevastopol National Technical University

CONTROLLING THE PROCESS OF FINISHING PRECISION SURFACES

The modern level of technology development is characterized by increased requirements to quality of mechanisms and machines. In the manufacture of a wide class of details of machines and appliances, on the one hand it is necessary to withstand the high quality requirements, on the other hand to increase the productivity of their production in response to market demands. We need to increase the precision of parts manufacture in general and ensure the stability of their parameters. For this purpose we developed optimal adaptive control. However, these algorithms are improved with large errors. We need to increase the effectiveness of the systems needed to compensate for the influence of external random perturbing factors. In the initial period of treatment effort is spent almost entirely on the clamp of the increment of elastic deformation and cutting depth.

Data collected when calculating the boundary loops were used to optimize the performance of the system or find the best possible solution. Status was taken into account in calculating the tool cycles, so each subsequent cycle length increases.

Keywords: finishing, edge processing cycle, automatic control system, quality.

УДК 621.(922+924):004.925.8

Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО (ст. науч. сотр.), gutsalenko@kpi.kharkov.uaНациональный технический университет
«Харьковский политехнический институт»**ИЗНОС АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА В ПРОЦЕССЕ
ШЛИФОВАНИЯ**

Представлена расчетная схема баланса процессов изнашивания элементов двухкомпонентной системы «зерно – связка» непрерывно обновляемой рабочей поверхности круга со стабильным режущим рельефом. Выделены и определены уровни взаимосвязи износа абразивных зерен и связки круга.

Ключевые слова: шлифование, абразивный инструмент, стабильный рельеф, износ, моделирование.

Введение

В применении технологий алмазного шлифования [1] скорость износа связки $v_{\bar{n}a}$ принято увязывать со скоростью износа режущих зерен $v_{\bar{c}a\bar{d}}$.

Однако, как правило, какие именно режущие зерна имеются при этом ввиду, не оговаривается строго. Каждое (любое) зерно, выступающее над уровнем связки и участвующее в составляющих шлифование актов микрорезания, независимо от высоты выступления (микроскопический подход), либо весь режущий рельеф в целом, в оценке скорости понижения $v_{\bar{c}a\bar{d}}^*$ этого рельефа по изменению уровня наиболее выступающих зерен относительно некоторого номинального уровня связки (макроскопический подход).

Так, разрешающему высокопроизводительное алмазно-искровое шлифование соотношению в расширенном виде $v_{\bar{n}a} \geq v_{\bar{c}a\bar{d}}$ [2] не противоречит и подход к назначению электрических параметров алмазно-искрового шлифования по допустимому расходу шлифовальных кругов из условия $v_{\bar{n}a} = v_{\bar{c}a\bar{d}}^*$ [3].

Таким образом, в рассмотрении общего случая $v_{\bar{c}a\bar{d}} \geq v_{\bar{c}a\bar{d}}^*$ проблема качественного сопоставления $v_{\bar{n}a}$ и $v_{\bar{c}a\bar{d}}^*$ ($v_{\bar{n}a} = v_{\bar{c}a\bar{d}}^*$), скрывающая возможное чрезмерное обновление рельефа [4], трансформируется в физическую задачу количественного сопоставления $v_{\bar{n}a}$ и $v_{\bar{c}a\bar{d}}$, обнажающую соответствие кинематико-геометрических условий эксплуатации инструмента рациональным [1].

Получение и всестороннее обоснование строгого аналитического выражения соотношения $v_{\bar{n}a}$ и $v_{\bar{c}a\bar{d}}$, выполнение которого, наряду с поддержанием определенного постоянства высоты режущего рельефа круга, обеспечивает стабильность шлифования, представляет теоретический и практический интерес. Выполненная работа посвящена доказательному определению этого соотношения.

Основное содержание работы

Для вывода соотношения $v_{\bar{n}a}$ и $v_{\bar{c}a\bar{d}}$ воспользуемся расчетной схемой [5], рис. 1.

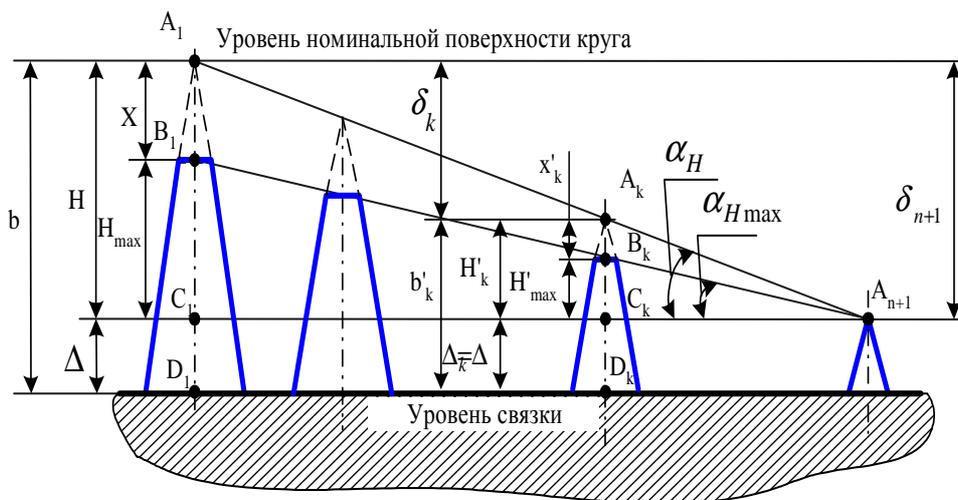


Рис. 1. Расчетная схема обеспечения постоянства высоты рабочего рельефа шлифовального круга с учетом износа режущих зерен

Приведение скорости износа связки $v_{\bar{n}\bar{a}}$ в соответствие со скоростью износа зерен $v_{\bar{c}\bar{a}\bar{d}}$ в рамках принятых рассматриваемой моделью допущений и в версии $\Delta = 0$ осуществляется из условия [6]

$$\frac{H}{v_{\bar{n}\bar{a}}} = \frac{X}{v_{\bar{c}\bar{a}\bar{d}}} \tag{1}$$

и вытекающего из него соотношения

$$\frac{v_{\bar{c}\bar{a}\bar{d}}}{v_{\bar{n}\bar{a}}} = \eta, \tag{2}$$

где $\eta = X / H$ - безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерна, $\eta \rightarrow 0$ для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ для затупленного зерна.

Корректность установления соотношения (2), как универсального описания режущего этапа жизненного цикла каждого зерна рабочей поверхности круга в версии $\Delta = 0$, можно проследить из следующих рассуждений. Следуя (1), в момент выпадения наиболее выступающего из связки зерна (рис. 1), которое определим как первое из выступающих из связки зерен, некоторому k -му зерну, следующему за ним в приведенном режущем профиле по модели [7], за некоторое время $\Delta\tau$ предстоит завершить свой линейный износ до предельной величины

$$X = X'_k + v_{\bar{c}\bar{a}\bar{d}} \cdot \Delta\tau$$

и, одновременно, подняться над связкой до предельной высоты, измеряемой до мнимого (предшествующего износу) положения вершины зерна,

$$H = H'_k + v_{\bar{n}\bar{a}} \cdot \Delta\tau,$$

рис. 1. Тогда должно выполняться условие

$$\frac{H - H'_k}{v_{\bar{n}\bar{a}}} = \frac{X - X'_k}{v_{\bar{c}\bar{a}\bar{d}}}.$$

С использованием (1) и после преобразований с использованием расчетной схемы (рис. 1) получаем

$$\frac{H'_k}{H} = \frac{H'_k - H'_{\max k}}{H - H_{\max}} \quad (3)$$

С другой стороны, если в рамках принятого допущения о равномерном законе распределения высот зерен над уровнем связки таких выступающих зерен ровно n в условиях непрерывной стабилизации режущего рельефа, то (рис. 1), после выражения входящих в правую часть (3) параметров H и H_{\max} , H'_k и $H'_{\max k}$, являющихся катетами соответствующих прямоугольных треугольников $\Delta A_{n+1}C_1A_1$ и $\Delta A_{n+1}C_1B_1$, $\Delta A_{n+1}C_kA_k$ и $\Delta A_{n+1}C_kB_k$, через тригонометрические функции $tg \alpha_H$ и $tg \alpha_{H_{\max}}$, получаем преобразование (3) в эквивалентную форму

$$\frac{H'_k}{H} = \frac{A_{n+1}C_k}{A_{n+1}C_1} \quad (4)$$

Равенство отношений (4) справедливо, если треугольники $\Delta A_{n+1}C_kA_k$ и $\Delta A_{n+1}C_1A_1$ подобны, каковыми они и являются по второму признаку подобия треугольников. Таким образом, корректность вывода (2) в версии $\Delta = 0$ (рис. 1) доказана.

С позиций рассматриваемой проблемы соотношения скоростей износа связки и зерен закон распределения высот зерен над уровнем связки может быть и иной, что не может повлиять на конечный результат, так как расчетная схема инвариантна формо-размерной характеристике зерна, и комплекс геометрических условий стабильности шлифования (требование определенного постоянства как высоты рабочего рельефа круга, так и глубины его проникновения в снимаемый с обрабатываемой поверхности припуск) также инвариантен закону распределения высот зерен над уровнем связки в допущении непрерывности этого распределения.

Реально мгновенная величина $v_{\text{сдв}}$ определяется и мгновенной толщиной среза, и степенью износа зерна в рассматриваемый момент времени. Однако использование в общем случае логики доказательств и рассуждений вокруг рассматриваемого подхода к обеспечению стабильности шлифования эквивалентной (приведенной) среднеинтегральной характеристики

$$\bar{v}_{\text{сдв}} = \left(\int_0^t v_{\text{сдв}} d\tau \right) / t,$$

где t - время рабочей жизни зерна, оставляет используемую логику без изменений.

Соблюдение равенства (2) является условием стабильной работы шлифовального круга и в условиях поддержания статистически гарантированного зазора между снимаемым припуском и связкой круга ($\Delta > 0$, рис. 1), но при дополнительной автономной или предварительной правке круга с обеспечением выступления режущих зерен над уровнем связки на величину этого зазора до начала соблюдения регламентом технологического процесса условия (2).

Практика процессов устойчивого алмазного шлифования требует оперирования системой условий (2) и $\Delta = \text{const}$ ($\Delta \geq 0$), рис. 1. Ограничение Δ сверху является статистической характеристикой формо-размерного распределения зерен в содержащей их связующей матрице круга и определяется, с одной стороны, способностью связки к удержанию алмазных зерен на поверхности круга, с другой – режимом нагружения выступающих над поверхностью связки зерен. Если же игнорировать контроль условия $\Delta = \text{const}$, то возможны ситуации нерациональной организации процесса. Например,

форсирование режимов шлифования, предусмотренных операционным регламентом, может привести к росту расхода сверхтвердого абразива, приходящегося на удаление заданного припуска, и, следовательно, сократить плановый ресурс инструмента [4].

Нарушения стабильности процесса могут возникать и вследствие переменных упругих деформаций в системе СПИД, например, при шлифовании длинных валов. В этом случае следящий адаптивный контроль должен предусматривать как управление врезным податочным перемещением инструмента (сближением круга и обрабатываемой заготовки в направлении общей нормали к их номинальным поверхностям контакта на участках его повышенной податливости в цикле обработки), так и соответствующее управление электрическими режимами процесса (с использованием, например, принципа дополнительной периодичности импульсного электроэрозионного воздействия [8]).

Выводы

Представлено доказательное определение обобщенного аналитического выражения соотношения скоростей износа режущих зерен и связки круга, необходимого для поддержания постоянства высоты режущего рельефа.

Соблюдение постоянства соотношения этих скоростей рассматривается как необходимое условие стабильного шлифования.

Полученные результаты и приведенные рекомендации предлагаются к применению в задачах рационального использования алмазных шлифовальных кругов в комбинированных технологиях, основанных на введении в зону резания электрических разрядов (алмазно-искровое шлифование).

Список литературы

1. Новиков Ф.В. Оптимизация параметров энергетически равновесного процесса алмазного шлифования: в 10 т. / Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Ю.Г. Гуцаленко; под общей редакцией Ф.В.Новикова и А.В.Якимова // В кн.: Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. – Одесса: ОНПУ, 2005. - Т. 9. – 2005. – С. 477-509.
2. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: спец. 05.03.01 / Н.К. Беззубенко; Харьк. гос. политехн. ун-т. – Харьков, 1996. – 457 с.
3. Беззубенко Н.К. Назначение электрических параметров алмазно-искрового шлифования / Н.К. Беззубенко, Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». – 2001. – Вип. 4. – С. 3-8.
4. Гуцаленко Ю.Г. Рациональное использование алмазных инструментов на металлических связках в производительных процессах шлифования высокопрочных сталей и сплавов / Ю.Г. Гуцаленко // Физические и компьютерные технологии: Тр. 10-й Междунар. науч.-техн. конф., (28-30 сент. 2004 г.). – Харьков: ХНПК «ФЭД», 2004. – С. 63-66.
5. Гуцаленко Ю.Г. Стойкость круга в рабочих процессах рационального стабильного шлифования / Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». – 2005. – № 23. – С. 50-63.
6. Новиков Ф.В. Разработка аналитической модели устойчивого во времени процесса алмазного шлифования / Ф.В. Новиков, Ю.Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т». – 2005. – № 12. – С. 51-63.

7. Новиков Ф.В. Разработка математической (аналитической) модели процесса алмазного шлифования: в 10 т. / Ф.В. Новиков, Ю.Н. Кривошапка; под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова // В кн.: Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения. – Одесса: ОНПУ, 2004. – Т.8. – 2004. - С. 218-289.

8. Гуцаленко Ю.Г. Особенности и перспективы алмазно-искрового шлифования в процессах высоких технологий / Ю.Г. Гуцаленко, Н.К. Беззубенко // Вестн. Харьк. гос. эконом. ун-та. – 1998. – № 1. – С. 81-86.

Надійшла до редакції 28.02.2013

Рецензент: П.Г. Матюха

Ю.Г. ГУЦАЛЕНКО

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»
**ЗНОС АЛМАЗНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТУ
У ПРОЦЕСІ ШЛІФУВАННЯ**

Представлено розрахункову схему балансу процесів зношування елементів двокомпонентної системи «зерно - зв'язка» робочої поверхні круга зі стабільним ріжучим рельєфом, що безперервно оновлюється. Виділено та визначено рівні взаємозв'язку зносу абразивних зерен і зв'язки круга в процесах шліфування.

Ключові слова: шліфування, абразивний інструмент, стабільний рельєф, знос, моделювання.

Yu.G. GUTSALENKO

National Technical University "Kharkiv Polytechnic Institute"
DIAMOND-ABRASIVE TOOL WEAR IN GRINDING PROCESS

It is presented the analytical model of balance the wear process of elements of binary component system "grain – bond" of continuously updating wheel working surface with a stable cutting relief. There are derived and determined the levels of correlation of wear of abrasive grains and bond in grinding processes. Representation of wheel cutting relief stability is the preservation of its unchanged height above a bond level. Representation of grinding stability is the preservation of unchanged maximal cut thickness which is reached by single grains of wheel working surface in the given system of kinematic-geometrical conditions of grinding which determine machining productivity. Mathematical formulation of correlation of basic characteristic of stability of wheel cutting relief and grinding process is proved on example using the uniform law of distribution of grain heights above a bond level after its breaking. This formulation is invariant of a grain form. In general case of grain wear process in tribotechnical and cutting contact to a material being machined the considered model presumes also uniform (with constant or medium integral speed) wear of grains in the direction of normal to nominal wheel working surface (cylindrical at grinding by wheel periphery, flat one at grinding by end surface). The developed approach is applied in tasks of simulation of efficient use of diamond grinding wheel in combined technologies based on introduction of electric discharges into cutting zone (diamond-spark grinding).

Keywords: grinding, abrasive tool, stable relief, wear, simulation.

УДК 621.9: 658.5

Т.Г. ІВЧЕНКО (канд. техн. наук, доцент)
ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»

ВИЗНАЧЕННЯ ТЕМПЕРАТУРИ РІЗАННЯ З УРАХУВАННЯМ ЗМІННОСТІ ПАРАМЕТРІВ СТРУЖКОУТВОРЕННЯ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД УМОВ ОБРОБКИ

Експериментально встановлений взаємозв'язок коефіцієнта усадки стружки зі швидкістю різання для різних передніх кутів леза інструменту. Теоретично встановлений вплив постійного коефіцієнта усадки стружки на температуру різання. Виконаний аналіз закономірностей формування теплових потоків та температур різання з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки в залежності від параметрів процесу точіння. Встановлені характер та ступінь впливу швидкості різання та подачі на температуру різання для різних передніх кутів під час точіння з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки. Здійснена експериментальна перевірка теоретичних досліджень.

Ключові слова: тепловий потік, температура, точіння, швидкість, подача, усадка стружки.

Вступ

Теплові явища в зоні різання мають суттєвий вплив на продуктивність механічної обробки та якість поверхневого шару деталей машин. Це доводить актуальність виконаних досліджень по визначенню температур різання в залежності від умов токарної обробки.

Відомі теоретичні та експериментальні методи аналізу теплових процесів в технологічних системах встановлюють загальні підходи до визначення теплових потоків та температур в зоні різання [1, 2, 3]. Вони складають основу для створення практичних рекомендацій з обґрунтування параметрів механічної обробки, що забезпечують допустимий рівень температур.

В наступний час на підставі досліджень закономірностей формування теплових потоків в зоні різання під час точіння визначені аналітичні залежності теплових потоків від умов механічної обробки [4], що сприяло удосконаленню методики аналітичного розрахунку температури різання [5] та виявленню загального впливу параметрів процесу різання на температуру леза інструменту [6].

Виконані дослідження залежностей щільностей теплових потоків від параметрів процесу різання [4] свідчать про суттєвий вплив на тепловий стан інструменту параметрів стружкоутворення, а саме - коефіцієнта усадки стружки. Однак, кількісні взаємозв'язки між параметрами встановлені без урахування складного характеру зміни самого коефіцієнта усадки стружки в залежності від умов обробки. Значення коефіцієнта усадки стружки приймається постійним для усього діапазону варіювання параметрів обробки.

Відомі експериментальні дослідження [2] встановлюють вплив геометричних параметрів інструменту та режимів різання на коефіцієнта усадки стружки, однак, для практичного використання потрібний подальший розвиток досліджень в напрямку встановлення аналітичних залежностей коефіцієнта усадки стружки від параметрів механічної обробки та їх врахування для визначення температури різання.

Мета роботи – аналіз впливу коефіцієнта усадки стружки на температуру різання та встановлення взаємозв'язку температури різання з подачею та швидкістю з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки в залежності від умов обробки.

Основний зміст і результати роботи

Основним параметром стружкоутворення, що розглядається в наступній роботі, є коефіцієнт усадки стружки k , який характеризує ступінь деформування шару матеріалу деталі, що під час різання перетворюється в стружку. Коефіцієнт усадки стружки суттєво залежить від параметрів процесу різання. Відомо, що він зменшується з ростом переднього кута леза інструмента γ , швидкості різання V та подачі S [2].

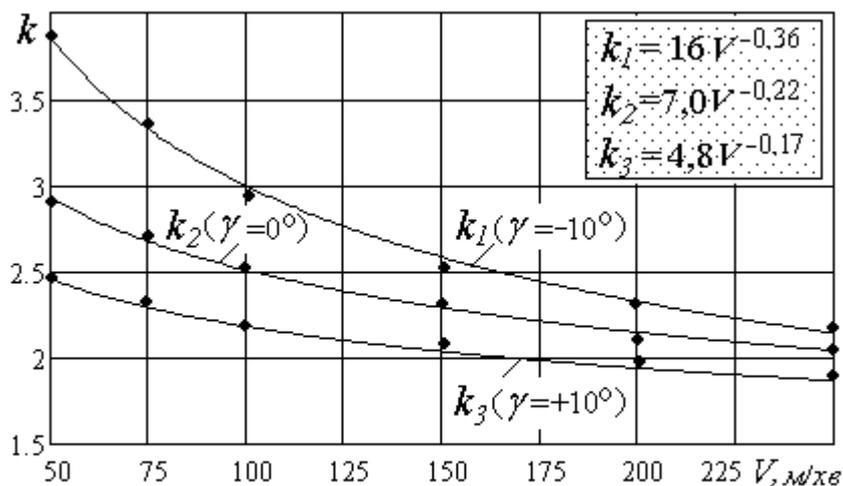


Рис. 1. Графіки залежності коефіцієнта усадки стружки k від швидкості різання V для різних передніх кутів γ в умовах обробки сталі 40Х твердосплавними різцями Т15К6; товщина зрізу $a = 0,45$ мм; ширина зрізу $b = 2$ мм; -●- - експериментальні дослідження [2]

На підставі експериментальних досліджень, представлених в роботі [2] (рис.1), встановлені регресійні залежності (з похибкою до 7%) коефіцієнта усадки стружки k від швидкості різання V для різних передніх кутів γ :

$$\begin{aligned} k_1 &= 16 V^{-0,36}, \\ k_2 &= 7,0 V^{-0,22}, \\ k_3 &= 4,8 V^{-0,17}. \end{aligned} \quad (1)$$

Графіки свідчать про те, що швидкість різання впливає на коефіцієнт усадки

стружки k тим сильніше, чим менший передній кут γ ; і навпаки - передній кут γ впливає на коефіцієнт усадки стружки k тим сильніше, чим менша швидкість різання V .

Температура різання розраховується як середня температура на передній Θ_1 і задній Θ_2 поверхнях леза інструменту [1]:

$$\Theta = (\Theta_1 l + \Theta_2 h) / (l + h) = [q_1 l (M_1 l + N_1 h) + q_2 h (M_2 h + N_1 l)] / (l + h) \lambda_u, \quad (2)$$

де l - довжина контакту передньої поверхні леза зі стружкою; h - знос по задній поверхні леза; q_1 і q_2 - щільності теплових потоків на передній і задній поверхнях; $M_{1,2}$, $N_{1,2}$ - безрозмірні функції, що визначають нагрів контактних площадок на передній і задній поверхнях леза; λ_u - коефіцієнт теплопровідності інструментального матеріалу.

Щільності теплових потоків на передній q_1 і задньої q_2 поверхнях леза інструменту в залежності від теплофізичних характеристик деталі та інструменту та основних параметрів процесу різання визначаються наступним чином [4]:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 h + K_1 M_2 h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 l h / \lambda_u}; \quad q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1) \lambda_u}{N_2 h}, \quad (3)$$

$$\text{де } K_1 = \frac{(1+c)\omega_{\dot{a}} k b' q_{\dot{a}}}{\lambda_{\dot{a}} V} + \frac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_{\dot{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\dot{a}} k l}{V}}; \quad K_2 = \frac{(1+c)\omega_{\dot{a}} k b' q_{\dot{a}} T_{\dot{a}}}{\lambda_{\dot{a}} V} + \frac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_{\dot{a}}} \sqrt{\frac{\omega_{\dot{a}} h}{V}};$$

$K_3 = 1,82K_{c2}\sqrt{\omega_{\dot{a}}h/V}/\lambda_{\dot{a}}$; $K_4 = 1,3K_{c1}\sqrt{\omega_{\dot{a}}kl/V}/\lambda_{\dot{a}} + M_1l/\lambda_u$; $\lambda_{\dot{a}}$, $\omega_{\dot{a}}$ – коефіцієнти теплопровідності та температуропровідності матеріалу деталі; c – коефіцієнт, що враховує підігрів шарів стружки за один оберт деталі; $q_{\dot{a}}$, q_{1T} , q_{2T} – щільності тепловиділення в зоні стружкоутворення, в зонах тертя стружки з передньою поверхнею леза та деталі з задньою поверхнею леза відповідно; b' – коефіцієнт відносної кількості теплоти, що йде в стружку; $T_{\dot{a}}$ – безрозмірна функція розподілу температур деформації в деталі; K_{c1} , K_{c2} – коефіцієнти, що враховують закони розподілу щільності теплових потоків на передній та задній поверхнях леза відповідно.

Як свідчать представлені аналітичні залежності (2) і (3), коефіцієнт усадки стружки k безпосередньо впливає на щільності теплових потоків, отже і на температуру різання. Крім того, він впливає на інші параметри, що визначають температуру різання:

- довжину контакту передньої поверхні леза зі стружкою:

$$l(k) = 2S \cdot \sin\varphi [k(1 - \operatorname{tg}\gamma) + \sec\gamma],$$

де φ – головний кут в плані;

- безрозмірні функції, що визначають нагрів контактних площадок:

$$M_{1,2}(k) = (4,88 + 2,64\eta_{1,2}(k)0,5 \lg \eta_{1,2}(k))\beta^{0,85};$$

$$N_{1,2}(k) = (0,04 + 0,02 \eta_{1,2}(k)^{0,6} \lg \eta_{1,2}(k))B_{1,2}(h/l(k)),$$

де η – безрозмірний параметр: $\eta_1 = b/l(k)$, $\eta_2 = b/h$; b – ширина зрізу; β – кут загострення;

- коефіцієнт відносної кількості теплоти, що йде в стружку:

$$b'(k) = 1 / (1 + 1,5k / \sqrt{Pe_o}),$$

де Pe_o – безрозмірний критерій Пекле: $Pe_o = 10^{-3}Va/60 \omega_{\dot{a}} \sin\Phi(k)$; Φ – кут зсуву;

- безрозмірну функцію розподілу температур деформації в деталі:

$$T_{\dot{a}}(k) = \sqrt{1 + l(k)\operatorname{tg}\Phi(k)/2a} - \sqrt{l(k)\operatorname{tg}\Phi(k)/2a}; \quad \Phi(k) = \arcsin\left(\cos\gamma / \sqrt{k^2 - 2k \sin\gamma + 1}\right);$$

- щільності теплових потоків q_{1T} , q_{2T} , $q_{\dot{a}}$:

$$q_{1T}(k) = 10^6 V(P_{Z0} \sin\gamma + P_{N0} \cos\gamma) / 60kbl; \quad q_{2T} = 10^6 \sqrt{3}FV / 6\sqrt{\pi}bh;$$

$$q_{\dot{a}}(k) = 10^6 V \sin\Phi [P_{Z0}(k - \sin\gamma) - P_{N0} \cos\gamma] / 60abk,$$

де $P_{Z0} = P_z - F$ – різниця тангенціальної сили різання P_z та сили тертя по задній поверхні різця F ; $P_{N0} = P_y - N$ – різниця нормальної складової сили різання P_y та нормальної сили на задній поверхні різця N .

Основні закономірності зміни теплових потоків q_1 і q_2 та температури різання Θ в залежності від коефіцієнта усадки стружки k наведені на рис. 2. Розрахунки виконувались для обробки сталі 40X різцями Т15К6; геометричні параметри: головний кут в плані $\varphi = 45^\circ$, передній кут $\gamma = -7^\circ$, ($\gamma_1 = +7^\circ$), задній кут різця $\alpha = 7^\circ$; режими різання: глибина різання $t = 1$ мм, подача $S = 0,3$ мм/об, швидкість різання $V = 250$ м/хв; знос по задній поверхні $h = 0,1$ мм.

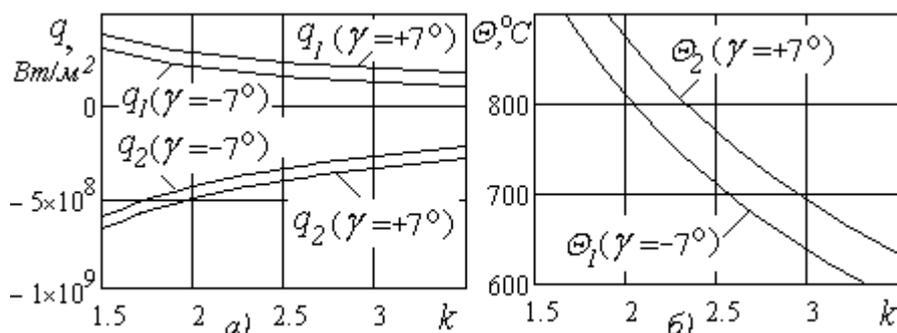


Рис. 2. Графіки залежності щільності теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза інструменту – а) і температури різання Θ – б) від коефіцієнта усадки стружки k

пояснюється тим, що з ростом усадки стружки підвищується довжина контакту передньої поверхні леза зі стружкою l , яка зменшує щільності теплових потоків, і як наслідок – температуру різання.

Температура різання для інших однакових умов обробки менша для більших передніх кутів у зв'язку з покращанням умов тепловідводу.

Від'ємні теплові потоки на задній поверхні леза q_2 свідчать про напрямок потоків із інструменту в деталь, що сприяє охолодженню інструменту. Підвищення теплового потоку на задній поверхні з ростом коефіцієнта усадки стружки пов'язане зі зменшенням теплового потоку на передній поверхні відповідно (3).

В процесі різання зміна коефіцієнта усадки стружки відбувається у зв'язку зі зміною швидкості різання і подачі згідно з встановленими залежностями (1) і (2). Враховуючі ці залежності в розрахунках теплових потоків і температур різання, встановлюємо основні закономірності їх взаємозв'язку з режимами різання з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки.

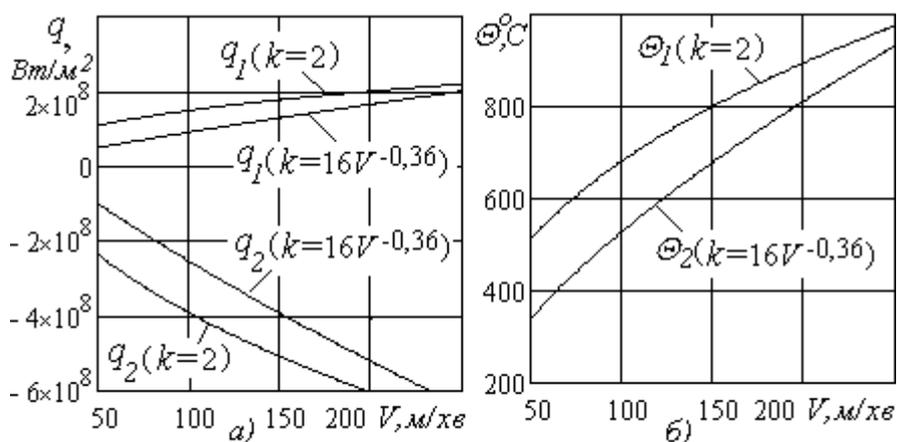


Рис. 3. Графіки залежності щільності теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза інструменту – а) і температури різання Θ – б) від швидкості різання V для різних коефіцієнтів усадки стружки k (передній кут $\gamma = -10^\circ$)

приведених графіках теплові потоки на передній поверхні леза інструменту q_1 та температура різання Θ менші, ніж для постійного значення коефіцієнта усадки.

Графіки залежності щільності теплових потоків і температур різання Θ від коефіцієнта усадки стружки k свідчать про те, що з підвищенням коефіцієнта усадки теплові потоки на передній поверхні леза інструменту q_1 та температура різання Θ зменшуються. Це

Графіки залежності щільності теплових потоків та температури різання Θ від швидкості різання V для постійного коефіцієнта усадки стружки ($k = 2$) та змінного згідно встановленої залежності від швидкості (1), представлені на рис. 3. В зв'язку з тим, що для від'ємних значень переднього кута коефіцієнт усадки стружки $k > 2$, то на

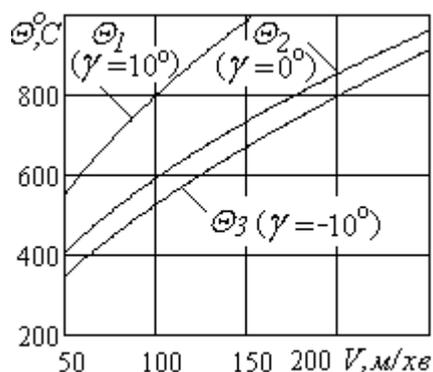


Рис. 4. Графіки залежності температури різання Θ від швидкості різання V для різних передніх кутів γ

постійного коефіцієнта усадки:

$$\Theta_{T(\gamma=-10^\circ)} = 47,5 V^{0,60} S^{0,33}; \Theta_{T1(\gamma=-10^\circ)} = 169,5 V^{0,40} S^{0,34}; \quad (4)$$

$$\Theta_{T(\gamma=0^\circ)} = 77,4 V^{0,54} S^{0,38}; \Theta_{T1(\gamma=0^\circ)} = 172,7 V^{0,42} S^{0,39}; \quad (5)$$

$$\Theta_{T(\gamma=+10^\circ)} = 116,6 V^{0,52} S^{0,42}; \Theta_{T1(\gamma=+10^\circ)} = 120,9 V^{0,48} S^{0,42}. \quad (6)$$

Врахування змінності коефіцієнта усадки стружки підвищує температури різання та ступінь впливу на них швидкості різання тим більше, чим менший передній кут леза інструмента. Для передніх кутів $\gamma = +10^\circ$ похибка розрахунків для постійного коефіцієнта усадки стружки не перевищує 15%, що за певних умов може допускати розрахунки температури різання без урахування його змінності.

Зі зменшенням передніх кутів ступінь впливу швидкості різання на температуру різання з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки суттєво зростає. Для від'ємних передніх кутів $\gamma = -10^\circ$ розрахунки без урахування змінності коефіцієнта усадки стружки недопустимі, так як температури, що розраховані для постійного коефіцієнта усадки стружки відрізняються від тих, що враховують його змінність, більш, ніж в 1,5 рази.

Визначені аналітичні залежності дозволяють підвищити точність розрахунків температури різання з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки від режимів різання та передніх кутів.

Перевірка достовірності теоретичних моделей для розрахунку температур різання виконана шляхом порівняння з результатами відомих експериментальних досліджень [3] в однакових умовах обробки.

Експериментальні та теоретичні дослідження впливу швидкості на температуру різання виконувались для обробки сталі 40X ($\sigma = 800$ МПа) різцями Т15К6; геометричні параметри: головний кут в плані $\varphi = 45^\circ$, передній кут $\gamma = 12^\circ$, задній кут різця $\alpha = 7^\circ$; режими різання: глибина різання $t = 1$ мм, подачі $S_1 = 0,55$ мм/об, $S_2 = 0,31$ мм/об, знос по задній поверхні $h = 0,1$ мм. Графіки теоретичних Θ_T і експериментальних Θ_E залежностей температури різання від швидкості різання V для різних подач S під час токарної обробки наведені на рис. 5.

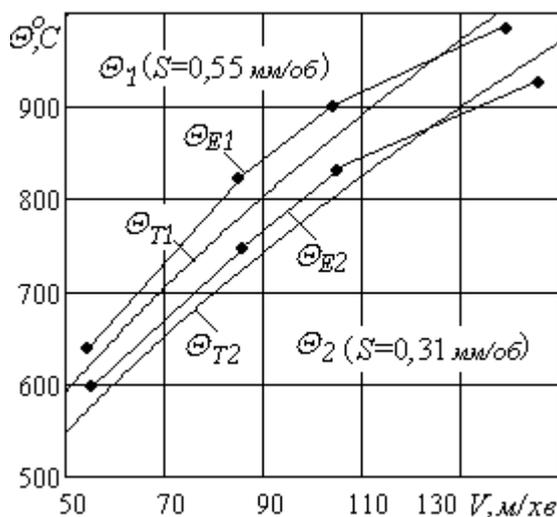


Рис. 5. Графіки залежності теоретичних Θ_T та експериментальних Θ_E температур різання від швидкості різання V для різних подач (передній кут $\gamma = 12$)
 -●- - експериментальні дані [3]

температуру різання для різних передніх кутів без урахування його залежності від режимів обробки. Встановлені характер та ступінь впливу швидкості різання та подачі на температуру різання для постійного коефіцієнта усадки стружки.

Виконаний аналіз закономірностей формування теплових потоків та температур різання з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки в залежності від умов обробки. Теоретично встановлені та експериментально перевірені залежності температури різання від швидкості різання та подачі на під час точіння з урахуванням змінності коефіцієнта усадки стружки.

Список літератури

1. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. - М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
2. Клушин М.И. Резание металлов / М.И. Клушин. - М.: Машгиз, 1959. – 454 с.
3. Даниэлян А.М. Теплота и износ инструментов в процессе резания металлов / А.М. Даниэлян. – М.: Машгиз, 1964. – 276 с.
4. Ивченко Т.Г. Влияние условий обработки на закономерности формирования тепловых потоков в зоне резания при точении / Т.Г. Ивченко // Наукові праці ДонНТУ. Серія: Машинобудування і машинознавство. - 2008. - Вип. 5. - С. 23-29.
5. Ивченко Т.Г. Анализ закономерностей изменения температурного поля режущего инструмента в процессе его эксплуатации / Т.Г. Ивченко // Прогрессивные технологии и системы машиностроения. – 2009. - Вып. 37. – С.84 - 89.
6. Ивченко Т.Г. Исследование общих закономерностей изменения температуры резания в различных условиях обработки / Т.Г. Ивченко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2009. - Вип. 6. - С. 49 -55.

Надійшла до редакції 10.04.2013

Рецензент: В.В. Полтавець

Т.Г. ИВЧЕНКО

Донецкий национальный технический университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ С УЧЕТОМ ПЕРЕМЕННОСТИ ПАРАМЕТРОВ СТРУЖКООБРАЗОВАНИЯ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ УСЛОВИЙ ОБРАБОТКИ

Экспериментально установлена взаимосвязь коэффициента усадки стружки со скоростью резания для различных передних углов лезвия инструмента. Теоретически определено влияние постоянного коэффициента усадки стружки на температуру резания. Выполнен анализ закономерностей формирования тепловых потоков и температур резания с учетом переменности коэффициента усадки стружки в зависимости от параметров процесса точения. Установлены характер и степень влияния скорости резания и подачи на температуру резания при точении с учетом переменности коэффициента усадки стружки. Выполнена экспериментальная проверка теоретических исследований.

Ключевые слова: тепловой поток, температура, точение, скорость, подача, усадка стружки.

T.G. IVCHENKO

Donetsk National Technical University

DEFINING CUTTING TEMPERATURE TAKING INTO ACCOUNT CHIP FORMATION PARAMETERS VARIABILITY DEPENDING ON TREATMENT CONDITIONS

As the basic parameter of chip formation, chip contraction coefficient is accepted.

The chip contraction coefficient diminishes with the increase of cutting speed. The degree of influence of cutting speed on the chip contraction coefficient increases with the diminishing of the rake. The analytical dependences of chip contraction coefficient on cutting speed for the different rake of the cutting tool with the use of regressive analysis are defined.

The influence of the constant chip contraction coefficient on the cutting temperature without the account of treatment conditions influence is theoretically defined. The influence of cutting speed and rake on the cutting temperature for the constant chip contraction coefficient is considered. Cutting temperature goes down with the increase of the constant chip contraction coefficient and diminishing of the rake.

With the use of regressive analysis analytical dependences of cutting temperature on the cutting speed taking into account both constant and variable chip contraction coefficient are defined. The comparison of the dependences makes it necessary to take into account chip contraction coefficient variability depending on treatment conditions. Analytical dependences of cutting temperature on cutting speed and feed, taking into account chip contraction coefficient variability, increase the accuracy of calculations.

Theoretical researches were verified experimentally. The results of experimental researches confirm theoretical calculations of cutting temperature.

Keywords: thermal stream, temperature, turning, speed, feed, chip contraction.

УДК 621.923

V. MAIBORODA (Prof. Dr.-Ing. habil)

Nationale technische Universität der Ukraine «KPI», Kyiv, Ukraine

B. KARPUSCHEWSKI (Prof. Dr.-Ing. habil. Prof. h.c.)**O. KLYMOV** (M.-Sc)

Otto-von-Guericke Universität Magdeburg, Deutschland

ANALYSE VON PROZESSBEDINGUNGEN AUF DER WERKZEUGSCHNEIDKANTEN WÄHREND DER MAGNET-ABRASIVEN BEARBEITUNG VON SCHAFTFRÄSERN AUS HARTMETALL MIT IHREN POSITIONIERUNGEN IN RINGFÖRMIGEN ARBEITSZONEN

Dieser Artikel befasst die Berechnungsergebnisse von Bestandteilen der Geschwindigkeitsvektoren in den Punkte auf den Werkzeugschneidkanten der durch die Magnet-Abrasiven Bearbeitung (MAB) im Ringbad behandelten Schaftfräser. Es wurde festgestellt, dass die günstigste Präparation der Umfangschneiden selbst bei der MAB in ziehender Richtung mit $p \geq 40^\circ$ stattfindet. Für stärkeres Aufrunden der Stirnschneide wird die MAB in drückender Richtung mit $p \geq 30^\circ$ empfohlen. Es ist empfehlenswert, den Einstellwinkel (p) bei der MAB mit wechselnder Drehrichtung nicht über 30° zu halten.

Magnet-Abrasive Bearbeitung, Ringbad, Werkzeugpräparation, Schneidkante, Schaftfräser, Kinetik der relativen Bewegung.

Einführung

Die Magnet-Abrasive Behandlung (MAB) als Verfahren für die Präparation von spanenden Werkzeugen, ihrer Werkzeugoberflächen und Schneidkanten im Sinne der Verbesserung seiner Arbeitscharakteristiken wird schon lange untersucht [2, 3, 4, 5]. Nur ein paar von den entwickelten Bearbeitungsschemen der MAB [1, 11] haben ihren Platz im wissenschaftlichen und praktischen Interessensfeld gefunden. Ein großes Potential zeigt das sog. „Ringbad“-System [8, 9]. Die Werkzeugbehandlung wird dabei meist in *großen Arbeitsspalten* durchgeführt. Aufgrund der größeren Abstände zwischen den Magnetpolen bei solchen Anlagen wird die Magnetfeldstärke, die ihrerseits für die Steifigkeit des magnet-abrasiven Pulvers in der Kontaktzone verantwortlich ist, im Gegensatz zu der MAB mit *kleineren Arbeitsspalten* schwächer. Aber dank zu der Möglichkeit, eine komplexere Werkstückbewegung zu realisieren, werden diese Nachteile kompensiert und die benötigten Anforderungen für die effiziente MAB [10] werden erfüllt. Die grundlegenden Untersuchungen zeigen, dass die Werkstückorientierung und Werkstückbewegung in der Arbeitszone der MAB-Anlage eine sehr große Bedeutung für die Ergebnisse der MAB haben. Diese bestimmen ihrerseits stark die Intensität von entsprechenden Wirkungskräften (*normale* und *tangentiale*) von Teilchen des magnet-abrasiven Werkzeugs (MAW) auf der zu behandelnden Oberfläche. Sie definieren auch die Stärke dieser Zusammenwirkungen und sind auch für das ständige Vermischen von magnet-abrasivem Pulver in der Arbeitszone verantwortlich. Entsprechend den in der Literatur ([8, 9, 10]) dargestellten Ergebnissen, liegt der optimale Einstellwinkel von Wendeschneidplatten aus Hartmetall (HM-WSP) während ihrer MAB im Ringbad bei $p = 20-30^\circ$ (das ist ein Winkel zwischen Aufnahmedorn und der Ringbadachse und wird in der Tangentiale zu der Ringbad-Fläche gemessen). Weitere Untersuchungen in diesem Feld ([6, 12]) zeigen, dass die Position der HM-WSP bei der MAB eine wichtige Rolle spielt. Dadurch können die Wirkungen des MAW auf der zu behandelnden Oberflächen gezielt durch die Kontrolle über die Materialabtragvorgänge

gelenkt sein. Um die kinematischen Vorgänge während der MAB von HM-WSP besser zu verstehen, wird die im MathCAD-System erarbeitete Berechnungsmethodik für die Bestimmung von Größen der normalen und tangentialen Anteile des Geschwindigkeitsvektors in definierten Punkten auf der Arbeitsoberfläche von HM-WSP während der MAB im Ringbad erstellt [7]. Aber diese Berechnungsmethodik hat leider nur einen engen Anwendungsbereich, wobei sie nur für die Berechnung von HM-WSP verwendet werden kann. Das Anpassen dieser Methodik für die Berechnung von kinematischen Prozessen während der MAB von Schaftwerkzeuge wurde schon in [13] erläutert. Weitergehend die kinematischen Prozesse auf den Werkzeugschneidkanten werden Betrachtet.

Problematik und Analyse der MAB von Schaftfräsern

Der Charakter des Positionierens von Schaftwerkzeugen während der MAB im Ringbad unterscheidet sich kaum von dem Einstellungsprinzip für die HM-WSP. Die Unterschiede liegen aber in der Geometrie der Schaftwerkzeuge selbst, sogar in der räumlichen Orientierung von Werkzeugschneidkanten zur Spindelachse (geht in dem Fall durch die Werkzeugachse) und Ringbadachse. Diese räumliche Orientierung und die Geometrie der formgebenden Oberflächen (Span- bzw. Freiflächengeometrie) wird die Position des Normalvektors zu diesen Oberflächen in dem definierten Punkt bestimmen. Dieses beeinflusst die Wirkung von den einzelnen Partikeln des MAW auf der zu behandelten Oberfläche stark. Die Prozesse auf der Schneidkante selbst verlaufen anders, weil die Schneidkante keine Oberfläche ist, sondern eine Linie, die in einer Ebene liegt. Deswegen ist ein Normalvektor in den Punkten auf der Schneidkante ein Vektor senkrecht zur Oberfläche, auf welcher die zu betrachtenden Punkte liegen. Aus diesem Grunde besteht die Aufgabe darin, diesen Normalvektor in diesen Punkten auf Werkzeugoberflächen und –schneidkanten mathematisch zu finden und weiter in eine Basismethodik für die Bestimmung von normalen und tangentialen Geschwindigkeiten während der MAB zu einfügen.

Die Position von Normalvektoren in den Punkten auf der *Schneidkante* wird mit Berücksichtigung folgender Bedingungen bestimmt (Abbildung 1):

- die XY -Ebene ist die Normalebene zur Schneidkante in welcher der Spanwinkel (γ) und der Freiwinkel (α) definiert sind;
- die Ebene h ist eine Winkelhalbierende für den Schneidkeil mit dem Keilwinkel β ;
- die Ebene m liegt senkrecht zu der Ebene h und ist tangential zur Schneidkante;
- Vektor N ist ein Normalvektor zur Ebene m und liegt in der Ebene h .

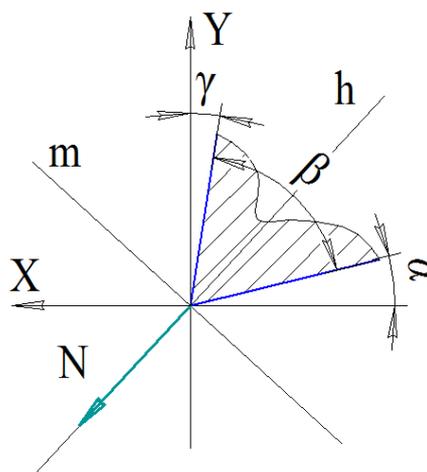


Abbildung 1. Orientierung des Normalvektors zur Schneidkante im allgemeinen Fall
Aus den obengenannten Gründen folgt, dass der Normalvektor zu der *Hauptschneide* im Normalschnitt mit dem Winkel $\beta/2 + \alpha_{IN}$ (der Winkel zwischen N_U und der Projektion des

Normalvektors auf der $Y_N Z_N$ -Ebene (N_{yz}) definiert ist (siehe Abbildung 2). Der zweite Winkel, der die Orientierung des Normalvektors (N_U) bestimmt, ist der Drallwinkel (λ), der in der $Y_N Z_N$ -Ebene als der Winkel zwischen Y_N und N_{yz} gemessen wird. Daraus ergeben sich die Koordinaten des Vektors N_U zu:

$$N_U = \begin{bmatrix} \sin \left(\frac{90 - \gamma_N + \alpha_N}{2} \right) \\ \cos \omega \cdot \cos \left(\frac{90 - \gamma_N + \alpha_N}{2} \right) \\ \sin \omega \cdot \cos \left(\frac{90 - \gamma_N + \alpha_N}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (1)$$

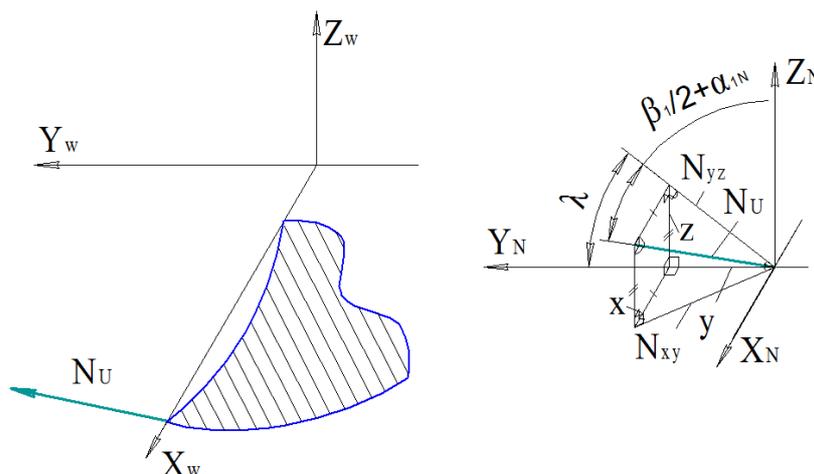


Abbildung 2. Orientierung des Normalvektors zur Umfangsschneide des Schaftfräasers

Laut den bereits auf Abbildung 1 dargestellten Prinzipien ist die Position des Normalvektors (N_S) in dem definierten Punkt auf der Stirnschneide durch den Winkel zwischen der Projektion auf die $Y_N Z_N$ -Ebene (N_{yz}) und der Z_N -Achse, was gleich $\beta/2 + \gamma_{1N}$ ist, als auch durch den Hohlschliffwinkel (φ_1) definiert (siehe Abbildung 3). Im Endeffekt ergibt sich folgende Koordinatenmatrix für den Vektor N_S :

$$N_S = \begin{bmatrix} -\sin \varphi_1 \cdot \cos \left(\frac{90^\circ - \alpha_{1N} + \gamma_{1N}}{2} \right) \\ \sin \left(\frac{90^\circ - \alpha_{1N} + \gamma_{1N}}{2} \right) \\ -\cos \varphi_1 \cdot \cos \left(\frac{90^\circ - \alpha_{1N} + \gamma_{1N}}{2} \right) \end{bmatrix} \quad (2)$$

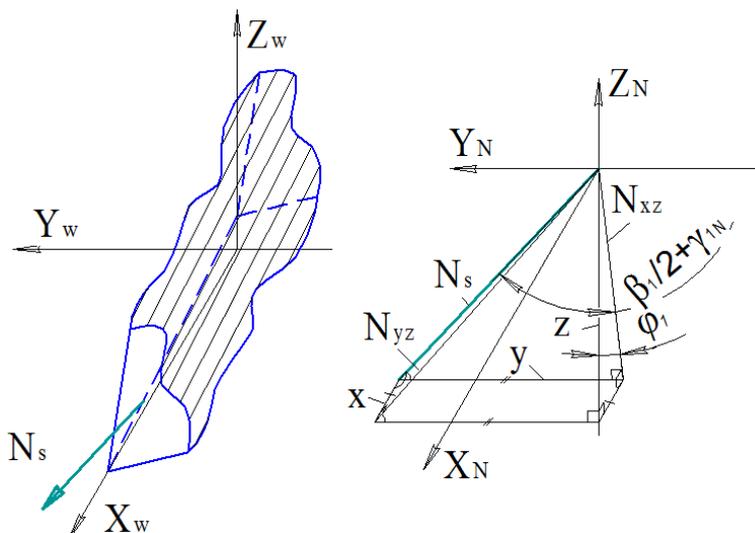


Abbildung 3. Orientierung des Normalvektors zur Stirnschneide des Schaftfräasers

Analyse der erzeugten Ergebnisse

Bei der Durchführung von Berechnungen werden folgende Größen von den für die Geometrie des Schaftfräasers relevanten Parametern ausgewählt:

- Drallwinkel: $\lambda = 45^\circ$;
- Spanwinkel der Hauptschneide in Normalebene: $\gamma_N = 10^\circ$;
- Freiwinkel der Hauptschneide: $\alpha = 0^\circ$;
- Spanwinkel der Nebenschneide in Normalebene: $\gamma_{IN} = 10^\circ$;
- Freiwinkel der Nebenschneide in Normalebene: $\alpha_{IN} = 10^\circ$;
- Hohlschliffwinkel: $\varphi_1 = 2^\circ$.

Die Rotation des Werkzeughalters um die eigene Achse wird nicht berücksichtigt. Variiert werden die Größen des Einstellwinkels und der Drehgeschwindigkeiten von Fräsern um die Ringbadachse (ω_B) und um die eigene Achse (ω_o). Somit werden folgende bedeutende Parameter für die Bearbeitungskinetik angenommen:

- Rotation des Werkzeughalters um die eigene Achse: $q = 0^\circ$;
- Einstellwinkel des Fräasers im Ringbad: $-60^\circ \leq p \leq 60^\circ$ (die *negative* Größen des Einstellwinkels entsprechen der MAB in ziehender Richtung (ZR), *positive* – in drückender Richtung (DR));
- Drehgeschwindigkeit des Fräasers um die Ringbadachse: $\omega_B = 10\text{-}400 \text{ min}^{-1}$;
- Drehgeschwindigkeit des Fräasers um die eigene Achse: $\omega_o = 400\text{-}10 \text{ min}^{-1}$.

Die Analyse der erzeugten Ergebnisse basiert auf dem grundlegenden Prinzip der effizienten MAB [10]. Dieses Prinzip fordert, dass $|v_n|/|v_t| \leq 2\text{-}2,5$ ist und die Geschwindigkeit der Hauptbewegung größer als 2 m/s bleibt. Im Allgemeinen sichert die normale Geschwindigkeit die normalen Kräfte, die fürs Anpressen von abrasiven Körnern zu der zu präparierten Oberfläche benötigt werden. Der tangentielle Anteil des Geschwindigkeitsvektors ist für die Bewegung von Abrasivkörnern entlang der Oberfläche beziehungsweise für die tangentialen Wirkungskräfte und dadurch für den Materialabtrag während der MAB verantwortlich [5]. Aber vor Weiterführung der Analyse von Schneidkantenspezifischen Prozesse ist es wichtig, darauf zu achten, dass sich auf der Werkzeugschneidkante die Bedeutungen von entsprechenden normalen und tangentialen Wirkungskräften (bzw. Geschwindigkeiten) ändern, weil es sich hier meistens nicht so um die Rauheiten (bzw. Schneidkantenschartigkeit), sondern um die nach der MAB erzeugten Schneidkantenverrundungen handelt. So ist von *Haupt-* und *Neben-*komponenten die Rede, von denen der Materialabtrag während der MAB abhängig ist. Hierbei

sind die tangentialen Kräfte zweitrangig, wobei die normalen Kräfte fast vollständig die Materialabtragungsfunktion übernehmen. Aus diesem Grunde, müssen die Prozesse auf der Schneidkante während der MAB angepasst sein. Somit ergibt sich, dass die Effizienz der MAB der Werkzeugschneidkanten bei den Bedingungen betrachtet soll, bei denen $|v_\tau|/|v_n| \leq 2-2,5$ ist.

Laut den Berechnungsergebnissen, unterscheidet sich der Einfluss der MAB auf der *Schneidkante* im Vergleich zu den Oberflächen (Abbildung 4). So fällt auf der *Umfangsschneide* mit der Steigerung des Neigungswinkels (p) (und beim Übergang der MAB von ZR zur DR) der absolute v_n -Wert bis auf $v_n = 0$ m/s (bei $p = -10^\circ$) und steigt anschließend bis auf einen Wert von $v_n = 0,5$ m/s; die Geschwindigkeitskomponente v_τ ihrerseits erreicht an der Stelle ihr Maximum ($v_\tau \approx 0,9$ m/s) und bleibt bei der weiteren MAB in DR konstant. Hier muss man auch darauf achten, dass sich bei der $p > -10^\circ$ die Position der Hauptschneide im für die MAB ungünstigeren Bereich (beziehungsweise der Schattenzone) befindet. Da wirken auf der Schneide bei der Hauptbewegung fast gar keine normalen Kräfte, was den Materialabtrag dramatisch beeinflusst. Auf der *Stirnschneide* bleibt die Größe der v_τ bei der MAB in ZR mit $p > 30^\circ$ fast konstant ($v_\tau \approx 0,8$ m/s). Je vertikaler das Werkzeug während der Präparation ausgerichtet wird, desto kleiner werden die tangentialen Geschwindigkeiten. Während der Werkstückrotation in DR mindern sich die tangentialen Kräfte mit der Steigung des Neigungswinkels bis auf $v_\tau \approx 0,3$ m/s (bei $p = 60^\circ$). In dieser Zeit erhöhen sich die normalen Geschwindigkeiten (v_n) von $v_n = 0,1$ m/s bei $p = -60^\circ$ (MAB in ZR) auf $v_n \approx 0,8$ m/s bei $p = 60^\circ$ (MAB in DR).

Aus der Analyse von $|v_\tau|/|v_n|$ ergibt sich Folgendes: Die optimalen Bedingungen, bei welchen die Präparation von Schneidkanten effektiv stattfindet, unterscheiden sich für Haupt- und Nebenschneide (Abbildung 5). So wird für die Umfangsschneide die MAB in ZR mit $p \geq 40^\circ$ empfohlen ($|v_\tau|/|v_n| \leq 3$). Für das Aufrunden der Stirnschneide ist meist die MAB in DR ($|v_\tau|/|v_n| \leq 2$) effektiv.

Zusammenfassung

Es wird eine existierende Berechnungsmethodik zur Definition von normalen und tangentialen Anteilen des Geschwindigkeitsvektors in den Punkten auf den Werkzeugoberflächen von Schaftwerkzeuge bei der MAB im Ringbad für die Schneidkanten von Schaftfräsern angepasst. Diese kann jetzt zur Analyse von bei der MAB laufenden Prozessen auf Werkzeugschneidkanten benutzt werden.

Für die Erzeugung einer gezielten Schneidkantenverrundung nach der MAB im Ringbad von Schaftfräserwerkzeuge man muss die Bearbeitungsparametern nach folgenden Kriterien auswählen:

- für die effizientere MAB der Umfangsschneiden von Schaftfräsern wird die MAB in ziehender Richtung mit $p \geq 40^\circ$ empfohlen; während der MAB in DR findet fast gar keine Präparation statt, weil die Schneide in der sogenannten Schattenzone bleibt;
- die Stirnschneide lässt sich im Allgemeinen bei stärkeren Neigungen ($p \geq 30^\circ$) in drückender Richtung sehr gut verrunden. Während der MAB mit einer Drehrichtungsumkehr soll der Neigungswinkel nicht höher als $p = 30^\circ$ ausgewählt werden.

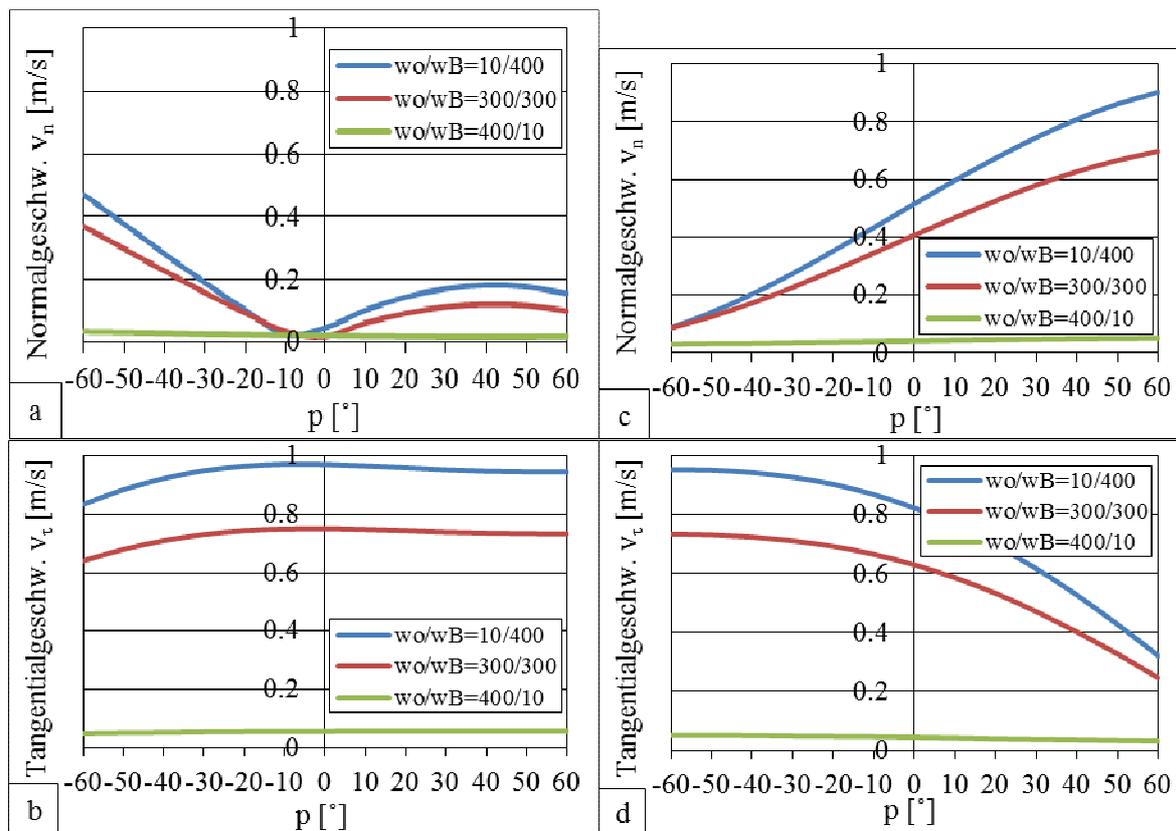


Abbildung 4. Größen von normalen und tangentialen Geschwindigkeiten auf Hauptschneide (a,b) und Nebenschneide (c,d) von Schaftwerkzeugen bei unterschiedlichen Kombinationen von Drehgeschwindigkeiten, bei der MAB im Ringbad in ZR und DR mit $p = 0-60^\circ$, und $q = 0$

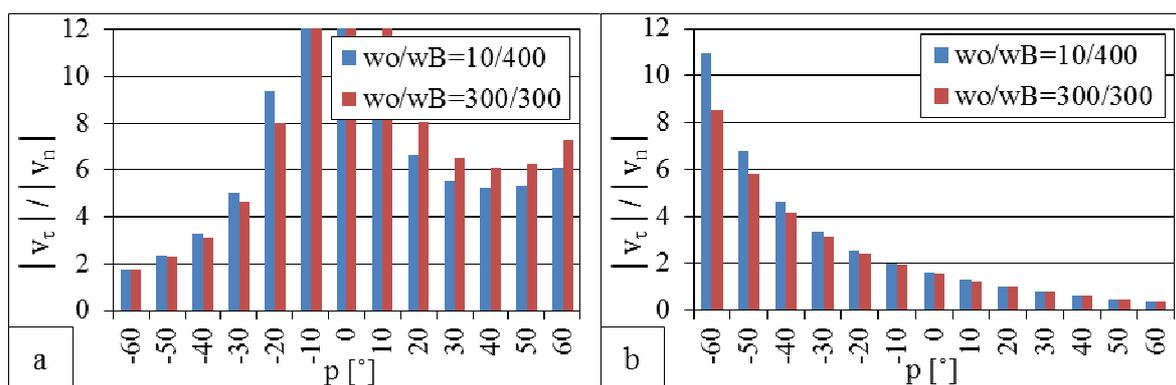


Abbildung 5. Größen von $|v_n|/|v_t|$ auf der Hauptschneide (a) und Nebenschneide (b) von Schaftwerkzeugen bei unterschiedlichen Kombinationen von Drehgeschwindigkeiten, bei der MAB im Ringbad in ZR und DR mit $p = 0-60^\circ$, und $q = 0$

Literaturverzeichnis:

1. Baron Y. Technologie der abrasiven Bearbeitung zwischen Magnetpolen / Y. Baron. – L.: Maschynostrojenije, 1975 (auf Russisch)

2. Methode der magnetabrasiven Bearbeitung der Außerflächen von Werkzeugen: A.c. UdSSR № 975357 B24 B31/10/ / *Y. Baron, S. Iwanow*, 25.08.1982.
3. *Baron Y.* Magnetabrasive Behandlung von Bauteilen und Werkzeugen, Mashinostrojenije / *Y. Baron*. - Leningrad, 1986. – 176 S. (auf Russisch)
4. *Byelyayev O.* Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung / *O. Byelyayev*. - Diss. Dr.-Ing., Magdeburg: Shaker Verlag, 2008. – 149 S.
5. *Maiboroda V.S.* Grundlagen zur Entwicklung und zum Einsatz eines magnetabrasiven Pulver-Werkzeuges für die Endbearbeitung von Formflächen. Habilitationsarbeit / *V.S. Maiboroda*. – Kyiv, Ukraine, 2001. – 404 S. (auf Ukrainisch)
6. *Maiboroda V.S.* Kinematik des Prozesses der magnetabrasiven Bearbeitung im Ringbad von Wendeschneidplatten aus Hartmetall / *V.S. Maiboroda, T. Kapushchak* // Band der ZhDTU. – 2004. - №4(31), B.1. – S. 57-65. (auf Ukrainisch)
7. *Maiboroda V.S.* Analyse der Bedingungen bei der magnetabrasiven Bearbeitung von Wendeschneidplatten aus Hartmetall bei räumlichen Positionieren in der Arbeitszonen von Ringbadanlagen / *V.S. Maiboroda, D. Dzhulii* // Band der M. Ostrogradsky KDPU. - 2008. - №1(48), Teil 2. – S. 22-28. (auf Ukrainisch)
8. *Maiboroda V.S.* Magnetabrasive Bearbeitung von Wendeschneidplatten aus Hartmetall in großen Arbeitsspalten. 1. Einfluss der Positionierung von Wendeschneidplatten n Arbeitszonen auf die Effektivität des Bearbeitungsprozesses / [*V.S. Maiboroda, D. Dzhulii, B. Fesiun, et.al.*] // Wissenschaftlichen Arbeiten der DNTU. Serie: Maschinenbau und Maschinenwesen. – 2009. - Band.6(154). – S.157-165 (auf Russisch)
9. *Maiboroda V.S.* Magnetabrasive Bearbeitung von Wendeschneidplatten aus Hartmetall / *V.S. Maiboroda, Y. Lebedev, O.M. Klymov*; unter der Redaktion von *B.M. Hrustaliiov* // Maschinenbau: Rep. Verband von wissenschaftlichen Arbeiten. – 2009. - Band. 25. – S. 85-89. (auf Russisch)
10. *Maiborida V.S.* Magnetabrasive Bearbeitung von Wendeschneidplatten aus Hartmetall in großen Arbeitsspalten. 2. Formgebung definierter Rauheit von Arbeitsoberflächen der Wendeschneidplatten aus Hartmetall / *V. Maiborida, V. Geitchuk, E. Klyshita* // Wissenschaftlichen Arbeiten der DNTU. Serie: Maschinenbau und Maschinenwesen. – 2010. - Band.7(166). – S.82-90. (auf Russisch)
11. *Sakulevitsch F.* Magnetabrasive Bearbeitung von Bauteilen / *F. Sakulevitsch*. - BeININTI, 1978 (auf Russisch)
12. *Ulyanenko N.* Erhöhung der Leistungsfähigkeit von Hartmetallwerkzeugen durch Einsatz magnetabrasiver Bearbeitung und Hartstoffbeschichtung: Diss. / *N. Ulyanenko*. - – Kyiv, 2006 (auf Ukrainisch)
13. *Maiboroda V.S.* Analyse von Prozessbedingungen während der magnetabrasiven Bearbeitung von Schafffräsern aus Hartmetall mit ihren Positionierungen in Ringförmigen Arbeitszonen / *V.S. Maiboroda, B. Karpuschewski, O. Klymov* // 12. Konferenz der jungen Wissenschaftler, Sektion 1: [«Mechanische Präparation, Werkzeugmaschinen und Schneidwerkzeuge»], (Okt 22-25, 2012) / NTUU «KPI». – Kyiv. - S. 84-86.

Надійшла до редакції 05.03.2013

Рецензент: Ю. В. Гріньов

В.С. МАЙБОРОДА

Національний технічний університет України «КПІ», Київ, Україна

Б. КАРПУШЕВСЬКИЙ,

О.М. КЛИМОВ

Університет ім. Отто-фон-Геріке, Магдебург, Німеччина

АНАЛІЗ УМОВ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ОБРОБЛЕННЯ НА РІЗАЛЬНИХ КРОМКАХ КІНЦЕВИХ ФРЕЗ ІЗ ТВЕРДОГО СПЛАВУ ПРИ ЇХ ДОВІЛЬНОМУ РОЗТАШУВАННІ В РОБОЧИХ ЗОНАХ УСТАНОВКИ ТИПУ КІЛЬЦЕВА ВАННА

В статті представлені дані по розрахунку складових швидкості руху точок на різальних кромках кінцевих фрез при їх магнітно-абразивній обробці (МАО) за схемою «кільцева ванна». Було визначено, що найбільш ефективне оброблення бокових різальних кромок досягається під час МАО в режимі стікання при куті $p \geq 40^\circ$. Для отримання значного округлення торцевих кромок під час МАО, обробку слід проводити в режимі натікання при куті установки $p \geq 30^\circ$. Якщо ж обробка проводиться в режимі змінного напрямку руху інструмента, то кут p варто приймати не більше 30° .

Ключові слова: магнітно-абразивна обробка, кільцева ванна, обробка інструмента, різальна кромка, кінцева фреза, кінетика відносного руху.

V. S. MAIBORODA

National Technical University of Ukraine "KPI", Kyiv, Ukraine

B. KARPUSCHEWSKI

O.M.KLYMOV

Otto-von-Guericke University, Magdeburg, Germany

ANALYSIS OF THE PROCESS RELATED CONDITIONS AT TOOL EDGES DURING THE MAGNETO-ABRASIVE MACHINING OF ENDMILLS OF HARD ALLOY WITH THEIR POSITIONING IN THE RING-TYPE WORKING AREAS

This paper presents the results of calculations of speed vectors in defined points at the cutting edge during the magneto-abrasive machining (MAM) of endmills in ring-type working areas. It was concluded that the most efficient results at the periphery cutting edge are reached during MAM in the pulling direction with $p \geq 40^\circ$. To reduce the sharpness of face cutting edges dramatically the MAM in pushing direction is recommended with the size of the positioning angle $p \geq 30^\circ$. If the tool machining is being done with constantly changing direction of machining, then p -angle should be accepted as not greater than 30° .

Keywords: magneto-abrasive machining, ring-type working area, tool machining, cutting edge, endmill, kinetics of the relative movement.

УДК 621.923

В.С. МАЙБОРОДА (д-р техн. наук, профессор), maiborodavs@mail.ru**И.В. ТКАЧУК** (асп.)**Д.Ю. ДЖУЛИЙ** (асп.)Национальный технический университет Украины
«Киевский политехнический институт»

СТРУКТУРНО-ФИЗИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ФОРМИРОВАНИЯ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА В БОЛЬШИХ РАБОЧИХ ЗАЗОРАХ КОЛЬЦЕВОГО ТИПА ПРИ ОБРАБОТКЕ СТЕРЖНЕВЫХ ИЗДЕЛИЙ

Показано, что наиболее эффективно при магнитно-абразивной обработке деталей стержневого типа является использование восстанавливающих стержневых элементов диаметром 8-10 мм. Исследована кинетика формирования магнитно-абразивного инструмента (МАИ) в кольцевых рабочих зонах при магнитно-абразивной обработке деталей стержневого типа. Предложена структурно-физическая модель МАИ, которая позволяет адекватно описать условия его взаимодействия с обрабатываемыми деталями при обработке.

Ключевые слова: кольцевая ванна, магнитно-абразивный инструмент, структурно-физическая модель, уплотненная зона, плотность, восстанавливающий стержневой элемент.

Введение

Высокоэффективная магнитно-абразивная обработка (МАО), в условиях больших рабочих зазоров при их кольцевом расположении [1,2], существенно зависит от особенностей и условий формирования магнитно-абразивного инструмента (МАИ) со стабильными по объему рабочей зоны, сформированной полюсными наконечниками, свойствами. Особенно это актуально для процесса МАО деталей сложной конфигурации стержневого типа. Подобные детали при движении в зоне обработки в процессе взаимодействия с магнитно-абразивным порошком (МАП) приводят к его переформированию, которое сопровождается вытеснением порошка из межполюсного пространства за пределы рабочих зон в области с пониженной магнитной индукцией, без формообразующих поверхностей, где процесс МАО неэффективен, слабо контролируем и, в большинстве случаев, нежелателен, так как повышается вероятность искажения рабочих размеров отдельных элементов обрабатываемых деталей.

Основное содержание работы

Анализ последних исследований и публикаций. Выполненные исследования различных способов поддержания в процессе цикла обработки МАИ в рабочем состоянии с относительно стабильными характеристиками показали, что существует несколько путей для решения данной проблемы. Одним из них является управление градиентом магнитного потока в магнитных зазорах - формирование в зонах обработки магнитного поля заданной конфигурации, позволяющий на определенном уровне поддерживать стабильную плотность МАИ по всему объему рабочих зон [2-7]. Недостатком такого подхода при решении указанной проблемы является, сложность управления градиентом магнитного потока в рабочих зонах установок и станков, и возникающая необходимость в абсолютно индивидуальном подходе к процессам формирования МАИ в магнитных зазорах при обработке деталей различных групп и конфигураций.

Другим направлением, связанным с восстановлением и поддержанием характеристик МАИ в стабильном состоянии в процессе MAO есть использование дополнительных, определенным образом расположенных и перемещающихся в зонах обработки восстанавливающих стержневых элементов (ВСЭ) [8-12]. Исследования, выполненные в указанном направлении, показали перспективность подобного подхода в особенности при MAO концевой режущей инструмента. Так в [12] установлено влияние углов базирования ВСЭ на полирующую способность МАИ, в [9,11] показано позитивное их влияние на характер изменение шероховатости рабочих поверхностей, радиусов округления режущих кромок и степени наклепа деталей, конкретизированы условия и кинематика движения деталей, обеспечивающие повышение качества после MAO концевой режущей инструмента. Однако проведенные экспериментальные работы носили фрагментарный характер, не позволяющий в полной мере установить особенности и механизм процесса восстановления свойств и структуры МАИ в рабочих магнитных зазорах. Поэтому *целью данной работы* было изучение особенностей структурного формирования МАИ при MAO в больших зазорах с использованием восстанавливающих стержневых элементов.

Условия проведения экспериментальных исследований. Исследовали процесс MAO стержневых цилиндрических образцов, изготовленных из инструментальной углеродистой стали У9, быстрорежущей стали Р6М5 и нержавеющей стали Х18Н10Т, имитирующих концевой режущий инструмент [8,13] при обработке в кольцевой рабочей зоне шириной 35 мм порошком Полимам-Т с размером зерен 200/160 мкм [14] с применением ВСЭ. Было изучено влияния диаметра ВСЭ на характер изменения полирующей способности МАИ, формирующегося в процессе MAO, по высоте рабочих зазоров – 30 мм [1-6]. Использовали прямолинейные ВСЭ, изготовленные из немагнитных материалов диаметром 4, 8, 16 и 20 мм при их оптимальном базировании в рабочих зонах относительно направления вращения – под углом $\varphi=40^{\circ}$ [9,10,12,13].

Результаты исследований. Установлено что наиболее высокая полирующая способность характерна для МАИ, структура и характеристики которого поддерживаются в процессе MAO при использовании ВСЭ $\varnothing 8$ мм. Характерные результаты по изменению полирующей способности МАИ при MAO образцов из стали Х18Н10Т представлены на рис. 1.

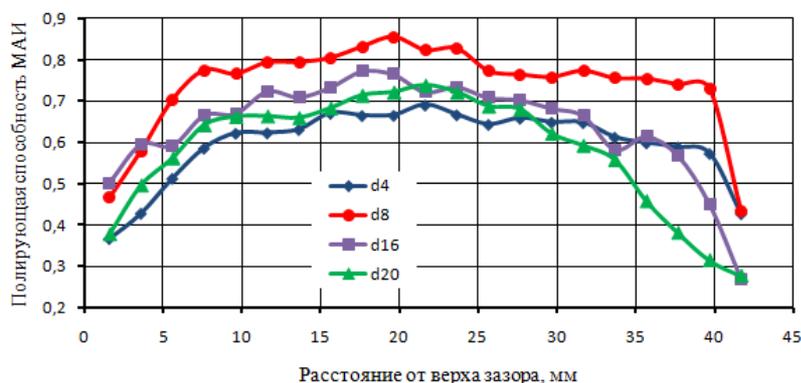


Рис. 1. Изменение полирующей способности МАИ по высоте рабочих зазоров при использовании немагнитных ВСЭ различных диаметров при обработке образцов из углеродистой инструментальной стали.

При этом практически на всей рабочей высоте магнитного зазора величина полирующей способности МАИ находится в диапазоне 0,75-0,8 мкм. Объяснение подобного факта связано с особенностями структурирования МАИ в МАИ в процессе MAO и специфическими особенностями взаимодействия структурных составляющих МАИ с поверхностью как ВСЭ, так и обрабатываемой детали. Было показано [1], что в процессе MAO МАИ взаимодействует с перемещаемыми в нем поверхностями не отдельными

зернами, а их группами, которые представляют собой конусообразные столбики, расположенные своими основаниями на поверхности полюсных наконечников и веретенообразными формированиями, расположенными в средней по ширине части рабочих зазоров и обеспечивающие формирование практически сплошного порошкового инструмента, у которого «виртуальной» связкой является магнитное поле [1,3,15]. Для определения характерных средних размеров конусообразных столбиков образующихся в МАИ в процессе взаимодействия с обрабатываемыми поверхностями и ВСЭ разных диаметров было выполнено фотографирование МАИ в процессе обработки и проведены измерения их размеров - длины - l и среднего диаметра - d (рис.2).

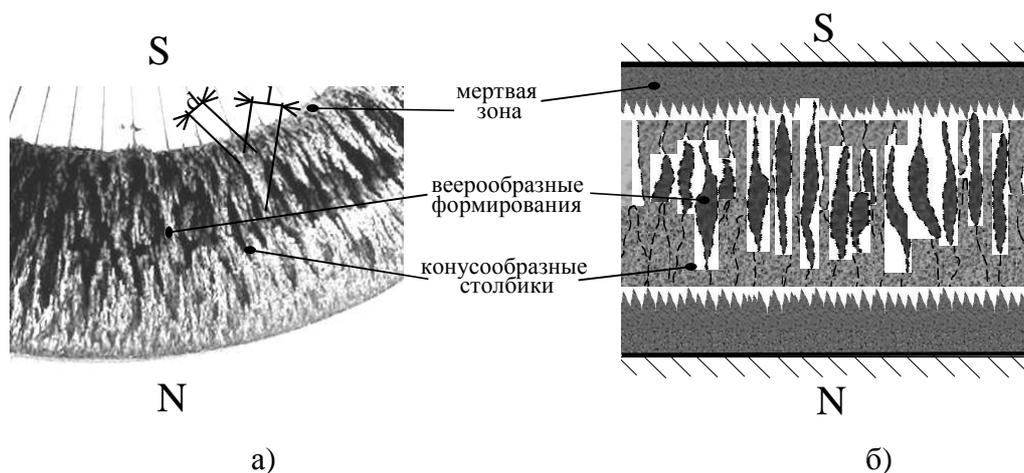


Рис. 2. Внешний вид МАИ в рабочем состоянии в зоне обработки (а) и его структурно-схематическое представление (б).

После статистической обработки результатов измерений установлено, что независимо от размеров ВСЭ и размеров обрабатываемых деталей, от скорости MAO и от величины магнитной индукции в зонах обработки средняя длина столбиков составляет 11,5-12 мм, а их диаметр 3-3,5 мм, что коррелирует с ранее полученными в [1,4,6] результатами. Анализ ранних полученных результатов в [4,16] основанных на измерении слепков МАИ показал, что указанные размеры практически не меняются и для магнитных зазоров шириной до 20 мм. Следует отметить, что более детальный анализ «структуры» МАИ, формирующейся при MAO в рабочих зазорах шириной 35 мм позволил установить наличие в них дополнительных «мертвых зон» - зон порошка, расположенных на полюсных наконечниках и находящихся в малоподвижном состоянии и не принимающих активного участия в процессе обработки. Так для магнитных зазоров шириной 35 мм ширина малоподвижных «мертвых зон» составила 5-6 мм. Можно предположить, что величина выше указанных «мертвых зон» в МАИ, располагающихся на поверхностях полюсных наконечников, зависит от габаритов обрабатываемых деталей, ширины рабочих магнитных зазоров, и с их увеличением будут увеличиваться.

Ранее полученные результаты по изменению полирующей способности МАИ, форма, структура и характеристики которого в значительной степени формируются ВСЭ, располагаемыми под определенным углом к плоскости вращения вокруг оси кольцевой ванны [9,12,13] и наклонное базирование деталей к плоскости вращения требуют детального анализа и схематизации процесса взаимодействия структурных элементов МАИ с перемещающимися в нем поверхностями деталями и ВСЭ.

При наклонном базировании в процессе MAO в кольцевой ванне деталей стержневого типа – концевой и осевого инструмента, лопаток компрессоров ГТД и др. происходит перераспределение основного объема МАИ, сопровождающееся вытесне-

нием порошковой массы в верхнюю или нижнюю часть магнитного зазора в зависимости от направления вращения вокруг оси кольцевой ванны [8,10,17] и за его пределы - в нерабочие области. Показано, что при рациональном базировании концевой режущего инструмента по отношению к направлению вращения в кольцевой ванне [1,17] под углом $\rho=40^{\circ}$ в присутствии ВСЭ [9,10,12], вытесненный ВСЭ объем порошка в нерабочую зону зависит от угла его наклона по отношению к плоскости кольцевой ванны - φ , скорости MAO и его диаметра. Величина вытесняемых ВСЭ объемов порошка в зависимости от его диаметра, скорости обработки при углах наклона $\varphi=40^{\circ}$ и 60° представлены на рис.3.

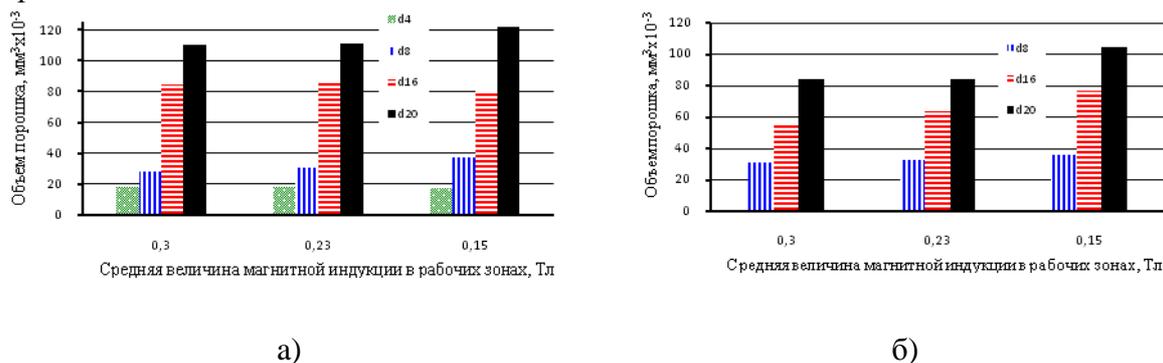


Рис. 3. Величина объемов порошка, который в процессе MAO вытесняется из рабочей зоны ВСЭ с диаметрами 4, 8, 16 и 20 мм при различной магнитной индукции, углах наклона ВСЭ $\varphi=40^{\circ}$ (а) и $\varphi=60^{\circ}$ (б) угле наклона детали $\rho=40^{\circ}$

Следует отметить, что при использовании ВСЭ диаметром 16 и 20 мм имеет место существенный разброс порошка центробежными силами, особенно при скоростях MAO больших 2 м/с. В результате чего, снижается величина коэффициента заполнения рабочих зон – уменьшается активный объем магнитно-абразивного порошка в рабочей зоне магнитных зазоров и, как следствие, интенсивность обработки снижается. Часть вытесненного порошка под действием сил магнитного поля возвращается в рабочий зазор и принимает дальнейшее участие в процессе формирования МАИ и обработке. При использовании ВСЭ диаметром 4 и 8 мм вынос и разброс порошка практически отсутствует. Контроль движения структурных элементов МАИ, выполненный с помощью скоростной кинофотосъемки позволил подтвердить достоверность описанного процесса и установить некоторые его особенности.

При использовании ВСЭ диаметром 16 и 20 мм «разорванные» веретенообразные формирования выталкиваются в верхнюю и нижнюю области нерабочих зон рабочих зазоров. За ВСЭ, как и за деталью образуется свободная от порошка область, которая не успевает заполниться – не восстанавливается сплошность МАИ, так как недостаточные объемы порошка под действием сил магнитного поля возвращается в зазор. При этом конусообразные столбики достраиваются только в верхней и нижней по высоте части магнитных зазоров, а средняя по высоте часть оказывается незаполненной. Это связано с тем, что порошок, вытесняемый из межполюсного пространства в результате его взаимодействия с ВСЭ или обрабатываемой поверхностью под действием магнитных сил, огибая деталь, втягивается в рабочую зону (рис.4) и располагается в зонах с повышенной величиной магнитной индукции – у верха и низа магнитного зазора. Топограммы изменения магнитной индукции в рабочем зазоре установки приведены на рис.5 при средней магнитной индукции в магнитном зазоре 0,25 Тл.

Втянутые магнитным полем в межполюсное пространство рабочей зоны установки отдельные объемы МАИ препятствует перемещению порошка в среднюю часть зазора и полному восстановлению по объему магнитных зазоров равномерной плотно-

сти МАИ, несмотря на действие сил обеспечивающих псевдоожигению порошка [1] и способствующих частичному втягиванию отдельных групп зерен в среднюю часть по высоте зону зазоров.

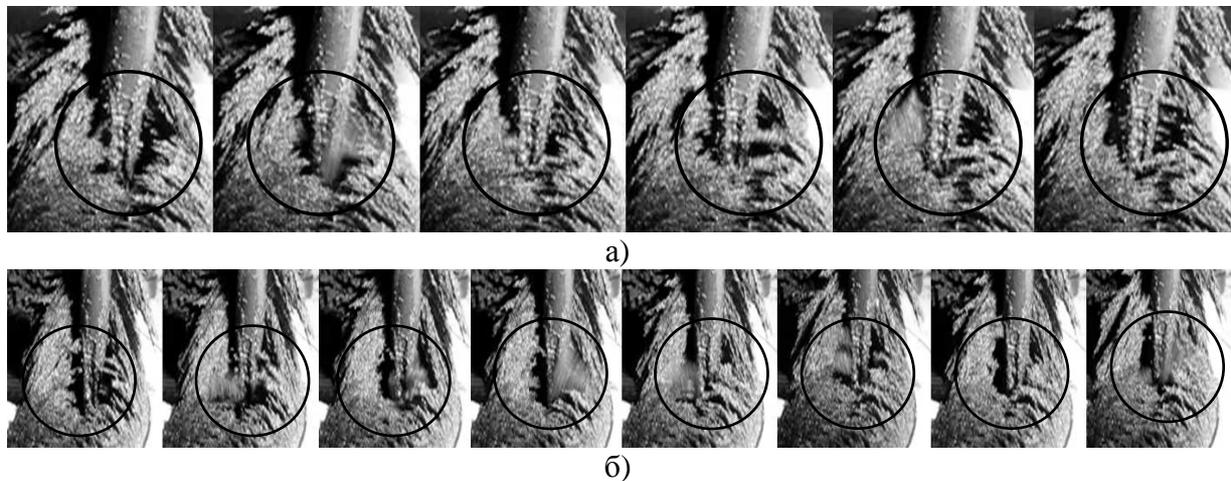


Рис. 4. Этапы движения структурных элементов МАИ при МАО образцов $\varnothing 4$ мм (а) и $\varnothing 8$ мм (б)

Анализ полученных результатов требует их фактического, а не косвенного подтверждения. Для этого был выполнен модельный эксперимент по обработке немагнитных стержневых образцов [13] при их вертикальном расположении, которые в определенной степени позволяют имитировать условия взаимодействия МАИ как с ВСЭ, так и с деталью.

Верх рабочего зазора

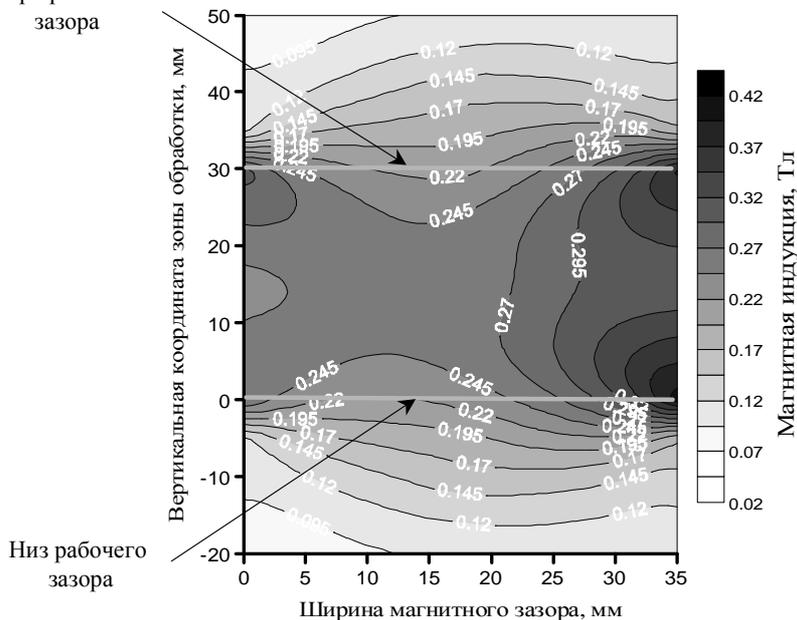


Рис. 5. Топограмма изменения величины магнитной индукции по сечению рабочей зоны установки не заполненной МАИ

Для лучшей визуализации процесса взаимодействия МАИ с поверхностью образцов обработку выполняли порошком с размером частиц 1 мм округлой формы. Для анализа особенностей движения частиц внутри рабочей зоны в процессе МАО анализировали характер расположения следов микронеровностей, сформировавшихся на полированной плоской поверхности образцов в течение 10-15 с обработки. Внешний вид отполированной контрольной поверхности образца после МАО представлен на рис.б.

Полученные данные свидетельствуют о том, что перераспределение МАИ, а также, движение частиц в МАИ (рис.6(б)) происходит по направлению к зонам с повышенной магнитной индукцией (рис.5) и согласуется с результатами, представленными в [2,4,5]. Важно указать и на то, что при MAO в больших зазорах при их кольцевом расположении имеет место активное перемещение МАИ по высоте магнитных зазоров.

Подобный факт был отмечен и при использовании в процессе MAO рабочих зон с переменным по высоте средним диаметром кольцевой ванны [3,18]. Кроме этого подобное движение порошка приводит и к негативным последствиям, связанным с тем фактом, что в средней части по высоте рабочих зазоров интенсивность обработки снижается в случае вертикального расположения детали. Но при наклонном расположении детали подобных зон проявляться не будет, т.к. порошок динамическими силами в процессе взаимодействия с обрабатываемой поверхностью постоянно перемещается в вертикальном направлении и переформовывается.

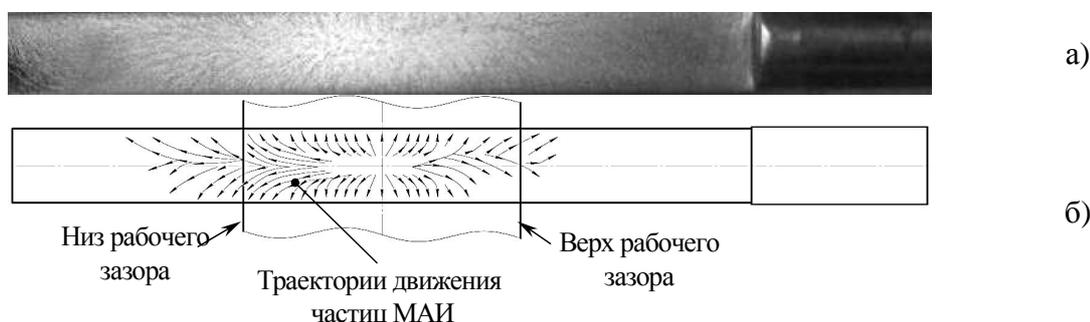


Рис. 6. Внешний вид полированной поверхности образца после MAO (а) и схематическое представление движения частиц МАИ в процессе обработки (б)

Контрольная деталь при движении в МАИ формирует перед собой уплотненную зону из МАИ. Динамика поведения порошка в уплотненной зоне в процессе обработки представлена на рис.7.



Рис. 7. Этапы движения структурных элементов МАИ при MAO перед обрабатываемой деталью

Показано, что в процессе MAO перед обрабатываемой деталью формируется и перемещается уплотненная зона из МАИ [4]. Для оценки перераспределения плотности МАИ в различных участках магнитного зазора перед деталью был использован метод фиксации МАИ в рабочем состоянии [2,4,5] и последующего вырезания контрольных объемов зафиксированного порошка в определенной зоне. Степень уплотнения МАИ перед перемещаемой в порошке поверхностью изделия будет зависеть от градиента магнитного поля в зонах обработки (рис.5), наличия мертвых зон (рис.2) и скорости MAO [4]. Выполненные измерения плотности МАИ перед вертикально перемещающимися стержневыми образцами показали, что характер изменения уплотнения МАИ

вдоль кольцевой ванны при различных значениях магнитной индукции в рабочих зазорах в зависимости от расстояния от обрабатываемой поверхности может быть представлен в виде топограмм, приведенных на рис.8. Уплотнение, формирующееся перед обрабатываемой деталью, является результатом одновременного действия магнитных сил, удерживающих и структурирующих МАИ в квазистабильном состоянии в виде «мертвых зон», конусообразных столбиков и веерообразных формирований в рабочей зоне и сил, возникающих при движении детали.

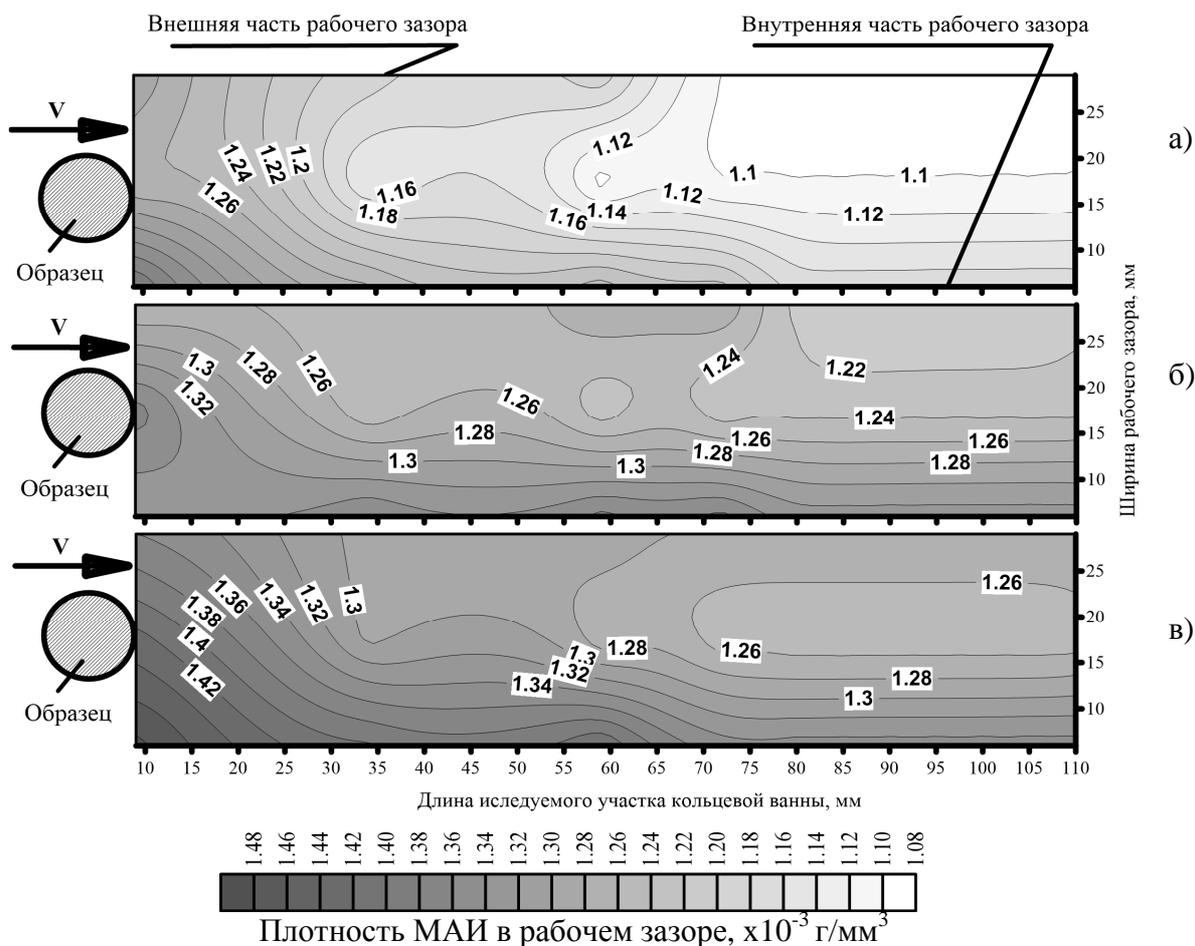


Рис. 8. Топограммы изменения плотности МАИ по ширине магнитного зазора вдоль кольцевой ванны при магнитной индукции в зонах обработки 0,1 Тл (а), 0,18 Тл (б) и 0,25 Тл (в)

Наличие уплотненной зоны обеспечивает активный прижим МАП к детали, а ее характеристики и особенности взаимодействия с обрабатываемой поверхностью квадратично связаны с величиной магнитной индукции в рабочих зазорах, линейно с плотностью МАИ и максвелловскими напряжениями, возникающими в МАИ в различных зонах магнитных зазоров. Полученные данные являются подтверждением экспериментальных и теоретических результатов, приведенных в [1,4]. Изменение степени относительного уплотнения МАИ в различных зонах магнитных зазоров, рассчитанные по данным изменения плотности в рабочих зонах представлены на рис.9.

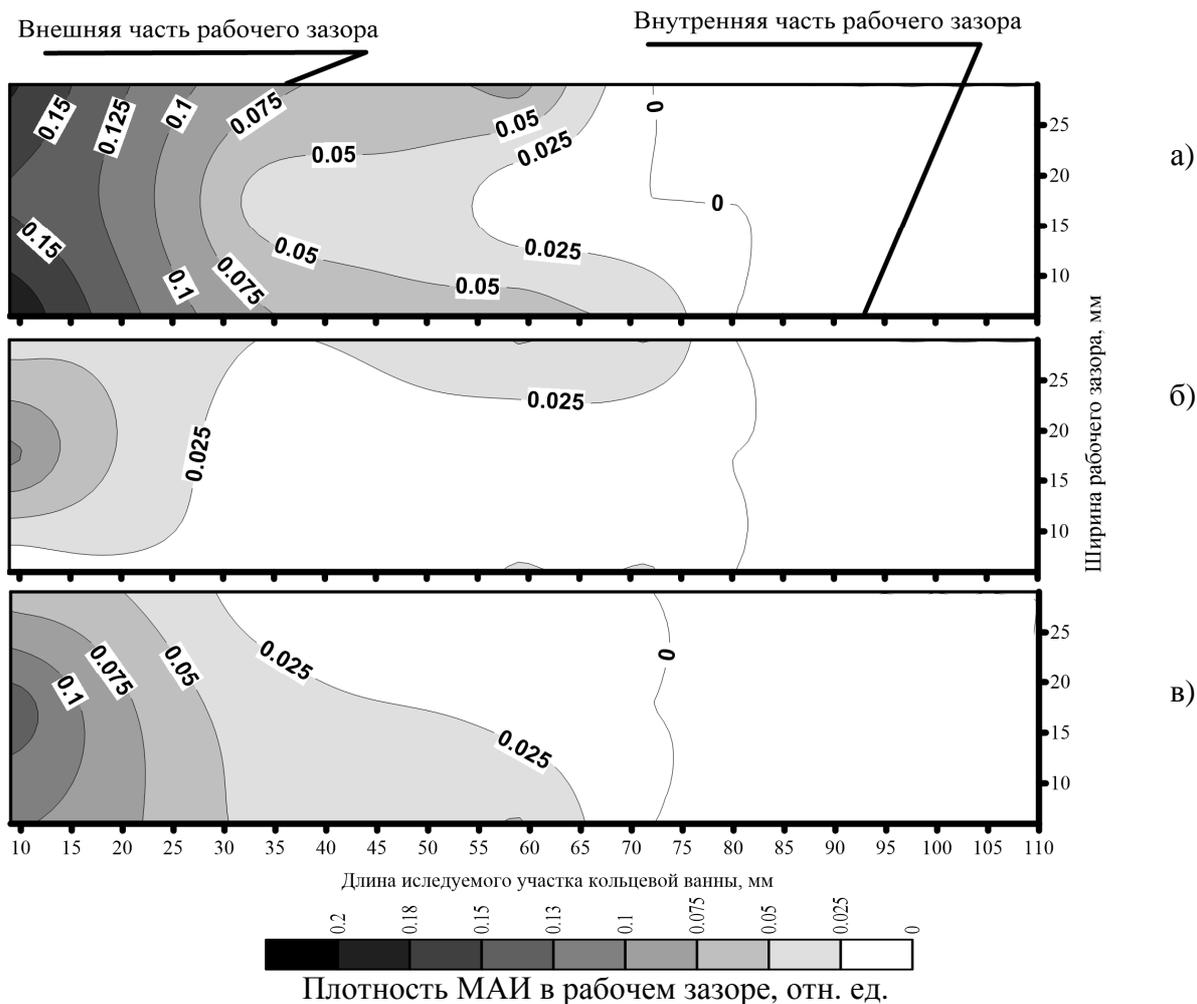


Рис. 9. Топограммы изменения степени относительного уплотнения МАИ в рабочей зоне магнитного зазора вдоль кольцевой ванны при магнитной индукции в зонах обработки 0,1 Тл (а), 0,18 Тл (б) и 0,25 Тл (в)

Анализ особенностей взаимодействия МАИ с обрабатываемой поверхностью позволил схематически представить особенности структурирования МАИ при обработке в больших рабочих зазорах и кинетику взаимодействия отдельных структурных элементов МАИ с обрабатываемыми поверхностями при их движении (рис.10).

На рис.10 показано три последовательно расположенных этапа взаимодействия детали с МАИ, обозначенные цифрами 1, 2 и 3. 1', 2' показывают предшествующие положения детали в МАИ. На схеме (рис.10) выделены особые точки, определяющие условия и этапы взаимодействия структурных элементов МАИ с обрабатываемой поверхностью и характерные для разных стадий переформирования МАИ. Точка D на рис.10б и рис.10в соответствует зоне в МАИ с повышенной степенью уплотнения МАИ (рис.10), расположенной на фронте уплотненной зоныдвигающейся перед деталью (рис.7). Точка R (рис.10б) соответствует моменту «разрыва» контактирующих, противоположно расположенных конусообразных столбиков и объединению смежно-расположенных веерообразных формирований. Точка F (рис.10в) соответствует моменту отрыва растянутых объемов веретенообразных уплотнений и конусообразных столбиков, обтекаемых поверхностью и в последующем восстанавливающих структуру МАИ. Для положений 2 и 3 характерным есть формирование за деталью разреженной зоны,

практически свободной от порошка – теневой зоны, в которой процесс MAO отсутствует [1,2,6,19].

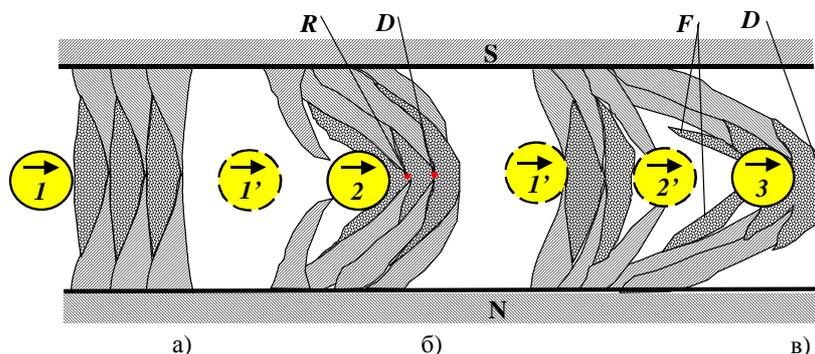


Рис. 10. Схематическое представление этапов взаимодействия обрабатываемой детали со структурными элементами МАИ

Данная теневая зона заполняется из порошка, вытесненного в верхнюю и нижнюю части зазоров, из уплотненных формирований у полюсных наконечников (рис.2), в результате восстановления конусообразных столбиков, когда их вершины “достраиваются” из разорванных деталью частей вытесненных объемов порошка веретенообразных уплотнений (рис.3,4,7).

Выводы

Выполненные исследования процесса MAO деталей стержневого типа в условиях кольцевой рабочей зоны позволили идентифицировать кинетику формирования и переформирования МАИ в условиях больших рабочих зазоров и слабых магнитных полей. Проанализированы особенности движения и взаимодействия структурных формирований МАИ в процессе обработки с обрабатываемыми деталями. Исследовано изменение степени уплотнения МАИ в рабочих зазорах перед движущейся деталью. Предложена уточненная структурно-физическая модель МАИ, которая не противоречит ранее полученным результатам и позволит более корректно и обоснованно подходить к процессу MAO деталей сложной конфигурации стержневого типа путем управления механизмами формирования МАИ в особенности степенью уплотнения МАИ перед обрабатываемым изделием.

Список литературы

1. Майборода В. С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: автореф. дис. д-ра техн. наук: спец. 05.03.01 / Майборода Віктор Станіславович. – К., 2001. – 404 с.
2. Барон Ю. М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю.М Барон. - Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с.
3. Майборода В. С. Формування магнітно-абразивного інструменту в кільцевих щілинах з різною формою поперечних перерізів робочих зон при магнітно-абразивній обробці кінцевих та осьових інструментів / В.С. Майборода, В.М. Гейчук, О.А. Івановський // Вестник Национального технического университета Украины «Киевской политехнический институт». Машиностроение. – 2006. - Вып. 49. - С. 153-164.
4. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка специальных деталей: автореф. дис. канд. техн. наук.: спец. 05.02.08 / Майборода Виктор Станиславович. – К., 1988. – 170 с.
5. Крымский М.Д. Распределение и уплотнение магнитно-абразивного порошка в рабочем зазоре станка. / М.Д. Крымский // Магнитно-абразивные материалы и методы их испытания. – К.:ИПМ АНУССР, 1980. – С. 92-97.

6. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной формы. дис. канд. техн. наук.: спец. 05.16.06 / Степанов Олег Василевич. – К. – 1997. – 145 с.

7. Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф.Ю. Сакулевич. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 328 с.

8. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка деталей с консольным закреплением на установке типа кольцевая ванна / В.С. Майборода, В.Н Гейчук // Машиностроение и техносфера XXI века. Сборник трудов XVII междунар. науч.-тех. конф. (13-18.09.2010 г., Севастополь), Т. 2. – Севастополь, 2010. - С. 130-134.

9. Майборода В.С. Эффективность применения при магнитно-абразивной обработке восстанавливающих стержневых элементов / В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – 2012. - №30. – С. 171-177.

10. 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 Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2011. – №8(190). – С. 49-56.

11. Магнітно-абразивне оброблення кільцевого різального інструменту в умовах великих магнітних щілин з використанням відновлювальних елементів / [В. Майборода, Д. Джулій, І. Ткачук, О. Беляєв] // Вісник ТНТУ. - 2012 - №4(68). – С 133-141. - (машинобудування, автоматизація виробництва та процеси механічної обробки).

12. Майборода В.С. Формирование магнитно-абразивного инструмента в рабочих зонах установок типа «кольцевая ванна» / В.С.Майборода, Д.Ю.Джулий, И.В.Ткачук // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2012. - Вип.9(205). – С. 127-133.

13. Гейчук В.М. Відновлення властивостей магнітно-абразивного інструменту динамічними силами при обробці в кільцевій ванні в умовах великих робочих зазорів / В.М. Гейчук, В.С.Майборода, І.В.Ткачук // Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету ім. М.Остроградського. - 2012. – №2(73), Ч.1. - С. 146-155.

14. Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий. / Оликер В.Е. – М.:Металлургия, 1990. –176 с.

15. Майборода В.С. Дослідження властивостей магнітно-абразивного інструменту сформованого з сумішей порошків / В.С. Майборода // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ. - 2009. - вип. 6. - С. 144-159.

16. Шлюко В.Я. Закономерности формирования ферроабразивного порошка в магнитно-абразивный инструмент в условиях кольцевого расположения магнитных зазоров / В.Я.Шлюко, В.С.Майборода, О.В.Степанов // Порошковая металлургия. - 1989. - N"5. - С. 72-77.

17. Byelyaev O. Erhöhung der Leistungsfähigkeit von HSS-Spiralbohrern durch Einsatz der magnetabrasiven Bearbeitung: Dissertation Dr.-Ing / O. Byelyaev. – Magdeburg, Germany, 2008. – 149 p.

18. Deutsches Patent- und Markenamt DE 10 2009 015 158 A1 2009.09.30 B24B31/112. Werkzeugenmaschine zur magnetabrasiven Bearbeitung / O. Byelyayev, W. Geichuk, V.Maiboroda. - заявка 10 2009 015.158.3 від 26.03.2009.

19. Гейчук В.М. Синтез кінематики процесу магнітно-абразивної обробки в кільцевій ванні: Автореф дисс. д-ра техн. наук.: спец. 05.03.01 / В.М. Гейчук. – К., 2012. – 40 с.

В.С. МАЙБОРОДА, І.В. ТКАЧУК, Д.Ю. ДЖУЛІЙ

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»

СТРУКТУРНО-ФІЗИЧНА МОДЕЛЬ ФОРМУВАННЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТУ В ВЕЛИКИХ РОБОЧИХ ЗАЗОРАХ КІЛЬЦЕВОГО ТИПУ ПРИ ОБРОБЦІ СТРИЖНЕВИХ ВИРОБІВ

Показано, що найбільш ефективно при магнітно-абразивному обробленні деталей стрижневого типу є використання відновлюючих стрижневих елементів діаметром 8-10 мм. Досліджено кінетику формування магнітно-абразивного інструменту (МАІ) в кільцевих робочих зонах при магнітно-абразивному обробленні деталей стрижневого типу. Ідентифіковано в МАІ зони розрідження і з підвищеною щільністю. Запропонована уточнена структурно-фізична модель МАІ, яка дозволяє адекватно враховувати умови його взаємодії з оброблювальними деталями при обробленні.

Ключові слова: кільцева ванна, магнітно-абразивний інструмент, структурно-фізична модель, ущільнена зона, щільність, відновлювальний стрижневий елемент.

V.S. MAIBORODA, I.V. TKACHUK, D.Yu. DZHULII

National Technical University of Ukraine "Kiev Polytechnic Institute"

STRUCTURAL-PHYSICAL MODEL OF FORMING OF MAGNETIC-ABRASIVE TOOL IN LARGE RING-TYPE WORKING AREAS IN THE MACHINING OF SHAFT-TYPE ITEMS

High-performance magnetic-abrasive machining in the large ring-type magnetic working areas substantially depends on the specificities and conditions of the formation of magnetic-abrasive tool. Especially this is important for the process of magnetic-abrasive machining of complex-shaped rod-type items. Similar items during the interaction with the magnetic-abrasive powder lead to re-shape, which is accompanied by the displacement of powder from the interpolar space outside the processing areas in the zones with low magnetic flux density, without forming surfaces, where the process of magnetic-abrasive machining is ineffective, poorly controlled and, in most cases, is undesirable, because it increases the probability of distortion of the size of certain working elements of workpieces.

The investigations of the process of magnetic-abrasive machining of rod-type items in the ring-type working area allowed identifying the kinetics of formation and re-formation of magnetic-abrasive tool in the condition of large ring-type working areas and in the weak magnetic fields. The features of the movement and interaction of structural formations of magnetic-abrasive tool during machining with workpieces were analysed. The change in the degree of compaction of magnetic-abrasive tool in the working areas in front of the moving part was researched. We propose a specified structural-physical model of the magnetic-abrasive tool, which does not contradict the earlier results and provides a more correct and reasonable approach to the process of magnetic-abrasive machining of complex-shaped rod-type items by controlling the mechanisms of magnetic-abrasive tool formation. It is shown that the most effective technique in magnetic-abrasive machining of shaft-type items is to use the shaft-type regenerative elements with diameter 8-10 mm.

Keyword: ring-type working area, magnetic-abrasive tool, structural-physical model, area with increased density, density, regenerative shaft-type element.

УДК 621.952

И.А. МАЛЫШКО (д-р техн. наук, профессор), sopromat@mech.dgtu.donetsk.ua**А.Г. ТАТЬЯНЧЕНКО** (д-р техн. наук, профессор)**А.Н. СУРЖЕНКО** (канд. техн. наук, доцент)

ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

РАЗВИТИЕ МЕТОДОВ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ПРОДОЛЬНОГО ПРОФИЛЯ ОТВЕРСТИЯ ПРИ ЧИСТОВОЙ ОБРАБОТКЕ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

В статье приведен метод прогнозирования формы, размеров и погрешностей продольного профиля отверстия при его чистовой обработке осевым лезвийным инструментом. Введены и классифицированы основные и вспомогательные параметры этих погрешностей. Особенностью метода является возможность получения количественных показателей погрешности продольного профиля за счет учета комплексного воздействия всех рабочих процессов при обработке отверстий. Для этого авторами была разработана математическая модель формирования продольного профиля отверстия с учетом погрешностей от температурных деформаций детали, и инструмента, упругих деформаций по задней поверхности инструмента, контактных деформаций детали и смещения оси инструмента. Экспериментально подтверждена адекватность метода. Исследовано влияние различных факторов на искажение продольного профиля.

Ключевые слова: продольный профиль, бочкообразность, осевой инструмент, нелинейность, температурные деформации, погрешность продольного профиля.

Введение

В современном машиностроении отверстия составляют до 70% от всех обрабатываемых поверхностей. От точности их обработки в значительной степени зависит работоспособность и надежность работы всей механической системы. Одним из характерных видов погрешности отверстия после механической обработки резанием является искажение его продольного профиля, который принимает характерный бочкообразный вид [1]. Традиционным способом борьбы с такой погрешностью является снижение режимов резания. Однако, даже при минимальных режимах чистовой обработки форма продольного профиля отверстия остается бочкообразной. В работах [2-4] было показано, что искажение продольного профиля является объективным следствием сложных термомеханических процессов при работе осевого инструмента и устранить это искажение только за счет уменьшения режимов резания невозможно. Поэтому в современном машиностроении прогнозирование формы и размеров продольного профиля отверстия для предварительной оценки его точности на стадии разработки технологических процессов является важной научной и практической задачей.

В настоящей работе поставлена задача разработки научно обоснованного метода прогнозирования формы и размеров продольного профиля отверстия на основе комплексного учета влияния на точность обработки различных объективных физических явлений, характерных для рабочих процессов при чистовой обработке отверстий осевым лезвийным инструментом.

Основное содержание и результаты работы

Анализ особенностей развития рабочих процессов при чистовой обработке отверстий осевым инструментом показал, что при малых скоростях резания, характерных для чистовых операций обработки отверстия, погрешность

диаметра в произвольном сечении x по глубине отверстия является следствием одновременного комплексного действия целого ряда объективных физико-механических процессов [2]. Основными их проявлениями являются температурные деформации де-

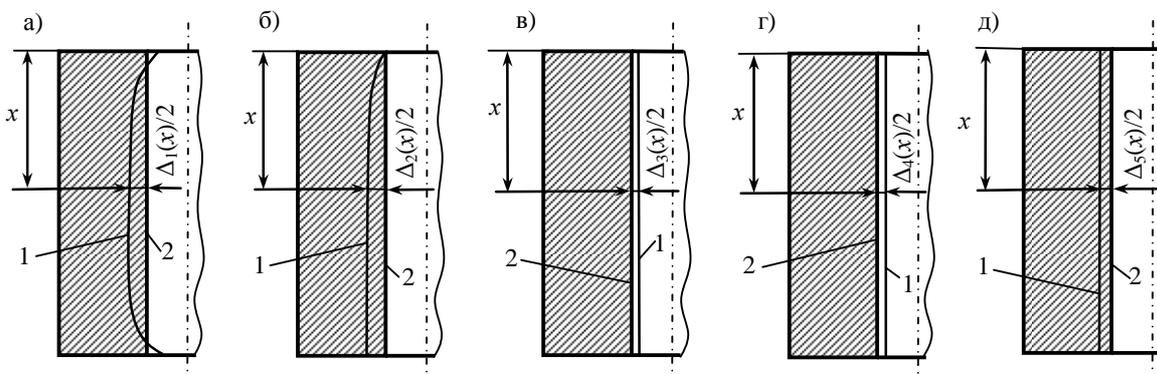


Рис.1. Искажение формы продольного профиля отверстия 1 по отношению к требуемому 2 за счет: а) температурных деформаций детали, б) температурных деформаций инструмента, в) упругих деформаций детали, г) упругих деформаций инструмента, д) смещения оси инструмента

тали $\Delta_1(x)$ и инструмента $\Delta_2(x)$, упругие контактные деформации детали $\Delta_3(x)$ и инструмента $\Delta_4(x)$ по задней поверхности инструмента и смещение оси инструмента $\Delta_5(x)$ от действия неуравновешенной радиальной силы резания (рис.1). При этом параметры $\Delta_3(x)$, $\Delta_4(x)$ и $\Delta_5(x)$ практически постоянны по всей длине отверстия, а $\Delta_1(x)$ и $\Delta_2(x)$ имеют сложную нелинейную зависимость от x . Смещение оси инструмента $\Delta_5(x)$ от действия неуравновешенной радиальной силы резания вызывает разбивание отверстия (рис.1д), упругие смещения контактных поверхностей инструмента $\Delta_4(x)$ и детали $\Delta_3(x)$ способствуют усадке отверстия (рис.1в,г), температурные деформации инструмента $\Delta_2(x)$ способствуют разбиванию отверстия (рис.1б), а температурные деформации детали $\Delta_1(x)$ в зависимости от толщины стенок могут вызывать как разбивание отверстия, так и его усадку (рис.1а). Бочкообразная форма продольного профиля в начале отверстия определяется нелинейностью температурных деформаций инструмента и детали. Бочкообразная форма в конце отверстия определяется только температурными деформациями детали [2].

Фактический диаметр отверстия $d_{факт}(x)$ в произвольном сечении x (рис.2) будет определяться как

$$d_{факт}(x) = d_{ном} \pm k_0\Delta_1(x) + k_0\Delta_2(x) - \Delta_3(x) - \Delta_4(x) + k_0\Delta_5(x), \quad (1)$$

где $d_{ном}$ - номинальный диаметр инструмента, k_0 - коэффициент, учитывающий снижение температурных деформаций при охлаждении СОТС [2]. Отклонение от номинального размера в произвольном сечении x при этом составит (рис.2)

$$\Delta d(x) = \pm k_0\Delta_1(x) + k_0\Delta_2(x) - \Delta_3(x) - \Delta_4(x) + k_0\Delta_5(x). \quad (2)$$

Представим сложный бочкообразный профиль продольно сечения отверстия в виде нескольких основных и вспомогательных характеристик. Основными характери-

стиками погрешности продольного профиля отверстия будут разбивание Δ_p и бочкообразность Δ_b отверстия. Разбивание отверстия Δ_p представляет собой максимальную величину отклонения от номинального размера инструмента $\Delta d_{\max}(x)$ (рис.2)

$$\Delta_p = d_{\text{факт max}} - d_{\text{ном}} = \Delta d_{\max}(x), \quad (3)$$

а бочкообразность Δ_b - максимальную величину отклонения от прямолинейности

$$\Delta_b = [d_{\text{факт max}} - (d_{\text{факт}}(0) + d_{\text{факт}}(l))/2]/2, \quad (4)$$

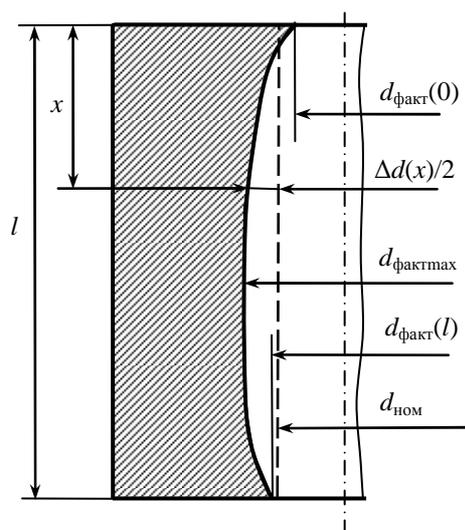


Рис.2. Структура продольного профиля отверстия

где $d_{\text{факт}}(0)$ и $d_{\text{факт}}(l)$ - фактический диаметр в начале и конце отверстия.

Вспомогательными характеристиками будут погрешности продольного профиля в начале

$$\Delta_{bн} = [d_{\text{факт max}} - d_{\text{факт}}(0)]/2 \quad (5)$$

и в конце отверстия

$$\Delta_{bк} = [d_{\text{факт max}} - d_{\text{факт}}(l)]/2. \quad (6)$$

Полученные в работах [2-4] методы определения параметров $\Delta_i(x)$ являются основой для определения формы (1), (2) и погрешностей (3)-(6) продольного профиля отверстия. Так, для прогнозирования формы и размеров продольного профиля отверстия при обработке осевым инструментом необходимо использовать аналитические зависимости по определению различных компонентов деформации инструмента и детали в зоне резания, полученных при исследовании рабочих процессов при обработке отверстий в работе [2]. Это аналитические зависимости для определения упругих контактных деформаций инструмента и детали по задней поверхности инструмента, для определения температуры в зоне резания при обработке отверстий, для определения смещения оси осевого инструмента от действия неуравновешенной радиальной силы резания, для определения термоупругих деформаций инструмента и детали в зоне резания.

Исходными данными для всех перечисленных зависимостей являются: физико-механические и тепловые свойства материалов инструмента и детали – модули упругости материала E и E_u , коэффициенты Пуассона μ и μ_u , коэффициенты линейного температурного расширения α_t и α_{tu} , плотность материала ρ_d и ρ_u , коэффициенты теплопроводности материала c и c_u , коэффициенты удельной теплоемкости λ и λ_u , предел текучести материала детали σ_T , удельное сопротивление резанию τ_p ; параметры геометрической модели детали – глубина отверстия L , диаметр отверстия d , характерный наружный размер детали D ; параметры геометрической модели инструмента – передний угол γ , задний угол α , главный угол в плане ϕ , вспомогательный угол в плане ϕ_1 , число зубьев z , ширина калибрующей ленточки; режимы резания – скорость резания V , подача S , глубина резания t , параметры СОТС – коэффициент теплопроводности λ_0 и темпе-

ратуропроводности ω_0 , коэффициент теплоотдачи α_0 . При создании комплексной математической модели формирования продольного профиля отверстия использовалась зависимости (1) и (2). Блок-схема алгоритма реализации математической модели формирования продольного профиля отверстия приведена на рис.3.

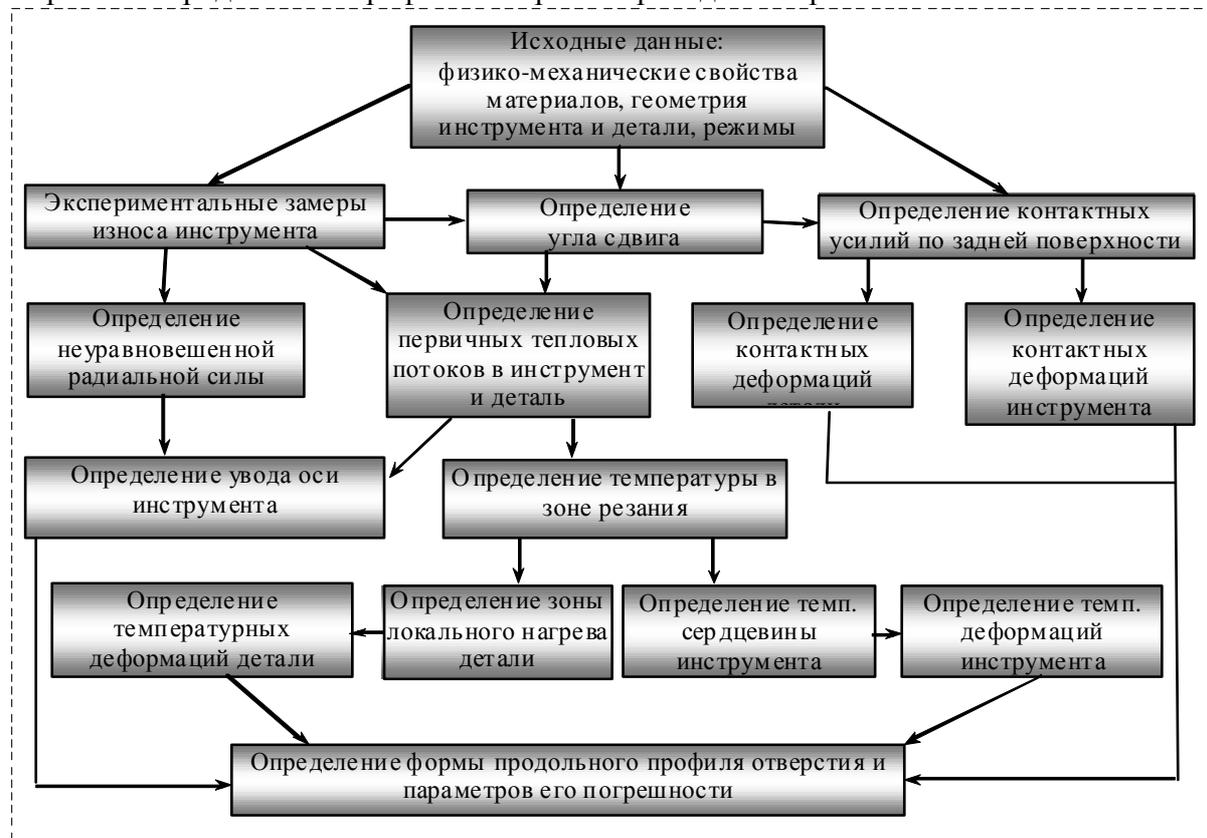


Рис.3. Блок-схема математической модели формирования продольного профиля отверстия при обработке осевым инструментом

В табл.1-2 приведены результаты реализации данного алгоритма развертывании ($V = 6,26$ м/мин, $S = 0,8$ мм/об) и зенкерования ($V=23,28$ м/мин, $S=0,4$ мм/об) отверстия $d = 16$ мм в детали из стали 45. Разбивание отверстия при развертывании составило $\Delta_p = 3,982$ мкм, при зенкерования – $\Delta_p = 9,505$ мкм. Согласно (4) бочкообразность отверстия при развертывании составила $\Delta_\delta = 2,495$ мкм, при зенкерования – $\Delta_\delta = 6,038$ мкм. Согласно (5) бочкообразность в начале отверстия при развертывании составила $\Delta_{\delta_n} = 3,648$ мкм, при зенкерования – $\Delta_{\delta_n} = 8,201$ мкм. Согласно (6) бочкообразность в конце отверстия при развертывании составила $\Delta_{\delta_k} = 1,341$ мкм, при зенкерования – $\Delta_{\delta_k} = 3,878$ мкм. Реализация алгоритма с учетом воздействия СОТС показала, что использование СОТС позволяют уменьшить разбивание отверстия, но не устраняет его бочкообразность.

Таблица 1. Погрешность продольного профиля отверстия при развертывании

X, ММ	ПОГРЕШНОСТЬ ДИАМЕТРА, МКМ					
	Δ_1	Δ_2	Δ_3	Δ_4	Δ_5	Δd
1	-1,343	0,471	-0,302	-0,494	2,002	0,334
25	0,374	2,402	-0,302	-0,494	2,002	5,828
50	-1,623	3,058	-0,302	-0,494	2,002	2,641

Таблица 2. Погрешность продольного профиля отверстия при зенкерования

X, ММ	ПОГРЕШНОСТЬ ДИАМЕТРА, МКМ					
	Δ_1	Δ_2	Δ_3	Δ_4	Δ_5	Δd
1	-1,327	0,535	-0,302	-0,494	2,893	1,305
25	1,567	5,841	-0,302	-0,494	2,893	9,505
50	-2,571	6,103	-0,302	-0,494	2,893	5,628

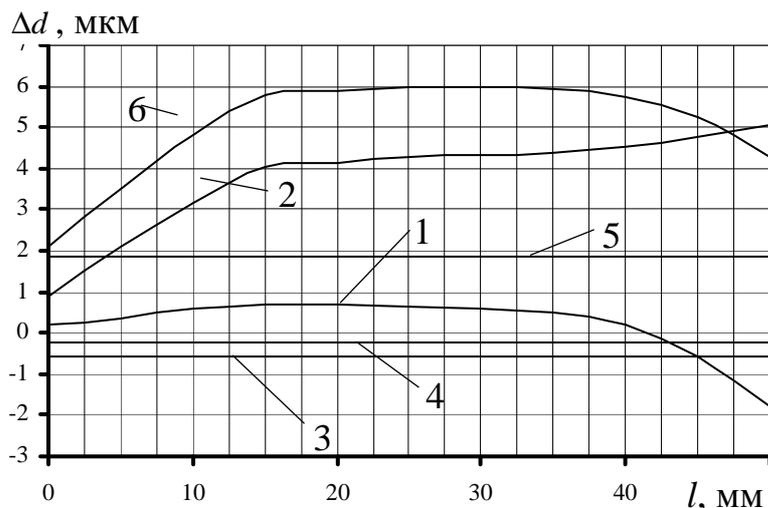


Рис.4. Формирование продольного профиля отверстия при развертывании за счет :
 1) упругих деформаций детали, 2) упругих деформаций инструмента,
 3) увода оси инструмента, 4) температурных деформаций детали,
 5) температурных деформаций инструмента, 6) суммарная деформация

На рис.4 показано формування продольного профілю отвору з урахування різних компонентів еластичних та термоеластичних деформацій в зоні різання при розвертыванні, а на рис.5 - доля різних компонентів деформації в искаженні продольного профілю отвору (бочкообразности) при розвертыванні і зенкеруванні.

Для перевірки адекватності розроблених моделей формування продольного профілю отвору були проведені численні (на основі пакета ANSYS) і експериментальні дослідження погрешності продольного профілю отвору для приведених вище умов розвертывання і зенкерування отвору.

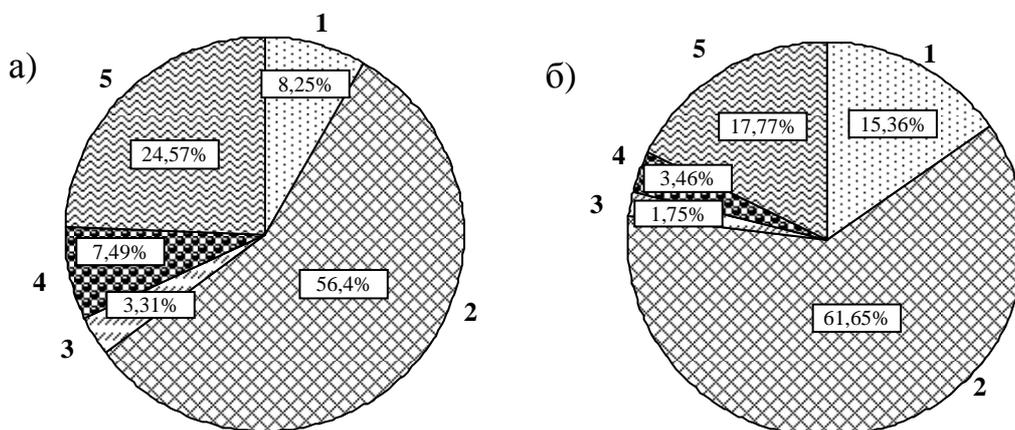


Рис.5. Доля деформаций детали 1 и инструмента 2 и температурных деформаций детали 3 и инструмента 4 и увода оси 5 в разбивке отверстия при развертывании (а) и зенкерувании (б)

Наибольшая погрешность наблюдалась для значений, полученных аналитическим способом в начале отверстия. Это связано с особенностями выбранной математической модели оценки температурных деформаций детали в этой зоне, которая требует дальнейшей доработки. Для всех вариантов условий резания для экспериментальных данных по сравнению с теоретическими данными было характерна большая усадка в

конце отверстия. Это связано с тем, что на термоупругие деформации детали в конце отверстия большое влияние оказывает осевая составляющая силы резания. В целом результаты экспериментальных исследований подтвердили адекватность разработанной математической модели теплофизических процессов при обработке отверстий, поскольку большинство значений, полученных численным и аналитическим способом оказались в пределах доверительных интервалов для данных точек. Таким образом, разработанные модели позволяют с достаточной точностью оценивать и предварительно прогнозировать форму продольного профиля отверстия.

Выводы

Разработанная комплексная модель формирования продольного профиля отверстия позволяют с достаточной точностью прогнозировать форму и размеры продольного профиля при чистовой лезвийной обработке осевым инструментом на стадии разработки технологических процессов. Адекватность модели подтверждается результатами экспериментальных замеров погрешности продольного профиля отверстий при различных условиях обработки.

Таблица 3. Погрешность профиля продольного профиля при развертывании отверстия $d = 16$ мм, $l = 50$ мм

Δ	Δd , мкм		
	анал.	числ.	эксп.
Δ_p	3,982	4,010	4,250
Δ_b	2,495	1,650	2,70
Δ_{bn}	3,648	2,320	3,45
Δ_{bk}	1,341	1,009	1,95

Таблица 4. Погрешность профиля продольного профиля при зенкерованием отверстия $d = 16$ мм, $l = 50$ мм

Δ	Δd , мкм		
	анал.	числ.	эксп.
Δ_p	9,505	9,105	9,250
Δ_b	6,038	4,70	5,75
Δ_{bn}	8,209	5,912	7,25
Δ_{bk}	3,878	3,488	4,25

Список литературы

1. Резников А.Н. Термоупругие деформации изделия и инструмента в процессе развертывания / А.Н. Резников, Л.Е. Яценко // Теплофизика технологических процессов. Межвед. науч. сб. – 1973. – Вып. 1. – С. 24–35.
2. Татьяначенко А.Г. Теоретические основы прогнозирования термоупругих деформаций осевого инструмента и детали и их влияние на точность обработки отверстий: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук / А.Г. Татьяначенко. – Д.: ДонНТУ, 2006. – 36 с.
3. Татьяначенко А.Г. Влияние термоупругих деформаций на точность продольного профиля отверстия при чистовой лезвийной обработке / А.Г. Татьяначенко // Наукові праці Донецького технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2006. - Вип.110. – С. 42-48.
4. Малышко И.А. Прогнозирование формы и размеров продольного профиля отверстия при обработке осевым инструментом / И.А. Малышко, А.Г. Татьяначенко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – 2005. - Вип. 17. – С. 30-37.

Надійшла до редакції 10.04.2013

Рецензент: О.В. Мірошниченко

**І.А. МАЛИШКО
О.Г. ТАТЬЯНЧЕНКО
А.М.СУРЖЕНКО**

ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»

**РОЗВИТОК МЕТОДІВ ПРОГНОЗУВАННЯ ПОЗДОВЖНЬОГО ПЕРЕТИНУ ОТВОРУ
ПРИ ЧИСТОВІЙ ОБРОБЦІ ОСЬОВИМ ІНСТРУМЕНТОМ**

В статті приведений метод прогнозування форми, розмірів та похибок поздовжнього перетину отвору при його чистовій обробці осьовим лезовим інструментом. Введені та класифіковані основні та допоміжні параметри цих похибок. Особливістю метода є можливість отримання кількісних показників похибки поздовжнього перетину за рахунок урахування комплексної дії усіх робочих процесів при обробці отворів. Для цього авторами була розроблена математична модель формування поздовжнього перетину отвору з урахуванням похибок від температурних деформацій деталі та інструмента, пружних деформацій по задній поверхні інструмента, контактних деформацій деталі та зміщення осі інструмента. Експериментально доведена адекватність метода. Досліджений вплив різних факторів на спотворення поздовжнього перетину.

Ключові слова: поздовжній перетин, бочкоподібність, осьовий інструмент, не лінійність, температурні деформації, похибка поздовжнього перетину.

**I.A. MALYSHKO,
A.G. TATYANCHENKO
A.N. SURZHENKO**

Donetsk National Technical University

DEVELOPMENT OF THE METHODS OF PREDICTION OF THE LONGITUDINAL PROFILE OF THE HOLES IN FINISH MACHINING BY AXIAL TOOLS

A method of analytical prediction of the shape, the sizes and the errors of a longitudinal profile of a hole is provided. The basic and auxiliary parameters of these errors are introduced and classified. The peculiarity of this method is the possibility of deriving not only a qualitative picture of longitudinal profile distortion, but also error quantitative indicators. It is achieved taking into account the influence of all basic objective physical processes on the process of shaping of a hole. To estimate quantitative errors the authors have developed a mathematical model of hole longitudinal profile shaping taking into account the errors from temperature strains of the item and the tool, elastic strains on the flank surface of the tool, contact strains of the item. The implementation algorithm for the given mathematical model is provided. The experimental estimation of the adequacy of the shape and the sizes of a hole longitudinal profile displayed good convergence of theoretical and experimental results. This mathematical model allows studying the influence of various factors on the distortion of a longitudinal profile. The influence of various physical processes on the basic and auxiliary indexes of the hole longitudinal profile error is estimated. An important advantage of the suggested method is that for its realization simple analytical dependences are used and it does not employ the means of numerical modeling and natural experiments.

Keywords: longitudinal profile, barrel-type shape, axial tool, nonlinearity, temperature strain, longitudinal profile error .

УДК 621.914.2

В.Г.НЕЧЕПАЕВ (д-р техн. наук, профессор), opm@mech.dgtu.donetsk.ua**М.С.МЫШОВ** (асп.), opm@mech.dgtu.donetsk.ua

ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ СТРУЖКИ ИНСТРУМЕНТОМ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Выполнено моделирование процесса деформирования стружки инструментом при фрезеровании профильных пазов. Установлена зависимость между геометрическими параметрами элемента стружки и геометрическими и режимными параметрами процесса фрезерования профильного паза для типовой схемы деформирования элемента стружки при её повторном взаимодействии с лезвием фрезы. Получено выражение для определения силы повторного взаимодействия элемента стружки с фрезой как функции диаметра фрезы и подачи на зуб. Выполнена графическая интерпретация полученных результатов.

Ключевые слова: фрезерование, стружка, режимные параметры, геометрические параметры, повторное взаимодействие, силовые факторы, профильные пазы, оболочка, балка.

Введение

Профильные пазы составляют значительную часть общего объема металлообработки в процессе изготовления станочного и других видов оборудования. При этом они являются весьма нетехнологичными элементами конструкций из-за ограниченности пространства для размещения отделенной стружки. Широкое применение и нетехнологичность конструкции таких пазов определяет актуальность поиска путей повышения точности их изготовления.

Целью настоящей работы является моделирование деформирования отделённой стружки в процессе её повторного взаимодействия с режущим инструментом при фрезеровании профильных пазов для определения силовых факторов, сопровождающих этот процесс. Указанные силовые факторы обуславливают деформацию режущего инструмента и соответствующую погрешность обработки профильных пазов.

Основное содержание работы

Исходя из типовой схемы [1] процесса деформирования элемента стружки зубом фрезы при её повторном попадании в зону резания (рис. 1), разработана математическая модель деформирования стружки инструментом в процессе фрезерования профильных пазов.

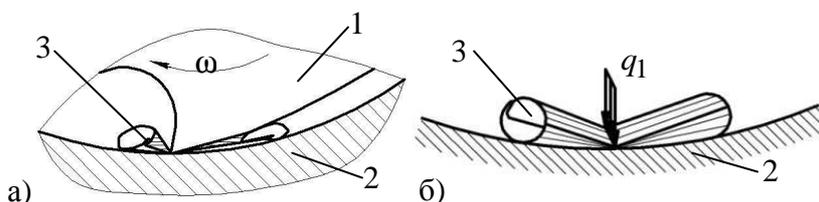


Рис. 1. Типовая схема процесса деформирования элемента стружки при её повторном взаимодействии с режущим инструментом: а) схематизация процесса; б) расчётная схема для моделирования (1 – фреза; 2 – обрабатываемый паз; 3 – элемент стружки)

В качестве исходного уравнения для разработки модели принято дифференциальное уравнение общей теории расчёта замкнутых тонкостенных цилиндрических круговых оболочек в развёрнутом виде [2, 3]

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^8 \Phi}{\partial \xi^8} + 2 \frac{\partial^6}{\partial \xi^6} \left(2 \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + \nu \right) \Phi + \frac{\partial^4}{\partial \xi^4} \left(6 \frac{\partial^6}{\partial \theta^6} + 6 \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + 1 \right) \Phi + 2 \frac{\partial^2}{\partial \xi^2} \left[2 \frac{\partial^6}{\partial \theta^6} + \right. \\ & \left. + (4 - \nu) \frac{\partial^4}{\partial \theta^4} + \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} \right] \Phi + \frac{\partial^4}{\partial \theta^4} \left(\frac{\partial^4}{\partial \theta^4} + 2 \frac{\partial^2}{\partial \theta^2} + 1 \right) \Phi + 4\beta \frac{\partial^4 \Phi}{\partial \xi^4} = 0. \end{aligned} \quad (1)$$

В уравнении (1) $\Phi(\xi, \theta)$ - разрешающая функция, через которую определяются силовые факторы; ξ и θ - безразмерные координаты; β - геометрическая характеристика замкнутой тонкостенной цилиндрической круговой оболочки

$$\beta = 4 \sqrt{3(1 - \nu^2) \frac{R^2}{\delta^2}}, \quad (2)$$

где ν - коэффициент Пуассона;

δ - толщина оболочки;

R - внешний радиус оболочки.

Уравнение (1) описывает краевой эффект изгиба оболочки в продольном направлении и полубезмоментное напряжённое состояние изгиба оболочки в кольцевом направлении. При полярно симметричном нагружении оболочки (в соответствии со схемой нагружения рис. 1, б) внутренние силовые факторы в кольцевом направлении (в функции угла θ) не изменяются.

Поэтому из общего дифференциального уравнения (1) выделим производные разрешающей функции только по координате $\xi = x/R$ (где x - текущая координата вдоль образующей оболочки), а полубезмоментное напряжённое состояние изгиба оболочки в кольцевом направлении рассматривать не будем.

Тогда уравнение (1) преобразуется к виду

$$\frac{d^8 \Phi}{d\xi^8} + 4\beta^4 \frac{d^4 \Phi}{d\xi^4} = 0. \quad (3)$$

Представляя прогиб оболочки w в виде $w = \frac{d^4 \Phi}{d\xi^4}$ [4], уравнение (3) запишется в виде

$$\frac{d^4 w}{d\xi^4} + 4\beta^4 w = 0 \quad (4)$$

или

$$\frac{d^4 w}{dx^4} + \frac{4\beta^4}{R^4} w = 0. \quad (5)$$

Решение уравнения (5) может быть представлено в виде [4]

$$\begin{aligned} w(\xi, \theta) = & [w_0 \Phi_1 + \frac{R}{\beta} \vartheta_0 \Phi_2 + \frac{4\beta^2}{E\delta} M_1^0 \Phi_3 + \frac{4R\beta}{E\delta} Q_1^0 \Phi_4 + \sum \frac{4R\beta}{E\delta} P \Phi_4^* + \\ & + \sum \frac{4\beta^2}{E\delta} M \Phi_3^* + \sum \int \frac{4R\beta}{E\delta} q \Phi_4^* dx_0] \cos n\theta, \end{aligned} \quad (6)$$

где $\Phi_1, \Phi_2, \Phi_3, \Phi_4$, - функции Крылова;

M_1^0 - изгибающий момент в начале координат;

Q_1^0 - поперечная сила в начале координат;

w_0 - прогиб в начале координат;

ϑ_0 - угол поворота в начале координат;

E - модуль Юнга;

P - поперечная сила;

M - изгибающий момент;

q - распределённая нагрузка;

x_0 - координата, определяющая положение распределённой нагрузки;

n - количество членов разложения нагрузки в ряд Фурье.

Корректное определение граничных условий для рассматриваемых дифференциальных уравнений весьма затруднительно [2].

Для преодоления этой трудности трансформируем уравнение изгиба оболочки к соответствующему виду. В ряде источников, например в [4], показано сходство дифференциального уравнения изгиба балки на упругом основании

$$\frac{d^4 y}{d\xi^4} + \frac{\bar{k}L^4}{EI} y = 0 \quad (7)$$

и дифференциального уравнения изгиба оболочки (5). Сравнивая уравнение (5) с уравнением (7), устанавливаем зависимость между балочным параметром L и характеристикой оболочки β в виде

$$L = \frac{R}{\beta}. \quad (8)$$

Следовательно, для оболочки можно использовать расчётные уравнения балки на сплошном упругом основании, заменив при этом только изгибную жёсткость балки EI на цилиндрическую жёсткость D .

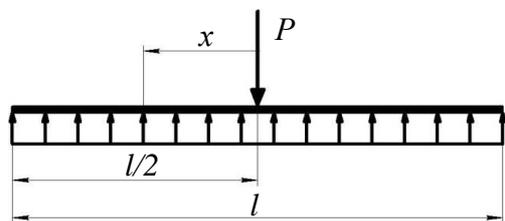


Рис. 2. Расчётная схема балки на упругом основании

Поэтому далее от расчётной схемы в виде замкнутой тонкостенной цилиндрической круговой оболочки (рис. 1, б) перейдем к расчётной схеме в виде балки на сплошном упругом основании (рис. 2), нагруженной условно сосредоточенной поперечной силой P (силой, действующей со стороны режущего инструмента на элемент стружки), где $x = \xi L$ - текущая координата вдоль балки, l - длина стружки.

После двойного дифференцирования уравнения (6) получим уравнение изгибающих моментов в виде

$$M_1(\xi, \theta) = (M_1^0 \Phi_1 + \frac{R}{\beta} Q_1^0 \Phi_2 - \frac{E\delta}{\beta^2} w_0 \Phi_3 - \frac{ER\delta}{\beta^3} \vartheta_0 \Phi_4 + \sum \frac{R}{\beta} P \Phi_2^* + \sum \int \frac{R}{\beta} q \Phi_2^* dx_0) \cos n\theta. \quad (9)$$

Для реальной физической картины характерно контактирование фрезы и элемента стружки происходит по линии или поверхности. Представим сосредоточенную силу P в виде распределённой нагрузки q , распределённой равномерно по дуге малого угла $2\theta_0$, то есть $q = P/2R\theta_0$.

Полагая $\sin n\theta_0 = \theta_0$, разложим сосредоточенную силу P в ряд Фурье вида

$$P(\theta) = A_0 + A_n \sum_{n=1}^{\infty} \cos n\theta, \quad (10)$$

где $A_0 = \frac{q}{\pi} \int_0^{\theta_0} d\theta = \frac{q\theta_0}{\pi} = \frac{P}{2\pi R}$, $A_n = \frac{2q}{\pi} \int_0^{\theta_0} \cos n\theta d\theta = \frac{2q}{n\pi} \sin n\theta = \frac{2q\theta_0}{\pi} = \frac{P}{\pi R}$.

Тогда сосредоточенная сила раскладывается в ряд вида

$$P(\theta) = \frac{P}{2\pi R} + \frac{P}{\pi R} \sum_{n=1}^{\infty} \cos n\theta. \quad (11)$$

Для определения внутренних силовых факторов, сопровождающих процесс повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом с точностью, достаточной для решения поставленных задач, можно ограничиться первыми двумя членами ряда.

Тогда при $n = 1$ и $\theta = 0$ значение сосредоточенной силы

$$P(\theta) = \frac{P}{2\pi R} + \frac{P}{\pi R} \sum_{n=1}^{\infty} \cos(1 \cdot 0) = \frac{P}{2\pi R} + \frac{P}{\pi R} = \frac{P + 2P}{2\pi R} = \frac{3P}{2\pi R}. \quad (12)$$

Уравнение (9) после определения значений изгибающего момента и прогиба в начале координат (посередине пролёта оболочки или в месте приложения сосредоточенной силы P) и подстановки в него выражения для сосредоточенной силы, разложенной в ряд Фурье (12), запишется в виде

$$M_1(\xi, \theta) = \sum \frac{P(\theta)R}{4\beta} U(\beta\xi), \quad (13)$$

где $U(\beta\xi)$ - быстро затухающая функция.

Нормальные напряжения в сечении стружки

$$\sigma(\xi, \theta) = \frac{M_1(\xi, \theta)}{W} = \frac{1}{W} \sum \frac{P(\theta)R}{4\beta} U(\beta\xi) = \frac{1}{\pi R^2 \delta} \sum \frac{P(\theta)R}{4\beta} U(\beta\xi), \quad (14)$$

где $W = \pi R^2 \delta$ - момент сопротивления элемента стружки.

Из анализа формулы (14) видно, что наибольший изгибающий момент M_{\max} имеет место в начале координат. Следовательно, и наибольшие нормальные напряжения σ_{\max} имеют место в этой же зоне, то есть

$$M_{\max} = M_1(0,0) = \frac{3PR}{2\pi R 4\beta} = \frac{3P}{8\pi\beta}, \quad (15)$$

и соответственно

$$\sigma_{\max} = \frac{M_1(0,0)}{W} = \frac{3P}{8\pi^2 \beta R^2 \delta}. \quad (16)$$

Таким образом, принимая в качестве разрушающего напряжения предел текучести материала обрабатываемого паза, можно определить значение силы, обуславливающей деформацию фрезы и соответствующую погрешность обработки профильного паза вследствие повторного взаимодействия отделённой стружки с инструментом

$$P = \frac{8\pi^2 \beta R^2 \delta \sigma_{\max}}{3} = \frac{8}{3} \pi^2 \sqrt[4]{3(1-\nu^2)} \frac{R^2}{\delta^2} R^2 \delta \sigma_m = \frac{8}{3} \pi^2 R^2 \sigma_m \sqrt[4]{3(1-\nu^2) R^2 \delta^2}. \quad (17)$$

Выражение (17) устанавливает функциональную связь между формирующимися силами и геометрическими параметрами элемента стружки R и δ .

Для определения влияния технологических факторов на формирующиеся силы установим связь между геометрическими параметрами стружки и геометрическими и режимными параметрами процесса фрезерования профильного паза.

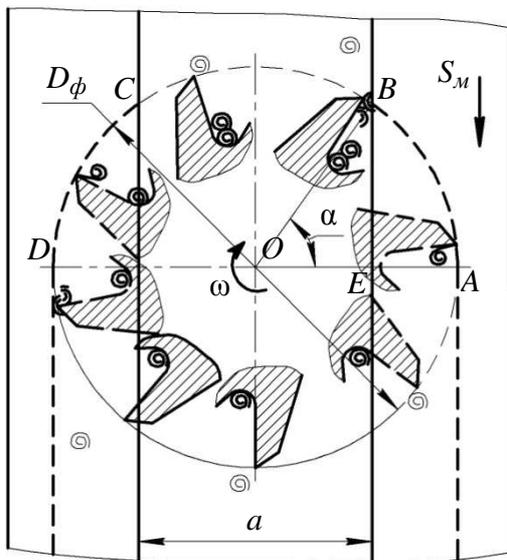


Рис. 3. Расчётная схема для установления влияния технологических факторов на параметры стружки

Тогда

$$2\pi R = \frac{\pi D_\phi \alpha}{2 \cdot 180}, \quad (20)$$

где α - центральный угол, соответствующий дуге $AB = CD$, градусы.

Из $\triangle BOE$

$$\cos \alpha = \frac{OE}{OB} = \frac{0,5a}{0,5D_\phi} = \frac{a}{D_\phi}, \quad (21)$$

где a - номинальный размер паза, мм.

Откуда

$$\alpha = \arccos \left(\frac{a}{D_\phi} \right). \quad (22)$$

Тогда, подставляя (20) в (22), получаем

$$R = \frac{1}{720} D_\phi \arccos \left(\frac{a}{D_\phi} \right). \quad (23)$$

Максимальную толщину элемента стружки (максимальную ширину срезаемого слоя) определяет подача на зуб фрезы S_z

$$\delta_{\max} = S_z. \quad (24)$$

Подставляя в уравнение (17) выражения (23) и (24), получаем выражение для определения силы повторного взаимодействия элемента стружки с фрезой P как функцию диаметра фрезы D_ϕ и подачи на зуб S_z

$$P = \frac{8}{3} \pi^2 \sigma_m \left(\frac{1}{720} D_\phi \arccos \left(\frac{a}{D_\phi} \right) \right)^2 \sqrt{3(1-v^2) \left(\frac{1}{720} D_\phi \arccos \left(\frac{a}{D_\phi} \right) \right)^2 S_z^2}. \quad (25)$$

Анализ графической интерпретации зависимости (25) (рис. 4...5) позволяет сделать следующие выводы:

- зависимость силы повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом P от подачи на зуб S_z имеет нелинейный характер во всём возможном диапазоне значений режимных параметров при фрезеровании профильных пазов, установ-

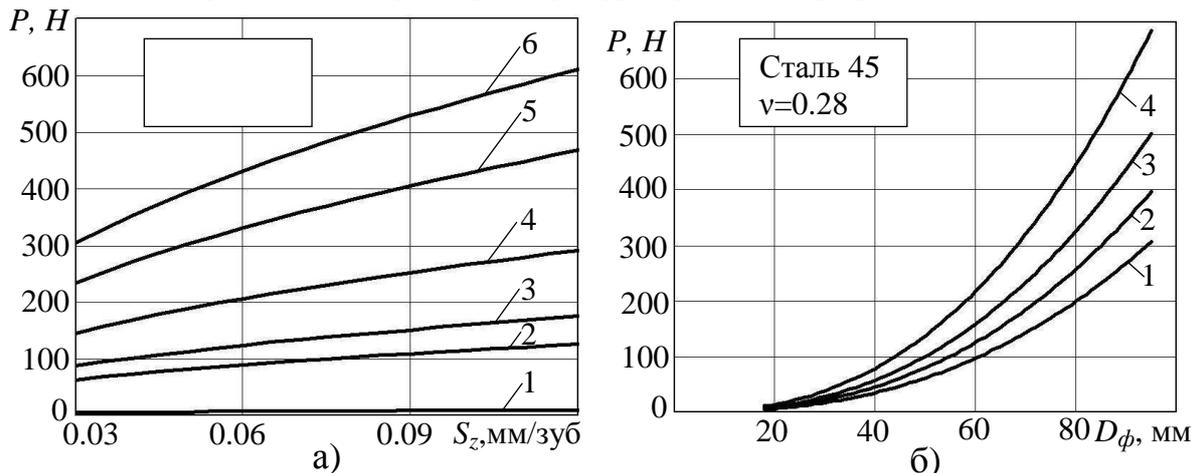


Рис. 4. Графическая интерпретация зависимости силы повторного взаимодействия элемента стружки с фрезой P как функции: а) подачи на зуб фрезы S_z (1 – $D_\phi = 18$ мм; 2 – $D_\phi = 50$ мм; 3 – $D_\phi = 60$ мм; 4 – $D_\phi = 72$ мм; 5 – $D_\phi = 85$ мм; 6 – $D_\phi = 95$ мм); б) диаметра фрезы D_ϕ (1 – $S_z = 0.03$ мм/зуб; 2 – $S_z = 0.05$ мм/зуб; 3 – $S_z = 0.08$ мм/зуб; 4 – $S_z = 0.15$ мм/зуб)

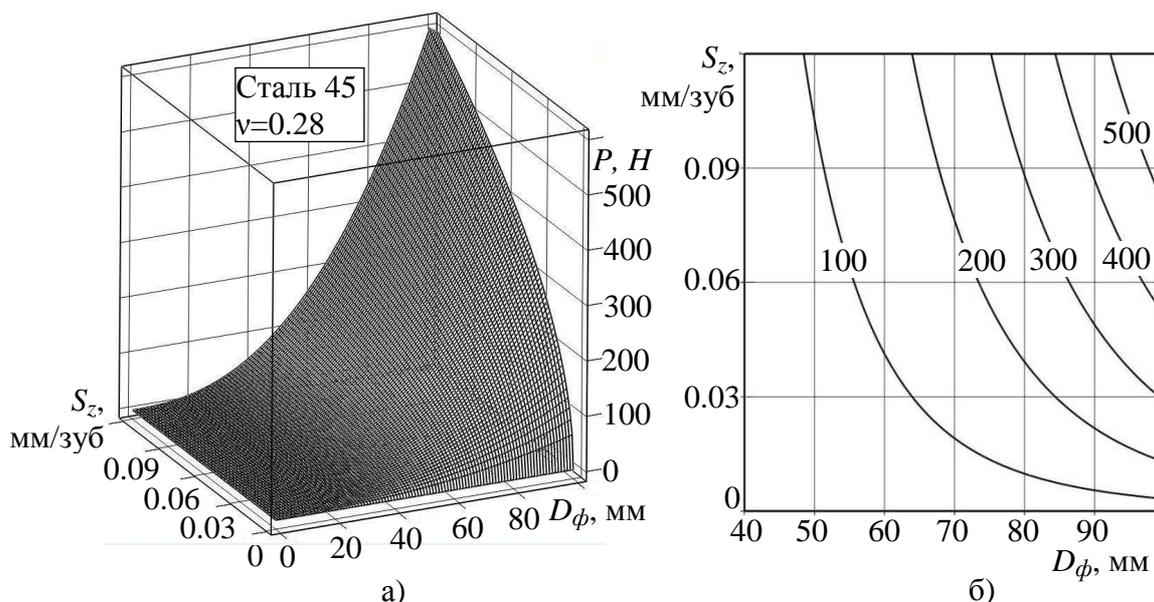


Рис. 5. Графики изменения силы повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом P как функции подачи на зуб фрезы S_z и диаметра фрезы D_ϕ : а) график поверхности; б) карта линий уровня

ленных действующим стандартом [5];

- зависимость силы повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом P от диаметра фрезы D_{ϕ} имеет нелинейный характер во всём возможном диапазоне значений геометрических параметров при фрезеровании профильных пазов, установленных действующим стандартом [5];
- изменение диаметра фрезы D_{ϕ} определяет более существенное изменение силы повторного взаимодействия элемента стружки с фрезой P по сравнению с подачей на зуб S_z . Так, например, увеличение S_z в 4 раза (от $S_z = 0.03$ мм/зуб до $S_z = 0.12$ мм/зуб) обуславливает увеличение P в 2 раза для всего диапазона диаметров фрез, установленных стандартом [5]. Увеличение же диаметра фрезы в 4.5 раза (от $D_{\phi} = 21$ мм до $D_{\phi} = 95$ мм) приводит к увеличению P в 30 раз ($S_z = 0.03$ мм/зуб), в 40 раз ($S_z = 0.05$ мм/зуб), в 50 раз ($S_z = 0.08$ мм/зуб), в 68 раз ($S_z = 0.12$ мм/зуб);
- одновременное увеличение подачи на зуб S_z и диаметра Т-образной фрезы D_{ϕ} обуславливает более интенсивное увеличение силы повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом P по сравнению с увеличением каждого отдельно взятого из этих параметров.

Выводы

1. На основе теоретических положений основных разделов механики упругих деформированных систем (теории балки на сплошном упругом основании и теории замкнутых тонкостенных цилиндрических круговых оболочек) выполнено моделирование процесса повторного взаимодействия элемента стружки с режущим инструментом при фрезеровании профильных пазов.
2. Установлена функциональная связь между геометрическими параметрами стружки и геометрическими и режимными параметрами процесса фрезерования профильного паза.
3. Выполнен анализ функциональной зависимости, устанавливающей связь между геометрическими и режимными параметрами процесса фрезерования и внутренними силовыми факторами, в существенной мере влияющими на погрешность обработки профильных пазов.

Список литературы

1. Нечепаяев В.Г. Анализ повторного взаимодействия стальной стружки с инструментом при фрезеровании профильных пазов / В.Г. Нечепаяев, А.Н. Гнисько, М.С. Мышов // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сборник научных трудов. – 2011. - № 28. – С. 32-38.
2. Гольденвейзер А.Л. Теория упругих тонких оболочек / А.Л. Гольденвейзер. - М.: Наука, 1976. - 512 с.
3. Власов В. З. Общая теория оболочек и ее приложения в технике / В. З. Власов. - М.: Государственное издательство технико-теоретической литературы, 1949. - 784 с.
4. Шевченко Ф.Л. Механіка пружних деформівних систем: навчальний посібник / Ф.Л. Шевченко. – Донецьк: ДонНТУ, 2007. - Ч. 2.: Складний напружений стан. – 2007. - 306 с.
5. Фрезы для обработки Т-образных пазов. Технические условия: ГОСТ 7063-72 (СТ СЭВ 115-79). – Взамен ГОСТ 7063-63; введ. 01.01.74. – М.: Изд. стандартов, 1972. – 12 с.

Надійшла до редакції 27.03.2013

Рецензент: О. В. Мірошніченко

В.Г.НЕЧЕПАЄВ

М.С.МИШОВ

ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»

**МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ДЕФОРМУВАННЯ СТРУЖКИ ІНСТРУМЕНТОМ
ПРИ ФРЕЗЕРУВАННІ ПРОФІЛЬНИХ ПАЗІВ**

Виконано моделювання процесу деформування стружки інструментом при фрезеруванні профільних пазів. Встановлена залежність між геометричними параметрами елемента стружки та геометричними й режимними параметрами процесу фрезерування профільного пазу для типової схеми процесу деформування елемента стружки при її повторній взаємодії з різальним інструментом. Отримано рівняння для визначення сили повторної взаємодії елемента стружки з фрезою як функцію діаметра фрези та подачею на зуб. Виконана графічна інтерпретація отриманих результатів.

Ключові слова: фрезерування, стружка, режимні параметри, геометричні параметри, повторна взаємодія, силові фактори, профільні пази, оболонка, балка.

V.G. NECHERAEV

M.S. MYSHOV

Donetsk National Technical University, Ukraine

**MODELLING OF THE PROCESS OF CHIP DEFORMATION WITH CUTTING
TOOL WHEN MILLING PROFILE SLOTS**

Chip deformation process modelling was made with cutting tool when milling profile slots. Modelling was made on the basis of the theoretical statements of mechanics fundamental paragraphs of elastic deformed systems. The relationship was defined between chip component geometry and geometry and cutting parameters of profile slots milling for the standardized scheme of chip component deformation when it repeatedly interacted with cutting tool. The repeated interaction force of chip component with cutting tool when milling profile slots was defined when failure stress was equal to profile slots material yield stress. The expression for defining repeated interaction force of chip component with cutting tool was given as a function of cutter diameter and tooth loading. The analysis of functional relationship was made. This functional relationship determined the connection between geometry and cutting parameters of profile slots milling and internal force factors having a considerable effect on profile slots working error. It was found out that cutter diameter changing determined the most essential changing of repeated interaction force of chip component with cutting tool as compared with tooth loading. It was shown that simultaneous increasing of tooth loading and cutter diameter stipulate the most intensive increasing of repeated interaction force of chip component with cutting tool as compared with increasing of each of the above mentioned parameters. The graphical interpretation of the obtained results was performed.

Keywords: milling, chip, cutting parameters, geometry parameters, repeated interaction, force factors, profile slots, shell, beam.

УДК 621.923

Г.В. НОВИКОВ (канд. техн. наук)**О.С. КЛЕНОВ** (канд. техн. наук), fokusnic1@rambler.ru

Научный центр НТК “Эльбор”, г. Харьков

**УСЛОВИЯ СНИЖЕНИЯ СИЛОВОЙ НАПРЯЖЕННОСТИ ПРОЦЕССОВ
МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

Теоретически обоснованы и экспериментально подтверждены условия снижения силовой напряженности процесса резания, состоящие в уменьшении разности условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента и переднего угла инструмента. Установлено, что с уменьшением условного угла трения расширяется диапазон изменения отрицательного переднего угла инструмента, при котором осуществим процесс резания и стружкообразования при лезвийной и абразивной обработке.

Ключевые слова: процесс резания, шлифование материалов, режущий инструмент, силы резания, энергоемкость обработки.

Введение

Повышение эффективности механической обработки деталей машин является одним из основных направлений развития современного машиностроения и создания конкурентоспособной продукции. Для его реализации важно располагать фундаментальными знаниями о потенциальных возможностях процессов механической обработки и путях их практического использования. Вместе с тем, в настоящее время теория обработки материалов резанием [1-3] в полной мере математически не формализована, что не позволяет решить ряд сложных задач по оптимизации параметров процессов резания материалов в плане повышения их производительности и снижения энергоемкости, улучшения качества обработки. В особой мере это относится к обработке деталей, изготовленных из материалов с повышенными физико-механическими свойствами, когда в процессе резания возникают значительные силы резания, которые приводят к снижению технико-экономических показателей обработки. Как известно, применение абразивной обработки (шлифования) позволяет уменьшить силы резания и повысить точность обработки. Однако, при этом возникают значительные температуры резания, вызывающие образование на обрабатываемых поверхностях прижогов и других температурных дефектов. Поэтому важно с единых позиций аналитически описать параметры силовой напряженности процессов резания лезвийными инструментами и шлифования и обосновать основные направления уменьшения сил резания, являющихся основной причиной низкой эффективности механической обработки.

Целью работы является обоснование технологических возможностей снижения силовой напряженности процессов обработки материалов резанием лезвийными и абразивными инструментами на основе теоретического анализа условий осуществления процесса стружкообразования.

Основное содержание работы

В ранее опубликованных работах [4-10] приведена разработанная математическая модель стружкообразования при резании материалов и аналитические зависимости для определения тангенциальной P_z и радиальной P_y составляющих силы резания, условного напряжения резания (энергоемкости обработки) σ и коэффициента $K_{pez} = P_z / P_y$ (рис. 1):

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (1)$$

$$P_y = \frac{2 \cdot a \cdot b \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}^2} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (2)$$

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2}\right); \quad (3)$$

$$K_{рез} = \operatorname{tg} 2\beta = \operatorname{ctg}(\psi - \gamma), \quad (4)$$

где a , b – толщина и ширина среза, м;

$\tau_{сдв}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²;

β – угол сдвига обрабатываемого материала, град;

γ – передний угол режущего инструмента, град;

ψ – условный угол трения обрабатываемого материала с передней поверхностью инструмента, град ($\operatorname{tg} \psi = f$ – коэффициент трения).

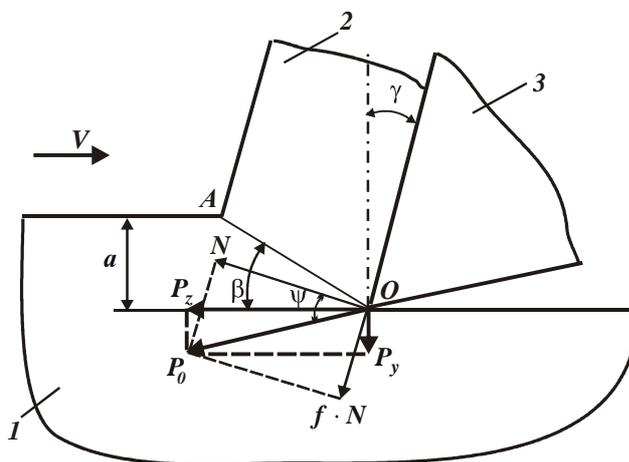


Рис. 1. Расчетная схема параметров процесса резания: 1 – обрабатываемый материал; 2 – инструмент; 3 – образующая стружка.

Данные зависимости получены на основе учета силы резания, действующей лишь на передней поверхности резца. Сила резания, возникающая на задней поверхности резца, первоначально в расчетах не рассматривалась с целью проведения отдельного анализа явлений, протекающих на передней и задней поверхностях резца.

Из зависимостей (1), (2) и (3) вытекает, что уменьшить величины P_z , P_y и σ можно увеличением коэффициента $K_{рез}$ путем увеличения угла сдвига обрабатываемого материала β и соответственно уменьшения разности углов $(\psi - \gamma)$, т.е. за счет улучшения условий стружкообразования при резании. При условии $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$ справедливо условие $K_{рез} \rightarrow \infty$. В этом случае сила резания, возникающая на передней поверхности резца, фактически равна нулю. Следовательно, добиться существенного уменьшения силовой напряженности процесса резания можно при условии $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$.

Коэффициент $K_{рез}$ с увеличением угла $(\psi - \gamma)$ уменьшается (рис. 2). Процесс резания осуществим при положительных значениях коэффициента $K_{рез}$, т.е. при значениях угла $(\psi - \gamma)$, изменяющихся в пределах 0 до 90^0 . В общем случае передний угол режущего инструмента γ может быть положительным или отрицательным, т.е. возможны два случая:

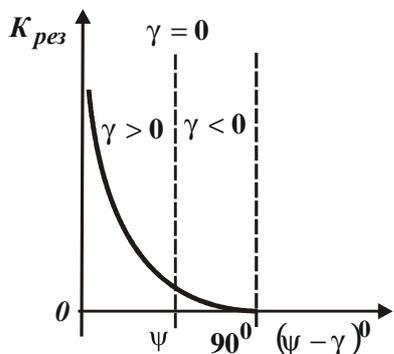


Рис. 2. Зависимость коэффициента $K_{рез}$

от разности углов $(\psi - \gamma)$.

$K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$ и $K_{рез} = ctg(\psi + \gamma)$. Тогда первый случай реализуем для положительного переднего угла γ при условии $(\psi - \gamma) < \psi$, т.е. при изменении угла $(\psi - \gamma)$ в пределах $0 \dots \psi$ (рис. 2). Второй случай реализуем для отрицательного переднего угла γ при условии $(\psi + \gamma) > \psi$, т.е. при изменении угла $(\psi + \gamma)$ в пределах $\psi \dots 90^0$. Угол $(\psi - \gamma)$ принимает значение ψ при условии $\gamma = 0$ (рис. 2). Очевидно, первый случай осуществим при резании лезвийным инструментом с положительным передним углом γ . Второй случай – при резании абразивными инструментами, поскольку

режущие абразивные зерна имеют отрицательные передние углы. В первом случае коэффициент $K_{рез}$ больше, чем во втором случае (табл. 1).

Таблица 1. Расчетные значения коэффициента $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$

$(\psi - \gamma), ^\circ$	0	5	10	15	20	25	30	40	45	50	60	70	80	90
$K_{рез}$	∞	11,4	5,7	3,7	2,7	2,1	1,7	1,2	1,0	0,8	0,6	0,4	0,2	0

Следовательно, при лезвийной обработке коэффициент $K_{рез}$ больше, чем при абразивной обработке. Исходя из этого, границей раздела лезвийной и абразивной обработки является значение угла ψ при условии $\gamma = 0$ (рис. 2). При лезвийной обработке реализуются значения $K_{рез} \geq 1$ (например, $K_{рез} = 1 \dots 10$ и более), а при абразивной обработке – значения $K_{рез} < 1$ (например, $K_{рез} = 0,1 \dots 0,5$).

Исходя из такого геометрического представления коэффициента $K_{рез}$, можно более полно оценить возможности его увеличения с целью увеличения угла сдвига обрабатываемого материала β и соответственно снижения силовой напряженности процесса резания. Основным путем увеличения коэффициента $K_{рез}$, несомненно, является уменьшение условного угла трения на передней поверхности инструмента ψ . Это сужает диапазоны изменения угла $(\psi - \gamma)$ и положительного переднего угла инструмента γ , т.е. сужает диапазон резания инструментом с положительным углом γ . Угол γ не может быть больше угла ψ . Следовательно, при использовании алмазных режущих лезвийных инструментов, характеризующихся наименьшим коэффициентом трения f с обрабатываемым материалом, передний угол инструмента γ необходимо устанавливать близким к нулю. В противном случае процесс стружкообразования при резании может быть неосуществим.

В то же время уменьшение угла ψ расширяет диапазон резания инструментом с отрицательным передним углом γ , реализуемый при условии $(\psi + \gamma) > \psi$. Это указывает на то, что процесс резания может быть осуществим при больших отрицательных передних углах инструмента, например, при резании алмазными зернами. Так как условный угол трения ψ для алмаза может принимать значения 10^0 и менее, то отрицательный передний угол режущего алмазного зерна может достигать значения 80^0 , т.е. процесс стружкообразования осуществим при микрорезании практически затупленным алмазным зерном. Применение абразивных зерен, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения f и соответственно условного угла трения ψ , позволяет реализовать процесс стружкообразования при меньших отрицательных передних углах γ . Этим объясняется эффективность применения алмазно-абразивной обработки.

Из табл. 1 вытекает, что при резании лезвийным алмазным инструментом, вследствие возможного изменения угла $(\psi - \gamma)$ в пределах $5...15^0$, коэффициент $K_{рез}$ может принимать относительно большие значения – $3,7...11,4$. При алмазно-абразивной обработке, например, реализующей условия $\psi = 10^0$ и $\gamma = -40...80^0$, коэффициент $K_{рез}$ меньше единицы и равен $0,8...0$. При резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных сталей условный угол трения ψ значительно больше, чем при резании алмазным инструментом и достигает значений $30...50^0$. Это расширяет диапазон изменения угла $(\psi - \gamma)$ и позволяет увеличить положительный передний угол инструмента γ до значений $30...45^0$, что реализуемо на практике. В результате угол $(\psi - \gamma) \rightarrow 0$, а коэффициент $K_{рез}$ существенно увеличивается, что повышает угол β и соответственно снижает силовую напряженность процесса резания.

Таким образом показано, что для достижения одного и того же значения коэффициента $K_{рез}$ при резании лезвийными инструментами из твердых сплавов и инструментальных материалов, характеризующихся более высокими значениями коэффициента трения f по сравнению с алмазным инструментом, необходимо существенно увеличить передний угол γ . Как известно, в ряде случаев, например при прерывистом резании (в условиях возникновения ударных нагрузок), это ведет к снижению прочности режущего клина инструмента и соответственно его работоспособности, что неэффективно. Поэтому с целью уменьшения переднего угла инструмента γ при одновременном обеспечении высоких значений коэффициента $K_{рез}$ необходимо уменьшить угол ψ (коэффициент трения f) за счет использования эффективных технологических сред.

Применим полученное решение для анализа случая $\psi = 0$. Исходя из рис. 2, в этом случае передний угол инструмента γ может быть лишь отрицательным. Следовательно, реализуем лишь процесс алмазно-абразивной обработки. Этим показано, что процесс резания лезвийным инструментом с положительным передним углом может быть осуществим при условии наличия трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента. При отсутствии трения передний угол инструмента γ должен быть отрицательным (в пределе равным нулю).

На основе сказанного можно заключить, что создание положительного переднего угла инструмента продиктовано исключительно необходимостью снижения отрицательного влияния силы трения сходящей стружки с передней поверхности инструмента на процесс стружкообразования (уменьшение коэффициента $K_{рез}$ и угла сдвига обра-

батываемого материала β). Чем ниже интенсивность трения в зоне резания, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента γ . Оптимальным передним углом инструмента (с точки зрения улучшения условий стружкообразования при резании с незначительной интенсивностью трения обрабатываемого и инструментального материалов) должен быть угол, близкий к нулю. Поскольку справедливо условие $(\psi - \gamma) > 0$, то угол сдвига обрабатываемого материала β , определяемый по известной формуле профессора Зворыкина К.А.

$$\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}, \quad (5)$$

будет принимать значения, меньшие 45° . Это подтверждается практическими данными, согласно которым угол сдвига обрабатываемого материала β при резании лезвийными и абразивными инструментами всегда меньше 45° . Причем, чем больше угол $(\psi - \gamma)$, тем меньше угол сдвига обрабатываемого материала β .

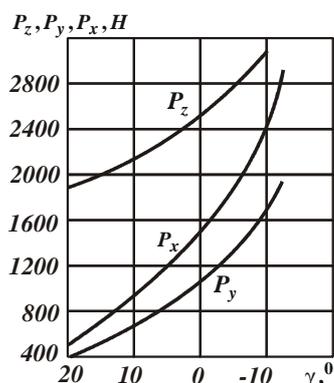


Рис. 3. Влияние переднего угла на силы P_z, P_y, P_x при точении (сталь 40; $\varphi = 60^{\circ}$; $t = 4$ мм; $s = 0,285$ мм/об; $V = 40$

Произведем количественную оценку приведенного выше теоретического решения. Для этого установим характер изменения коэффициента $K_{рез}$ от угла $(\psi - \gamma)$. Рассмотрим два случая. В первом случае переменным будет передний угол резца γ , а во втором случае – условный угол трения ψ на передней поверхности резца. Для анализа первого случая рассмотрим известные экспериментальные данные, приведенные в работе [8] (рис. 3). Несомненно, сила резания в реальном процессе точения является суммой сил резания, возникающих на передней и задней поверхностях инструмента. Однако,

при проведении экспериментальных исследований силу резания при точении измеряли в начальный момент обработки, т.е. при резании острым инструментом (без наличия площадки износа на его задней поверхности). Поэтому в этом случае сила резания, возникающая на задней поверхности инструмента, как правило, не превышала 15% от силы резания, возникающей на передней поверхности инструмента. В связи с этим, с достаточной для практики точностью (в первом приближении) для анализа закономерностей изменения силы резания можно использовать приведенные выше аналитические зависимости (1) – (5), полученные без учета силы резания, действующей на задней поверхности инструмента.

Учитывая, что сила резания при точении может быть представлена в виде 3 составляющих: P_z, P_y, P_x , коэффициент $K_{рез}$ рассчитаем по зависимости $K_{рез} = P_z / P_{y_1}$, где $P_{y_1} = P_{y_0} \cdot \cos \varphi'_0$; $P_{y_0} = \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$; $\varphi'_0 = (\varphi + \varphi_0) - 90^{\circ}$; $\operatorname{tg} \varphi_0 = P_y / P_x$ (рис. 4). Здесь P_{y_0} – равнодействующая двух сил P_y, P_x ; P_{y_1} – проекция равнодействующей силы P_{y_0} на нормаль к главному лезвию резца; φ – главный угол резца в плане; φ_0 – угол между силами P_x и P_{y_0} ; φ'_0 – угол между силой P_{y_0} и ее проекцией P_{y_1} .

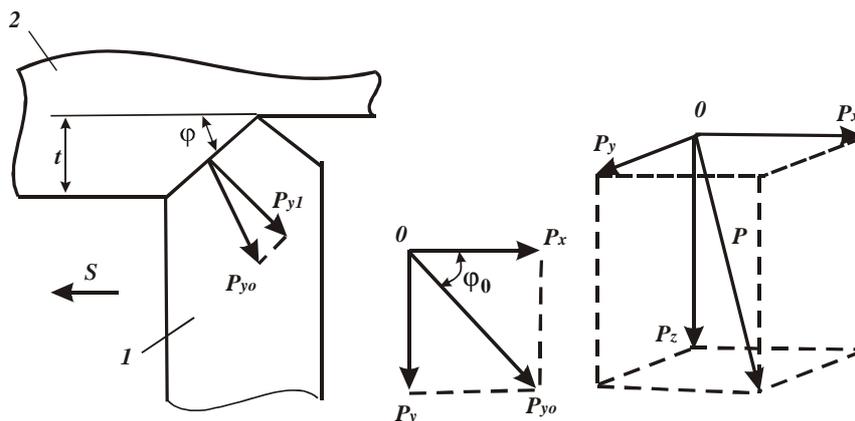


Рис. 4. Составляющие силы резания при точении: 1 – резец; 2 – заготовка.

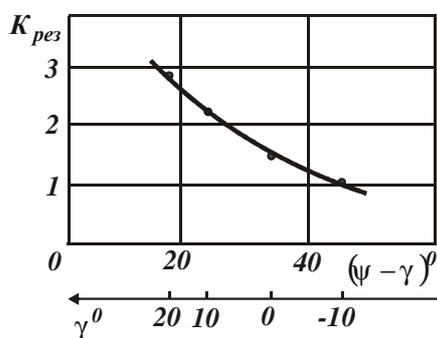


Рис. 5. Зависимость коэффициента $K_{рез}$ от угла $(\psi - \gamma)$.

В табл. 2 приведены расчетные значения углов φ_0 и φ'_0 , коэффициента $K_{рез} = P_z / P_{y1}$, условного угла трения ψ и коэффициента трения f в зависимости от переднего угла инструмента γ . Как видно, с уменьшением переднего угла инструмента γ и переходом его в область отрицательных значений, коэффициент $K_{рез}$ уменьшается (рис. 5), что согласуется с вышеприведенными теоретическими результатами (рис. 2). Условный угол трения ψ на передней поверхности инструмента и коэффициент трения f также несколько уменьшаются с уменьшением переднего угла инструмента γ , что связано с повышением температуры резания вследствие интенсивного роста составляющих P_z, P_y, P_x силы резания (рис. 3). Таким образом, экспериментально доказано, что уменьшение силы резания с уменьшением переднего угла инструмента γ связано с увеличением коэффициента $K_{рез}$ по причине уменьшения разности условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента и переднего угла инструмента $(\psi - \gamma)$.

Таблица 2. Расчетные значения параметров $\gamma, \varphi_0, \varphi'_0, K_{рез}, \psi, f$

γ , град	20	10	0	-10
φ_0 , град	39	39	40	35
φ'_0 , град	9	9	10	5
$K_{рез}$	2,9	2,23	1,5	1,08
ψ , град	39	34	34	35
f	0,8	0,67	0,67	0,7

Рассмотрим случай изменения угла $(\psi - \gamma)$ за счет изменения условного угла трения ψ на передней поверхности резца путем увеличения скорости резания V . Для этого воспользуемся экспериментальными данными, приведенными в работе [9] (рис.

б). Коэффициент $K_{рез}$ определим по зависимости $K_{рез} = P_z / \sqrt{P_y^2 + P_x^2}$, а угол $(\psi - \gamma)$ – по зависимости $K_{рез} = ctg(\psi - \gamma)$ (табл. 3, рис. 7). Как видно, с увеличением скорости резания V коэффициент $K_{рез}$ увеличивается, а угол $(\psi - \gamma)$ – уменьшается, что связано с уменьшением условного угла трения ψ (т.к. передний угол резца γ остается постоянным) по причине увеличения температуры резания. В результате коэффициент трения $f = tg\psi$ образующейся стружки с передней поверхностью резца уменьшается. Из этого вытекает, что уменьшение силы резания происходит за счет увеличения коэффициента $K_{рез}$ по причине уменьшения разности условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента и переднего угла инструмента $(\psi - \gamma)$. Это согласуется с теоретическими результатами (рис. 2).

Таблица 3. Значения параметров $K_{рез}$ и $(\psi - \gamma)$

V , м/мин	20	40	80	120
$K_{рез}$	3	4,4	5,4	7
$(\psi - \gamma)$, град	18	13	10	8

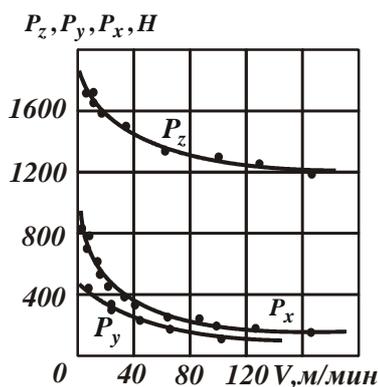


Рис. 6. Влияние V на P_z, P_y, P_x при точении (титановый сплав ВТ1; $\varphi = 70^\circ$; $t = 2,5$ мм; $s = 0,47$ мм/об).

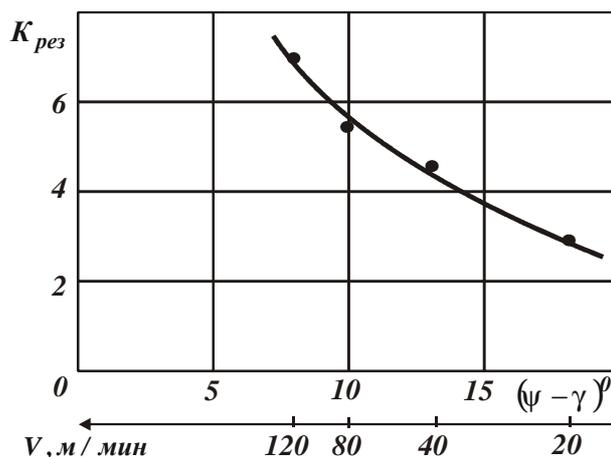


Рис. 7. Зависимость коэффициента $K_{рез}$ от угла $(\psi - \gamma)$.

Таким образом, расчетно-экспериментальным путем доказано, что в рассмотренных двух случаях уменьшение силы резания обусловлено увеличением коэффициента $K_{рез}$ вследствие уменьшения разности условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента и переднего угла инструмента $(\psi - \gamma)$. Это чрезвычайно важный для теории и практики резания результат, который открывает новые возможности снижения силовой напряженности процесса резания, повышения производительности и качества обработки.

Выводы

В работе теоретически обоснованы и экспериментально подтверждены основные условия снижения силовой напряженности процесса резания, состоящие в увеличении отношения тангенциальной и радиальной сил резания за счет уменьшения разности

сти условного угла трения обрабатываемого материала с передней поверхностью режущего инструмента и переднего угла инструмента. Показано, что чем меньше условный угол трения, тем меньше должен быть положительный передний угол инструмента с точки зрения снижения силовой напряженности процесса резания. Установлено, что с уменьшением условного угла трения также расширяется диапазон изменения отрицательного переднего угла инструмента, при котором осуществим процесс резания и стружкообразования при лезвийной и абразивной обработке и становится возможным снижение силовой напряженности процесса резания. Доказано, что наибольший эффект в этом случае достигается от применения алмазных (лезвийных и абразивных) инструментов, поскольку алмаз обладает наименьшим коэффициентом трения с обрабатываемыми материалами.

Список литературы

1. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
2. Зорев Н.Н. Вопросы механики процессов резания металлов / Н.Н. Зорев. – М.: Машгиз, 1956. – 367 с.
3. Полетика М.Ф. Исследование процесса резания титановых сплавов / М.Ф. Полетика // В кн.: Обрабатываемость жаропрочных и титановых сплавов. – Куйбышевское областное книжное издательство, 1962. – С. 28-35.
4. Новиков Г.В. Физические закономерности процесса стружкообразования при алмазно-абразивной обработке / Г.В. Новиков // Вісник Національного технічного університету “ХПІ”. Збірник наукових праць. Тематичний випуск: Технології в машинобудуванні. – 2002. – № 9, Т. 11. – С. 47-52.
5. Новиков Г.В. О механизме стружкообразования при резании материалов / Г.В. Новиков // «Підвищення надійності відновлюємих деталей машин». Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – 2003. – Вип.18. – С. 51-58.
6. Новиков Г.В. Аналитические зависимости механики резания материалов / Г.В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в народном хозяйстве: Труды 9-й Международной научно-технической конференции, (3-4 июня 2004 г.) – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2004. – С. 3-7.
7. Новиков Г.В. Аналитическая модель силовой напряженности процесса резания с переменной толщиной среза / Г.В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні. Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – 2004. – Вип. 2(9). – С. 149-154.
8. Новиков Г.В. Элементы теории энергоемкости процессов механической обработки / Г.В. Новиков // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ “ХПІ”. – 2006. – Вип. 2 (13). – С. 74-86.
9. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общ. ред. Новикова Ф. В. и Якимова А. В. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 1.: Механика резания материалов. – 2002. – 580 с.
10. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / Под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 4.: Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов”. – 2002. - 802 с.

Надійшла до редакції 26.02.2013

Рецензент: П.Г. Матюха

Г. В. НОВІКОВ,

О. С. КЛЕНОВ

Науковий центр НТК "Ельбор", м. Харків

**УМОВИ ЗНИЖЕННЯ СИЛОВОЇ НАПРУЖЕНОСТІ
ПРОЦЕСІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ**

Теоретично обґрунтовані й експериментально підтвержені умови зниження силової напруженості процесу різання, які полягають в зменшенні різниці умовного кута тертя оброблюваного матеріалу з передньою поверхнею різального інструменту й переднім кутом інструменту. Установлено, що зі зменшенням умовного кута тертя розширюється діапазон зміни негативного переднього кута інструмента, при якому здійсимо процес різання й стружкоутворення при лезовій і абразивній обробці.

Ключові слова: процес різання, шліфування матеріалів, різальний інструмент, сила різання, енергоємність обробки.

G. V. NOVIKOV

O. S. KLENOV

Scientific Center NTK "Elbor", Kharkiv, Ukraine

**CONDITIONS OF DECREASE IN POWER INTENSITY
OF MACHINING PROCESSES**

In work the main conditions of decrease in power intensity of process of the cutting, presenting the increase of the relations of tangential and radial cutting forces at the expense of reduction of difference of a conditional friction angle of material being machined with a leading surface of the cutting tool and a face angle of the tool, are theoretically proved and experimentally confirmed. It is shown that the less conditional friction angle, than it has to be a positive face angle of the tool from the point of view of decrease in power intensity of cutting process. It is established that with reduction of a conditional friction angle the range of change of a negative face angle of the tool at which we will carry out the cutting and chip formation process at blade and abrasive machining and it is possible a decrease in power intensity of cutting process. It is proved that the greatest effect in this case is reached from application diamond (blade and abrasive) tools as diamond has the smallest coefficient of friction with materials being machined.

By calculations it is established that process of cutting by the blade machining tool with a positive face angle can be feasible on condition of existence of friction of descending chip from a leading surface of the tool. In the absence of friction the face angle of the tool has to be negative (in a limit equal to zero). Therefore, creation of a positive face angle of the tool is dictated only by need of decrease in negative influence of friction force of descending chip from a leading surface of the tool on the process of chip formation. It is experimentally established that reduction of force of cutting happens at the expense of increase in the relation of tangential and radial forces of cutting because of reduction of a difference of a conditional friction angle of material being machined with a leading surface of the cutting tool and a face angle of the tool that will be consistent with theoretical results. It is extremely important for the theory and cutting practice result which opens new possibilities of decrease in power intensity of cutting process, increases of productivity and quality of machining.

Keywords: process of cutting, grinding materials, cutting tools, cutting force, energy processing.

УДК 621.923

П.А. НОВИКОВ (канд. техн. наук.), tm@sevntu.com.ua
Севастопольский национальный технический университет

СРАВНИТЕЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ ВОЗНИКАЮЩИХ НА ФОРМООБРАЗУЮЩИХ ЭЛЕМЕНТАХ МЕТЧИКОВ РАЗНЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ИХ РАБОТЕ

В статье представлена методика и результаты исследований напряжений возникающих на рабочих элементах метчиков.

Ключевые слова: метчик, формообразующий элемент, напряжения.

Введение

Для формирования внутренних резьб типоразмеров М3...М6 широкое распространение получили метчики различных конструкций [1]. Из года в год мировыми компаниями по производству металлорежущего инструмента, национальными исследовательскими институтами и частными новаторами патентуется большое число конструкций метчиков, применение которых, по утверждениям разработчиков, приведет к повышению стойкости инструмента или улучшению качества конечного продукта.

В СевНТУ разработаны конструкции режуще-деформирующих метчиков [2, 3] для обработки внутренних резьб в пластичных материалах, таких как алюминий и сплавы на его основе.

Целью статьи является сравнительное исследование напряжений возникающих на формообразующих элементах режущих, деформирующих и режуще-деформирующих метчиков при обработке алюминиевых сплавов и качественный анализ полученных данных.

Основное содержание работы

Для экспериментального изучения напряженно-деформированного состояния в деталях при формообразовании резьб использовали поляризационно-оптический метод, реализующий свойство анизотропии оптически чувствительных материалов при нагружении [4].

При исследованиях предполагали, что напряжения, возникающие в обрабатываемом материале в зоне контакта, равны напряжениям на рабочих поверхностях зубьев.

По упругой картине распределения напряжений оценивали деформированное состояние в условиях упруго-пластического нагружения, применяя степенной закон упрочнения материала $\sigma_i = A \cdot \varepsilon_i^m$, используя равенство относительно градиентов деформаций в упругой и упруго-пластической областях и соотношения между концентрацией напряжений k_σ и деформацией k_ε в виде:

$$k_\sigma k_\varepsilon = \alpha^2 \sigma.$$

Для проведения экспериментов изготовили образцы в виде прямоугольных пластин толщиной 2 мм из оптически активного материала на основе эпоксидной смолы ЭД6-М. В заготовках просверлили отверстия под резьбообработку в

соответствии с существующими рекомендациями для режущих и деформирующих метчиков и имеющимся опытом для режуще–деформирующих метчиков.

С целью исключения остаточных напряжений от "прожогов" процесс сверления проводили с малыми скоростями резания $V \approx 0,04...0,06$ м/с и плавной подачей $S \approx 0,14...0,2$ мм/об. Зону резания охлаждали СОТС марки СП-3 (ГОСТ 5702-75). Для предотвращения сколов по образующей отверстий в момент входа и выхода сверла использовали накладки из органического стекла.

Для исключения влияния концентраторов напряжений расстояние между краями отверстий и боковыми поверхностями пластин принимали $\geq 10d$. Поскольку коэффициенты концентрации напряжений для пластины с отверстием известны [4], их использовали для определения цены полосы оптически-активного материала.

Затем в отверстиях проводили обработку резьбы. В каждом конкретном случае определяли цену полосы $\sigma_0^{(t)}$ в исследуемой зоне. Вышеприведённые мероприятия позволили снизить погрешности эксперимента, связанные с разбросом оптических свойств материала и с влиянием механической обработки на остаточные напряжения в материале.

Для проведения экспериментальных исследований на кафедре «Технология машиностроения» СевНТУ была спроектирована и изготовлена специальная установка (рис. 1).

Экспериментальные исследования осуществляли согласно следующей методике:

а) образец 1 в виде прямоугольной пластины с отверстием под резьбу закрепляли на кронштейне 2 так, чтобы ось отверстия была соосна отверстию в пластине 3, используемой в качестве дополнительной опоры метчика 4;

б) хвостовик метчика 4 устанавливали в квадратное отверстие сменного диска 5, на периферии которого расположен шкив 6, соединенный посредством тросика 7 с рычагом 8, на котором размещены подвижные грузы 9;

в) образец 1, кронштейн 2, пластину 3, метчик 4 и сменный диск 5, выполненный из органического стекла с квадратным отверстием соответствующим квадрату хвостовика метчика, со шкивом 6 устанавливали в полярископе 10 с рабочим полем 125 мм и источником монохроматического света в виде натриевых ламп;

г) обработку резьбы в образце 1 осуществляли метчиками различных конструкций;

д) через каждый оборот метчика фиксировали картины изохром, характеризующих разность равных напряжений $\sigma_1 - \sigma_0$ без нагрузки и при статическом нагружении метчика. Нагрузка, прикладываемая к хвостовику метчика, соответствовала моменту «страгивания» метчика при его работе.

Таким образом, осуществляли максимальное приближение к нагрузкам, возникающим при движении рабочих поверхностей зубьев заборного участка в обрабатываемом материале. Картины изохром, возникающую в образце 1, фиксировали на фотоаппарат. Изоклины устраняли с помощью двойной экспозиции с поворотом плоскости поляризации на 45° .

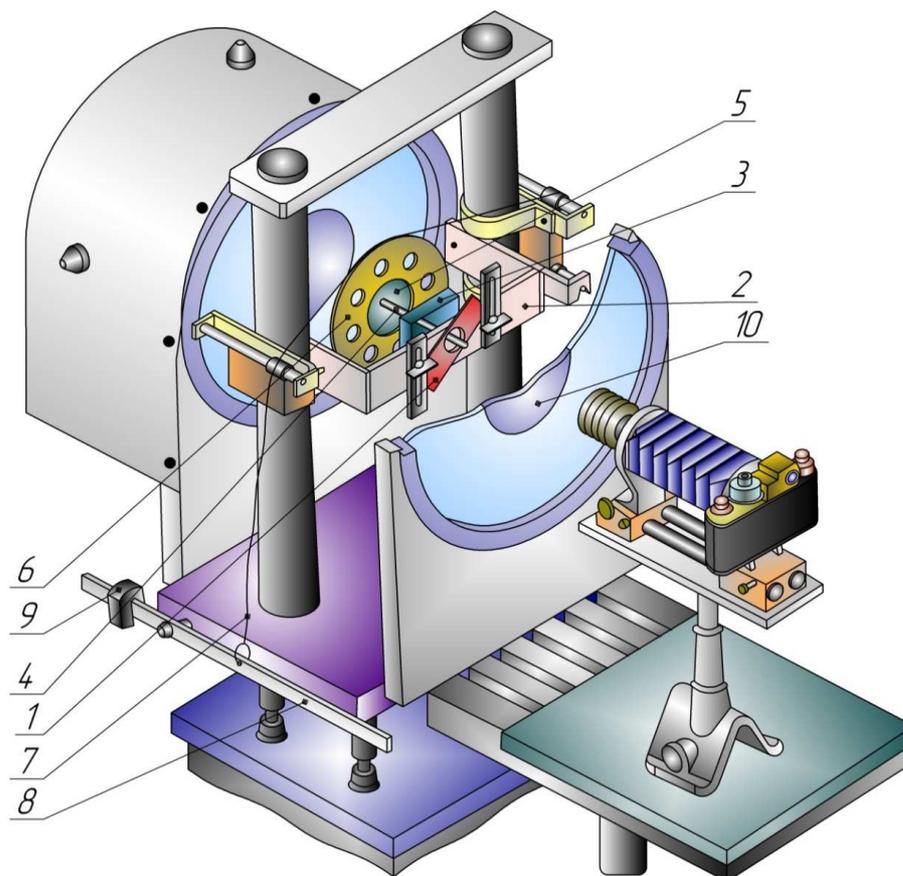


Рис. 1. Схема экспериментальной установки для исследования напряжений в зоне контакта рабочих поверхностей зубьев метчика с обрабатываемыми поверхностями

Обработку полученных полей изохром проводили на персональном компьютере с помощью специализированного программного обеспечения. Измеряя расстояние от точки контакта вершины зубьев до центра целых и дробных порядков полос, строили зависимость, связывающую порядок полосы с расстоянием до центра ее потемнения и просветления для выбранного направления. Экстраполируя полученные кривые в зону контакта, определяли порядок полосы в точке контакта. Измерения проводили в направлениях, нормальных к рабочим поверхностям зуба метчика.

При нанесении на полулогарифмическую сетку значений порядков полос и соответствующих расстояний до них, отсчитанных от точки контакта, оказалось, что точки хорошо укладываются на прямую. Отклонение отдельных точек от прямой, построенной по методу наименьших квадратов, не превышало 2%.

Это позволило принять для аппроксимации зависимости распределения разности главных напряжений в зоне контакта как показательную функцию вида

$$(\sigma_1 - \sigma_0) = a_i \cdot e^{-c_i r_i} \quad (1)$$

где r_i - расстояние от точки контакта до центра полосы; a_i и c_i - коэффициенты, определяемые методом наименьших квадратов.

Экстраполяция функции к вершине концентратора в точку $Z=0$ дает максимальное значение главного напряжения σ_{\max} , следовательно, $\sigma_{\max} = (\sigma_1 - \sigma_2)_{\max} = a$ [5].

С помощью фотокамеры зафиксированы картины напряжений при образовании резьб режущими, деформирующими и режуще-деформирующими метчиками; На рис. 2, 3, 4 приведены иллюстрации полей изохром и соответствующие им графики распределения разности главных напряжений ($\sigma_1 - \sigma_2$), возникающие в обрабатываемом материале при различных положениях заборных участков метчиков относительно торцовой плоскости модели.

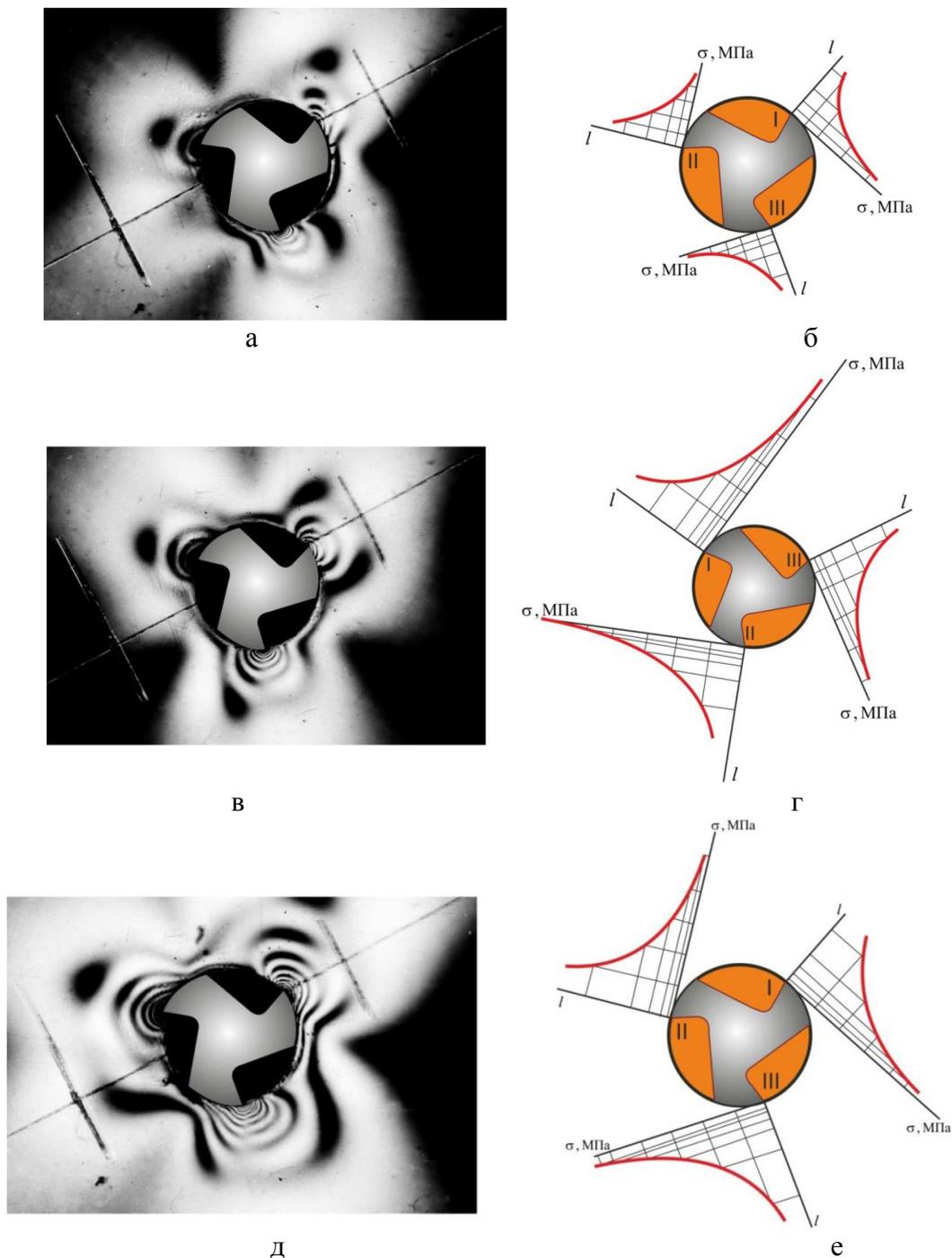


Рис.2. Распределение напряжений в зоне контакта рабочих поверхностей зубьев режущего метчика с обрабатываемым материалом полученные поляризационно-оптическим методом (а, в, д) и их аналитическая обработка (б, г, е)

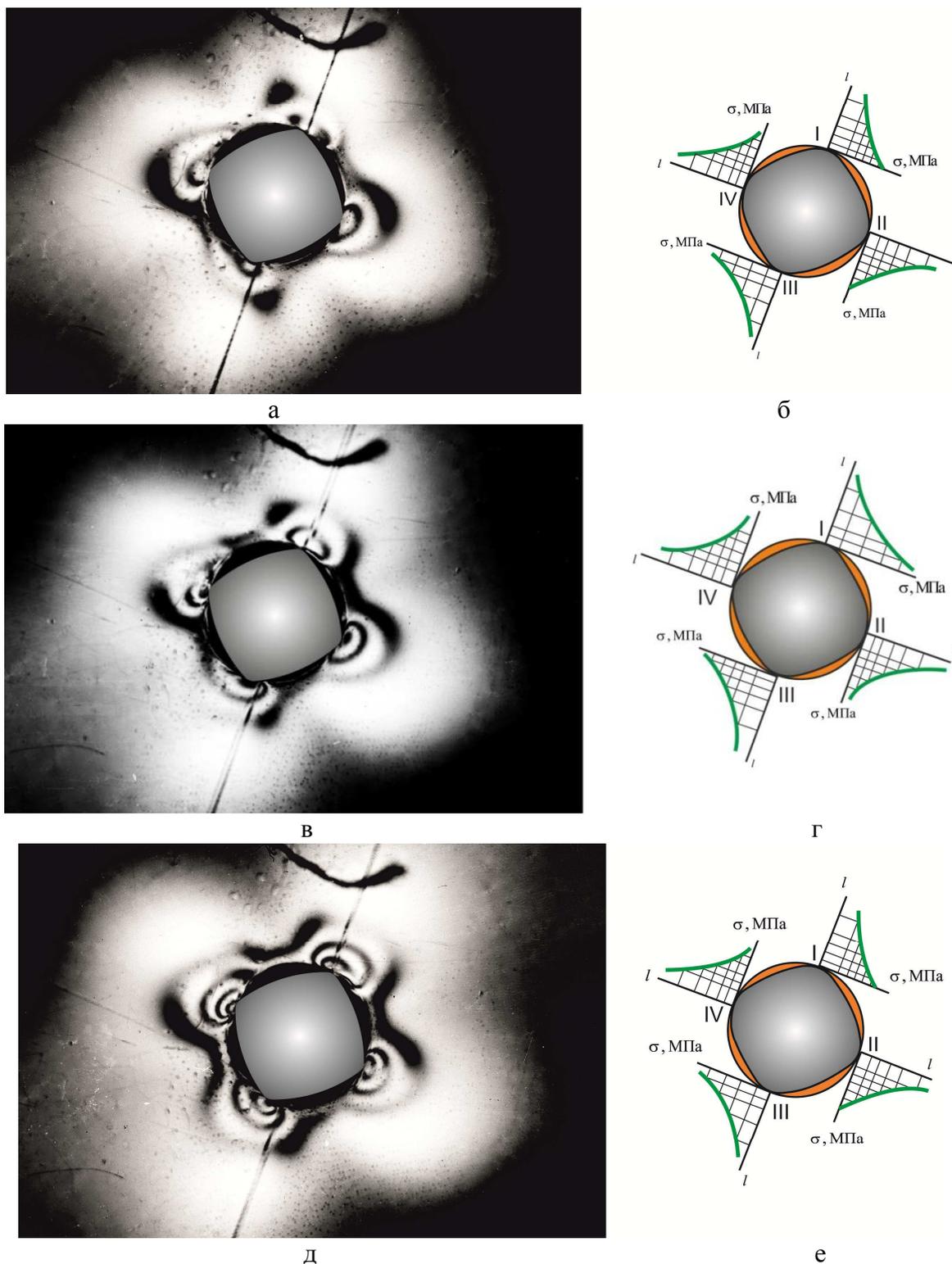
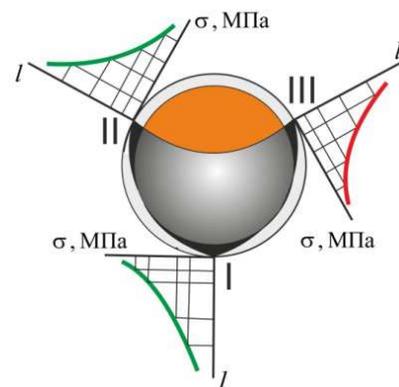


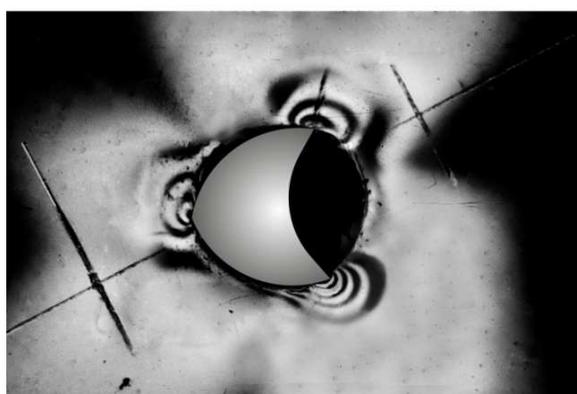
Рис. 3. Распределение напряжений в зоне контакта рабочих поверхностей зубьев деформирующего метчика с обрабатываемым материалом полученные поляризационно-оптическим методом (а, в, д) и их аналитическая обработка (б, г, е)



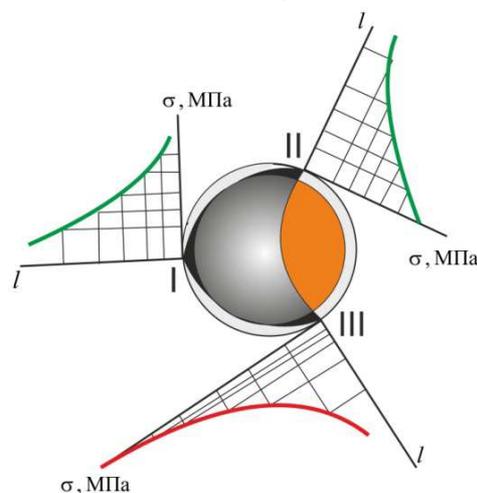
а



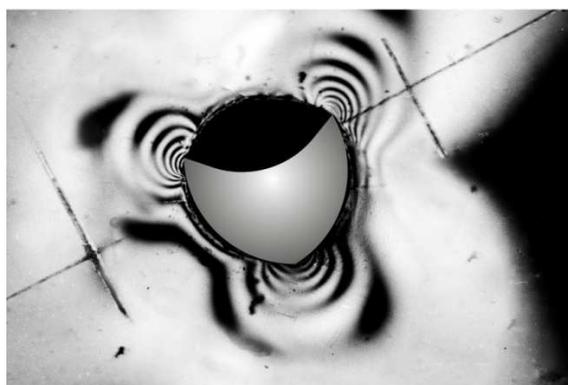
б



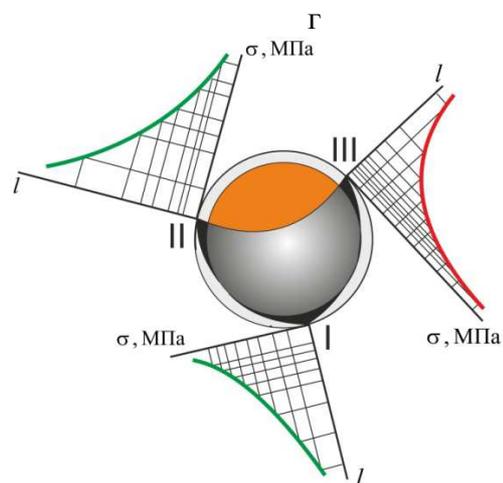
в



г



д



е

Рис.4. Распределение напряжений в зоне контакта рабочих поверхностей зубьев режуще-деформирующего метчика с обрабатываемым материалом полученные поляризационно-оптическим методом (а, в, д) и их аналитическая обработка (б, г, е)

На рис. 5, 6, 7 показано распределение максимальных напряжений, возникающих на рабочих зубьях заборных участков режущих, деформирующих и режуще- деформирующих метчиков, изменение величин максимальных напряжений от зуба к зубу, расположенных на одном пере.

Для режущих зубьев напряжения возрастают от нуля на передней поверхности зуба до максимальных значений в зоне вершины зуба (по радиусу округления режущей кромки) и падают на задней поверхности (участок, длина которого примерно равна 1/6 длины задней поверхности (рис. 5)). Резкий спад напряжений происходит из-за наличия затылованных поверхностей зуба, а следовательно отсутствия контакта обрабатываемого материала с поверхностью метчика.

Для деформирующих зубьев напряжения на передних поверхностях, на вершине зуба и на части задних поверхностей примерно одинаковы. Спад напряжений на участке контакта происходит более плавно (рис. 6).

Анализ напряжений, возникающих на зубьях заборных участков, расположенных на одном пере показывает, что для режущих зубьев характерны большой и неравномерный прирост напряжений по сравнению с деформирующими зубьями, что свидетельствует о неравномерной загрузке зубьев, а соответственно, и нестабильности процесса формообразования (рис 5). Наиболее нагруженными являются зубья, расположенные на первой трети заборного участка. На переходном участке напряжения значительны. Это свидетельствует о том, что зубья указанного участка также участвуют в формировании профиля резьбы. На зубьях калибрующего участка наблюдается спад напряжений до некоторого уровня, после которого они практически не изменяются.

У деформирующих зубьев прирост напряжений (по мере "ввинчивания" при переходе от зуба к зубу, расположенных на одном пере), существенно ниже (на 40...50 %), чем у режущих зубьев, что является свидетельством большей стабильности процесса пластического деформирования при образовании резьбового профиля. Наиболее нагруженными являются зубья, расположенные в переходной зоне между заборным и калибрующим участками (скачок прироста напряжений), что можно объяснить дополнительным силовым взаимодействием боковых поверхностей этих зубьев с обрабатываемым материалом за счет несовершенства геометрии рабочей части деформирующих метчиков из-за относительного смещения резьб заборного и калибрующего участков. Величины напряжений на рабочих поверхностях зубьев

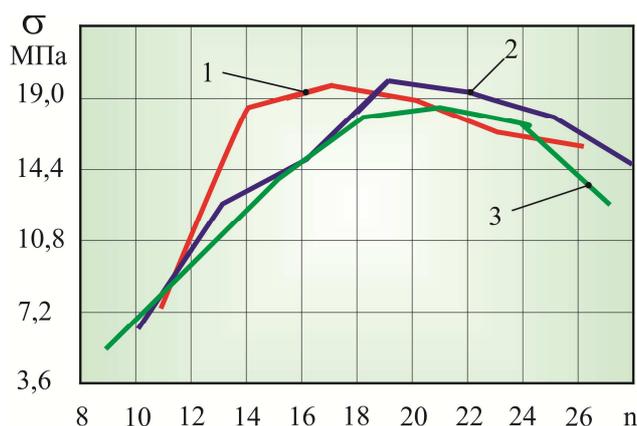


Рис. 5. Распределение напряжений на рабочих поверхностях единичного зуба и максимальных напряжений по перьям заборного участка режущего метчика М4: 1, 2, 3 – номер исследуемого метчика

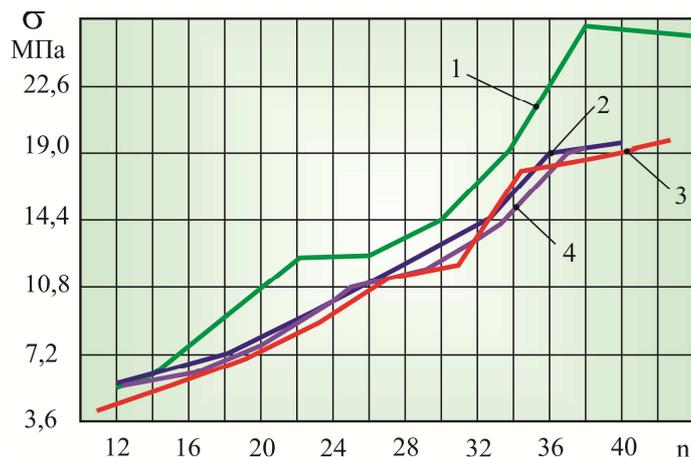


Рис. 6. Распределение напряжений на рабочих поверхностях единичного зуба и максимальных напряжений по перьям заборного участка деформирующего метчика М4: 1, 2, 3, 4 – номер исследуемого метчика

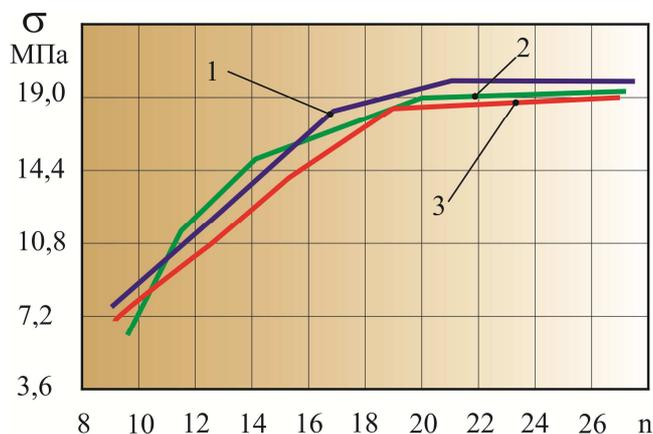


Рис. 7. Распределение напряжений на рабочих поверхностях единичного зуба и максимальных напряжений по перьям заборного участка режуще-деформирующего метчика М4: 1, 2, 3 – номер исследуемого метчика

калибрующего участка по мере их продвижения в обрабатываемом материале снижаются более плавно, чем у режущих метчиков.

Полученные результаты показали повышенный уровень напряжений у деформирующих метчиков в сравнении с режущими, что свидетельствует о целесообразности получения внутренних резьб инструментом, реализующим резание с опережающим пластическим деформированием.

Значения напряжений, возникающих на зубьях заборного участка режуще-деформирующих метчиков (рис. 7) в среднем соответствуют напряжениям на зубьях режущего метчика, при этом, если рассматривать отдельно режущие и деформирующие зубья метчика, напряжения на режущих зубьях на 16...28 % больше, чем на аналогичных зубьях режущего метчика. Однако на деформирующих элементах режуще-деформирующего метчика значения напряжений на 30...40 % меньше чем на аналогичных зубьях деформирующего метчика.

Выводы

Выполненные исследования показывают что, при работе режуще-деформирующих метчиков предложенных конструкций наблюдается уменьшение напряжений на деформирующих формообразующих элементах по отношению к стандартным деформирующим метчикам. Это является следствием более совершенной схемы образования резьбовой поверхности в алюминиевых сплавах и подтверждает положения о преимуществе режуще-деформирующих метчиков по критериям стабильности процесса и стойкости инструмента.

Список литературы

1. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб / В.В. Матвеев. – М.: Машиностроение, 1978. – 88 с.
2. Метчик: патент на полезную модель № 64950 Украина / Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 25.11.2011.
3. Метчик: патент на полезную модель № 66082 Украина / Канареев Ф.Н., Харченко А.О., Новиков П.А.; заявитель и правообладатель Севастопольский нац. техн. ун-т.; опубл. 26.12.2011.
4. Фрохт М.М. Фотоупругость. Поляризационно-оптический метод исследования напряжений: в 2-х т. / М.М. Фрохт. – М. – Л.: ОГИЗ-ГТТИ, 1950. - Т. 2. – 1950. - 488 с.
5. Петерсон Р.Е. Коэффициенты концентрации напряжений / Р.Е. Петерсон. – М.: Мир, 1977. – 302 с.

Надійшла до редакції 11.04.2013

Рецензент: Ю.О. Гріньов

П.А. НОВИКОВ

Севастопольський національний технічний університет

ПОРІВНЯЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУГ, ЩО ВИНΙΚАЮТЬ НА ФОРМОТВОРЧИХ ЕЛЕМЕНТАХ МІТЧИКІВ РІЗНИХ КОНСТРУКЦІЇ ПРИ ЇХ РОБОТІ

У статті представлена методика і результати досліджень напружень, що виникають на робочих елементах мітчиків.

Ключові слова: мітчик, формоутворювальний елемент, напруги.

P.A. NOVIKOV

Sevastopol National Technical University, Ukraine

A COMPARATIVE STUDY OF STRESSES EMERGING IN MASSING WRENCHES OF DIFFERENT DESIGNS IN THE PROCESS OF THEIR WORK

The paper presents the research methods and results of analyses of stresses arising in the teeth of taps in the process of their work. Analysis of stresses caused by the teeth of sampling sites located on the same transition shows that for the cutting teeth is characterized by uneven growth and greater stress compared with disfiguring teeth, indicating a non-uniform loading of the teeth, and therefore, the process of formation and instability. The most heavily

are the teeth located on the first third of the intake area. In the transition stress significant. This indicates that the teeth of said section also participate in the formation of the thread profile. On the teeth of the sizing section there was a decline to a certain stress level, after which they remain virtually unchanged. The stress on the working surfaces of the teeth portion sizing as they move into the workpiece down more smoothly than cutting taps. The results showed an increased level of stress at deformation of taps compared to cutting that indicates whether to receive internal threads tool cutting implements with advancing plastic deformation.

Keywords: tap, form-building element voltage.

УДК 621.923

В.В. ПОЛТАВЕЦ (канд. техн. наук, доцент.), vvardon@mail.ru
П.Г. МАТЮХА (д-р техн. наук, профессор), matjuha_pg@mail.ru
ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ШЛИФОВАНИЯ С УЧЁТОМ НЕСТАЦИОНАРНОСТИ ПРОЦЕССА

Описан метод оптимизации режимов шлифования с учетом нестационарности процесса, которая обусловлена изменением во времени режущей способности рабочей поверхности шлифовального круга. Для оптимизации используется врезное шлифование по упругой схеме с постоянной силой поджима заготовки к рабочей поверхности круга, кинематика которого аналогична шлифованию по жесткой схеме. Нестационарность процесса учитывается путём использования уравнений, описывающих изменение во время обработки текущей лимитированной режущей способности шлифовального круга.

Ключевые слова: шлифование, нестационарность, оптимизация режимов, скорость детали, сила поджима, техническое ограничение, режущая способность, глубина резания, передаточная функция.

Введение

Повышение производительности механической обработки при обеспечении заданных требований к качеству выпускаемой продукции является одним из путей увеличения эффективности машиностроительного производства. Одним из способов достижения указанной цели является поиск оптимальных режимов обработки, который может осуществляться экспериментально-теоретическим либо экспериментальными методами. Если экспериментальные методы основаны на многофакторном планировании эксперимента с поиском оптимума функции отклика различными способами (например, по симплексу [1]), то экспериментально-теоретический метод основывается на использовании функциональных зависимостей между входными факторами и выходными параметрами, характеризующими процесс обработки. Совокупность этих зависимостей образует математическую модель процесса обработки.

С использованием математической модели процесса определение режимов резания при шлифовании на основе экспериментально-теоретического метода выполняется в три этапа [1]:

- а) составление системы уравнений, описывающих технические ограничения, налагаемые на режим резания требованиями к изделию, станком и инструментом;
- б) математическое описание целевой функции, т.е. функции, выражающей цель оптимизации;
- в) совместное рассмотрение технических ограничений и целевой функции и определение на этой основе оптимального режима шлифования.

Математические выражения, описывающие технические ограничения, однотипны и представляются в виде неравенств [2]:

$$Z^* < (>) Z(v, v_1, t, \dots),$$

в левой части которых приведено заданное (предельное) значение какой-либо ограничивающей величины или параметра Z^* , а в правой – фактическое значение этой величины или параметра при той или иной комбинации элементов режима резания и других условий обработки (v – скорость круга, v_1 – скорость заготовки, t – глубина резания и др).

Технические ограничения, налагаемые на режим резания при шлифовании требованиями к изделию, следующие [2]:

- предельно допустимая высота неровностей профиля обработанной поверхности;
- требуемая точность детали после шлифования (допуск на размер шлифованной поверхности);
- температура шлифуемой поверхности, предельно допустимая с точки зрения прижогов, остаточных напряжений или других показателей качества поверхностного слоя.

Технические ограничения, налагаемые на режим резания станком [2]:

- мощность привода шлифовального круга;
- наибольшая и наименьшая частоты вращения шпинделя;
- наибольшее и наименьшее значения продольной и поперечной подач.

Технические ограничения, налагаемые на режим резания шлифовальным кругом [2]:

- требуемая стойкость инструмента;
- предельная температура на режущих зёрнах;
- прочность круга.

Целевые функции представляют математическое описание цели, с которой производят оптимизацию режима шлифования. Такими целями (критериями оптимизации) могут быть: наименьшая себестоимость обработки, наибольшая производительность, минимальные затраты на эксплуатацию шлифовального инструмента и другие [3].

В условиях рыночных отношений при определении оптимальных режимов резания предпочтение необходимо отдать достижению минимальной удельной себестоимости обработки:

$$C_{уд} \rightarrow \min.$$

Если ограничения и целевая функция представлены в виде линейных многочленов, то решение этой системы выполняют методом линейного программирования [4]. Если же выражения для ограничений и целевой функции нельзя линеаризовать, используют нелинейные методы оптимизации, в частности, методы многофакторного планирования [5], теории функциональных определителей и метод множителей Лагранжа [3].

Методика определения режимов шлифования на основе использования экспериментально-теоретического метода, изложенная в работе [2], подразумевает обязательное проведение целого комплекса экспериментальных исследований с целью получения зависимостей, описывающих технические ограничения, а следовательно, высокую трудоёмкость экспериментов. Особенно велики затраты времени при определении оптимальных режимов шлифования новых материалов или при использовании кругов с новыми характеристиками, так при этом не удаётся хотя бы частично использовать результаты ранее проведенных исследований. Кроме того, полученные по рассмотренной методике результаты невозможно использовать в случае, когда режимные параметры или время обработки выходят за пределы интервала, в котором были найдены уравнения технических ограничений.

Но наиболее существенным недостатком экспериментально-теоретического метода является то, что он не учитывает изменение во времени режущей способности шлифовального круга, то есть нестационарность процесса обработки. Как следствие этого, уравнения технических ограничений находятся для условий, когда параметры рабочей поверхности круга (РПК) стабилизируются через некоторое время после нача-

ла обработки, что приводит к занижению режимов по сравнению со шлифованием рабочей поверхностью, параметры которой сформированы непосредственно во время правки.

Целью данной работы является разработка метода оптимизации режимов шлифования с учетом нестационарности процесса обработки.

Основное содержание работы

Оптимизацию режимов шлифования с учётом нестационарности процесса выполним, воспользовавшись врезным шлифованием по упругой схеме с постоянной силой поджима образца к РПК (рис. 1), кинематика которого аналогична шлифованием по жесткой схеме. Выбор указанной схемы обусловлен тем, что именно она обеспечивает стабильные показатели качества обработанной поверхности на протяжении всего времени обработки. Учитывая, что скорость шлифовального круга v_k определяется паспортом станка, режимами врезного шлифования по упругой схеме будут скорость детали v_d и усилие поджима образца к РПК P_n , рассчитанное с использованием параметров РПК, сформированных в процессе правки. Рабочая поверхность круга, сформированная в процессе правки, обладает максимальной режущей способностью и на найденной скорости детали должна обеспечивать заданные на чертеже параметры шероховатости, которые с увеличением времени обработки улучшаются.

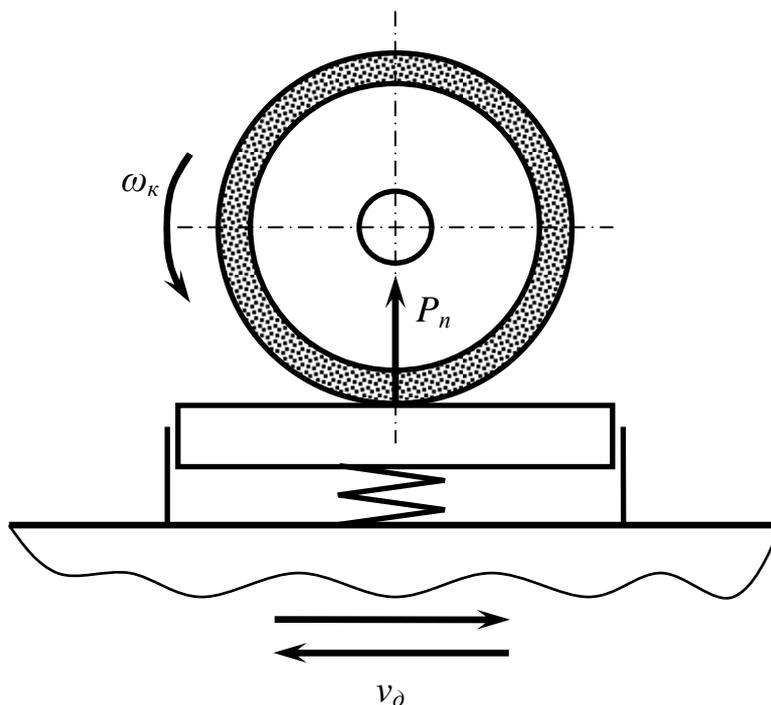
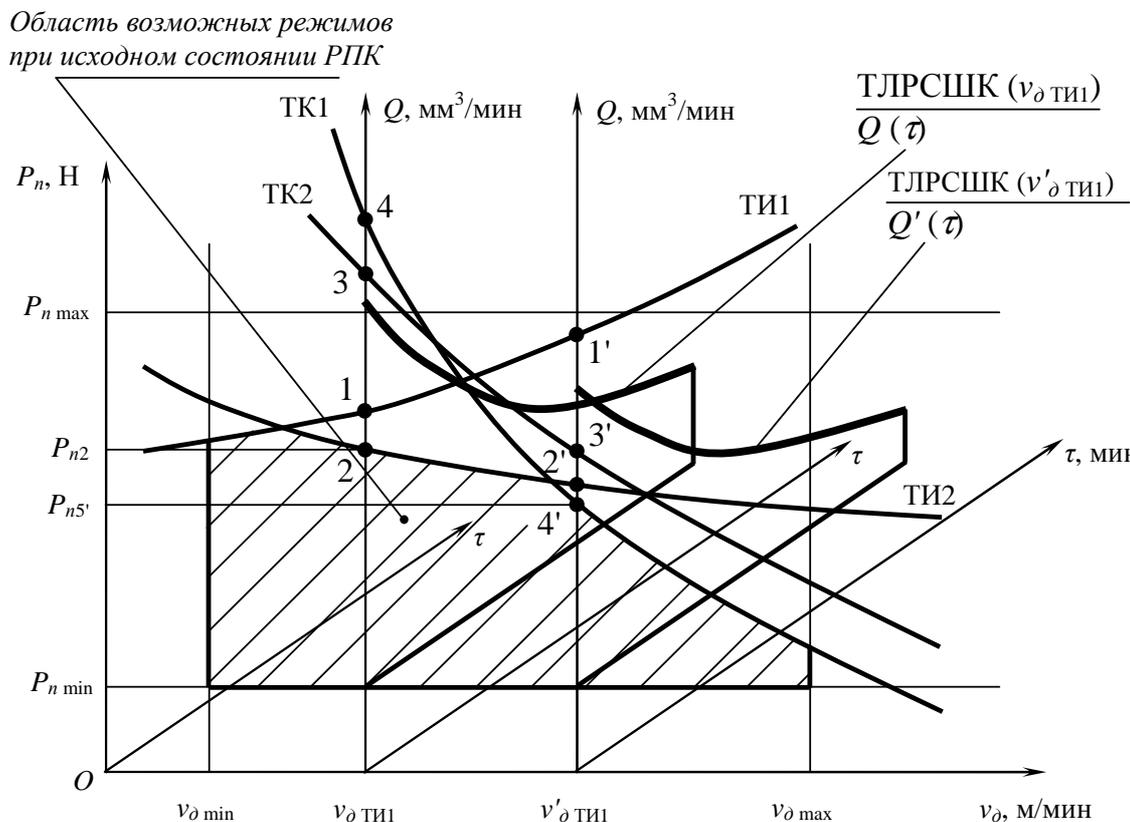


Рис.1. Плоское врезное шлифование по упругой схеме с постоянной силой поджима P_n образца к кругу

Область возможных режимов шлифования алмазным кругом в начале обработки рассмотрим в системе координат $P_n O v_d$ (рис. 2), в которой она очерчена кривыми, описываемыми уравнениями технических ограничений, налагаемых на режим шлифования станком ($v_{d \min}$, $v_{d \max}$), приспособлением для упругого поджима образца к РПК ($P_{n \min}$, $P_{n \max}$), изделием (ТИ1, ТИ2), шлифовальным кругом (ТК1, ТК2). Нестационарность процесса обработки учтём путём использования текущей лимитированной режущей

способности шлифовального круга (ГЛРСШК), которая представляет собой максимально возможную в данный момент времени производительность шлифования при условии выполнения всех технических ограничений.



- (ГЛРСШК) при врезном алмазном шлифовании по упругой схеме
- Технические ограничения на режим налагаются:
- ТИ1 – параметром шероховатости обработанной поверхности изделия R_a ;
- ТИ2 – температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое обрабатываемого материала;
- ТК1 – прочностью зёрен;
- ТК2 – температурой окисления алмазов

Для нахождения точки 1 на кривой ТИ 1, удовлетворяющей заданному параметру шероховатости R_a (см. рис. 2), определяют соответствующую этому параметру скорость детали v_d .

При плоском врезном шлифовании соответствующее выражение для расчёта скорости детали будет иметь вид [6]:

$$v_{dТИ1} = \frac{120v_k \sqrt{2R_k \Delta R \cdot 10^{-3}} \sum_{i=1}^N F(i\Delta R) \sum_{N_1=1}^i (\sqrt{N_1} - \sqrt{N_1 - 1}) B'[(N - i - N_1 + 2)\Delta R]}{S_{zn} \cdot 10^3} \tag{1}$$

- где S_{zn} – расстояние между зёрнами на рабочей поверхности круга, мм;
- N – номер интервала, на котором произошло перекрытие единичных срезов;
- i – номера интервалов, входящих в N ; $i = 1, 2, \dots, N$;
- N_1 – участки поверхности круга, обрабатывающие i -е интервалы; N_1 изменяется внутри i от 1 до $N - i + 1$;

$F(i\Delta R)$ – вероятность попадания вершин алмазных зёрен в i -й интервал;

$B(i\Delta R)$ – ширина среза на i -м интервале, мкм.

Номер интервала, на котором должно произойти поперечное перекрытие срезов в соответствии с заданным значением параметра R_a , находится по формуле

$$N = \frac{4R_a}{\Delta R},$$

где ΔR – принятая величина интервала расчёта, мкм.

По найденной скорости детали $v_{отп}$ находят усилие поджима образца к РПК, удовлетворяющее каждому из приведенных на рис. 2 технических ограничений.

Условие отсутствия фазово-структурных превращений в материале заготовки при обработке представляется в виде неравенства [7]

$$0,95T_{кр} < T < 1,00T_{кр}, \quad (2)$$

где T – максимальная температура на поверхности резания, К;

$T_{кр}$ – критическая температура, выше которой происходят фазово-структурные превращения в материале заготовки, К.

Максимальная температура на поверхности резания определяется по формуле, которая учитывает геометрические параметры РПК, режимы шлифования и физико-механические свойства обрабатываемого материала [8]:

$$T = \frac{\left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p C \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e K_{ш}}{\lambda V_\delta \sqrt{\pi}}}{1 + \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p \alpha \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_e K_{ш}}{\lambda V_\delta S \sqrt{\pi}}}, \quad (3)$$

где $M = 1 + 2(\pi/4 - \beta)$ – коэффициент, определяемый соотношением нормальных и касательных напряжений в плоскости сдвига σ/τ_s ;

a_z – максимальная толщина среза, мм;

β, ω – соответственно угол сдвига и угол действия;

K_3 – коэффициент, учитывающий закон распределения нормальных напряжений на поверхности контакта зерна с деталью;

μ – коэффициент трения задней поверхности зерна о поверхность резания;

f_3 – площадь зоны контакта задней поверхности зерна с заготовкой, мм²; в принятой модели режущей части зерна $f_3 = b \cdot l_z$,

l_z – длина площадки контакта на зерне, мм;

b – ширина единичного среза, мм;

z_p – количество одновременно контактирующих с заготовкой зёрен;

a, λ – соответственно коэффициент температуропроводности, м²/с, и теплопроводности, Вт/(м·К), обрабатываемого материала;

H – безразмерная полуширина источника тепла;

α_e – коэффициент ввода, учитывающий количество тепла, поступающее в деталь;

C, α – начальная ордината и коэффициент в линейной зависимости, отражающей влияние температурно-скоростных факторов в условиях шлифования на величину касательных напряжений; зависимость имеет вид $\tau_s = C - \alpha T$;

$K_{ш}$ – коэффициент шлифования.

Неравенство (2) с учетом формулы (3) решается относительно фактической глубины шлифования t_ϕ , использованием параметров РПК, сформированных во время правки [7, 8]. Так как величина t_ϕ входит в равенство (3) в неявном виде в выражениях для определения максимальной толщины запытообразного среза a_z , площади зоны контакта задней поверхности зерна с заготовкой f_3 , количества одновременно контактирующих с заготовкой зёрен z_p и др., то, ввиду трансцендентности уравнения (3) относительно t_ϕ , для решения неравенства (2) используются численные методы, реализованные на ПЭВМ. Найденное в ходе решения значение t_ϕ является максимально возможной исходной глубиной шлифования t_0 , обеспечивающей отсутствие фазово-структурных дефектов на поверхности заготовки в начале обработки.

С использованием значения глубины шлифования t_0 рассчитывается усилие поджима, обеспечивающее отсутствие фазово-структурных превращений в поверхностном слое обрабатываемого материала и заданный параметр шероховатости (точка 2 на рис. 2), по следующей формуле [8]:

$$P_{n2} = \frac{\left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p C}{1 + \left(\frac{\sqrt{1 + M^2 a_z b \sin \omega}}{\sin \beta} + K_3 M f_3 \right) z_p \alpha \frac{4a \cdot 60V_k \sqrt{H} \alpha_6}{\lambda V_\partial \sqrt{\pi}} K_{uu}}. \quad (4)$$

Усилие поджима, обеспечивающее отсутствие окисления алмазов (точка 3 на рис. 2), определяется по формуле [9]

$$P_{n3} = \frac{0,95 \cdot T_{ок} \cdot (\lambda_1 + 2,25 \cdot \lambda \cdot A^* \cdot \sqrt{F_0}) \cdot \pi \cdot n_p \cdot d^2 \cdot \sqrt{l} \cdot b}{4,52 \cdot A^* \cdot \delta \cdot \sqrt{\omega_1 \cdot V_k \cdot K_{uu}}}, \quad (3)$$

$T_{ок}$ – температура окисления алмазов;

λ_1 – коэффициент теплопроводности алмаза, Вт/(м·град);

A^* – безразмерная величина, учитывающая вид модели теплообмена между зерном и поверхностью резания;

ω_1 – коэффициент температуропроводности алмаза, м²/с;

b^* – доля теплоты в теле, по которому перемещается источник;

q – средняя интенсивность теплообразования, Вт/м²;

A_1 – безразмерная функция учитывающая температуру рабочего торца зерна;

A_2 – безразмерная функция учитывающая температуру нерабочего торца зерна.

Усилие поджима, ограниченное прочностью алмазов (точка 4 на рис. 2), с использованием методики работы [10] определится по следующей зависимости

$$P_{n4} = \frac{\frac{[p]S}{S_{zn}^2} (b \cdot l_3 + b \cdot a_{znp} \sin \gamma) F \left(a_{zmax} + \frac{R_z}{2} - a_{znp} \right)}{\sqrt{1 + K_{uu}^2}}, \quad (4)$$

где $[p]$ – разрушающее давление на поверхности контакта единичного алмазного зерна с заготовкой, МПа;

γ – передний угол для сферической модели режущей части зерна;

a_{znp} – предельная толщина единичных срезов, превышение которой приводит к разрушению алмазного зерна, мм;

$a_{z \max}$ – максимальная толщина среза зёрнами, наиболее выступающими из связки, мм;

R_z – значение высотного параметра шероховатости R_z на поверхности резания, мм;

$F(a_{z \max} + R_z/2 - a_{z \text{np}})$ – значение функции распределения Вейбулла, определяющее вероятное количество зёрен, удаляющих срезы, при которых произойдёт разрушение зерен;

S – площадь зоны контакта заготовки со шлифовальным кругом, мм².

Как видно из рис. 1, усилие поджима в точке 2 удовлетворяет всем рассмотренным техническим ограничениям, следовательно, режимами, на которых должен проводиться эксперимент по определению влияния времени обработки на текущую лимитированную режущую способность шлифовального круга (кривая $Q(\tau)$), являются сила поджима P_{n2} и скорость детали $v_{\text{д тИ1}}$.

Если на чертеже детали задано иное значение параметра шероховатости R_a , то по формуле (1) рассчитывается скорость детали $v'_{\text{д тИ1}}$, соответствующая точке 1' на кривой ТИ1 (см. рис. 2), а значения сил поджима заготовки к кругу, удовлетворяющие рассмотренным техническим ограничениям, определяются по формулам (2)-(4) и соответствуют точкам 2', 3', 4'. При этом, как видно из рис. 2, всем ограничениям удовлетворяет усилие поджима в точке 4', и, соответственно, режимами, на которых должен проводиться эксперимент по выявлению влияния времени обработки на ТЛРСШК (кривая $Q'(\tau)$), будут сила поджима $P_{n4'}$ и скорость детали $v'_{\text{д тИ1}}$.

Регрессионная зависимость $Q = f(\tau)$, описывающая изменение текущей лимитированной режущей способности круга при шлифовании по упругой схеме без электроэрозионных воздействий (ЭЭВ), является основой для нахождения оптимальных режимов резания при шлифовании по жесткой схеме.

При алмазном шлифовании по упругой схеме с периодическими электроэрозионными воздействиями на РПК с целью поддержания ее режущих свойств дополнительно к зависимости, описывающей изменение ТЛРСШК во время обработки, экспериментально находят уравнение, описывающее изменение ТЛРСШК в процессе электроэрозионных воздействий, выполняемых одновременно со шлифованием. При этом длительность шлифования без ЭЭВ $T_{\text{онт}}$ и длительность шлифования с ЭЭВ $\tau_{\text{ээв онт}}$ определяют из условия обеспечения минимальной удельной себестоимости обработки.

Определение оптимальных режимов врезного шлифования по жесткой схеме (рис. 3) выполняют следующим образом.

При шлифовании по жесткой схеме без ЭЭВ на РПК значение скорости детали переносится с упругой схемы без изменений, а переменная подача на врезание на каждый проход $S_{\text{в}}$, находится по зависимости фактической глубины шлифования от времени обработки $t_{\text{ф}} = f(\tau)$ по методике, изложенной в работах [11, 12]

$$S_{\text{в}} = t_{\text{уст}} + \Delta t \cdot \exp(\alpha \cdot i \cdot \tau_{\text{пр}}), \quad (5)$$

где $t_{\text{уст}}$ – установившаяся глубина шлифования при обработке по упругой схеме, которая удовлетворяет лимитированному техническому ограничению;

Δt – амплитуда уменьшения глубины шлифования при обработке по упругой схеме в результате ухудшения режущей способности круга;

α – эмпирический коэффициент, который учитывает влияние энергии импульса на удаление продуктов засаливания;

i – номер прохода шлифовального круга с начала его работы после правки;

$\tau_{\text{пр}}$ – время рабочего прохода при обработке заготовки.

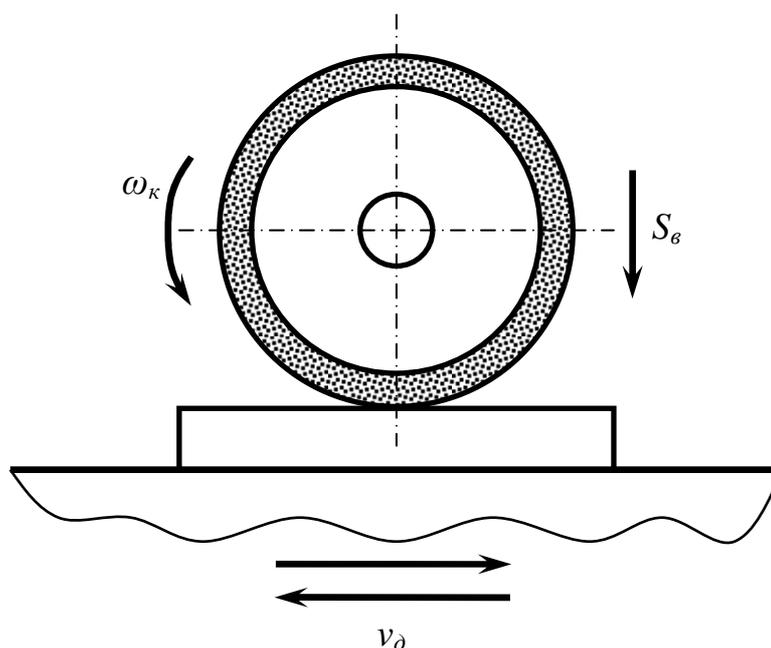


Рис. 3 Плоское врезное шлифование по жесткой схеме

При шлифовании по жесткой схеме с ЭЭВ на рабочую поверхность круга, которое сопровождается засаливанием межзеренного пространства, значение скорости детали переносят с упругой схемы без изменений, а средний ток I_c электроэрозионных воздействий рассчитывают по формуле [13]

$$I_c = \frac{10^{-3} \cdot (-x_0 \ln 0,05)^{\frac{1}{m}} \cdot \pi D_k B_k \left(1 - \frac{P_v}{2} \cdot \frac{K}{100}\right)}{\tau_3 c U_{sm}} \quad (6)$$

где x_0, m – параметры закона Вейбулла, который описывает распределение зерен по высоте;

D_k, B_k – соответственно, диаметр и высота шлифовального круга, мм;

P_v – объемная доля алмазов в алмазоносном слое при 100% - ной относительной концентрации алмаза;

K – относительная концентрация алмазов, %;

τ_3 – время, за которое шлифовальный круг потерял режущую способность в результате изнашивания зерен и засаливания межзеренного пространства, мин;

c – эмпирический коэффициент;

U_{sm} – расчетная величина напряжения на эрозионном промежутке, В.

В условиях, когда процесс засаливания межзеренного пространства несущественный, среднее значение тока непрерывных электроэрозионных воздействий I_n определяют с использованием параметров периодических воздействий на РПК по формуле [14]

$$I_n = I_n \frac{\tau_{\text{ээв омм}}}{T_{\text{омм}} + \tau_{\text{ээв омм}}}, \quad (7)$$

где I_n – ток периодических ЭЭВ, для генератора импульсов модели ИТТ-35 $I_n = 10$ А;

T_{opt} – оптимальная длительность шлифования без ЭЭВ при шлифовании с периодическими ЭЭВ, мин;

$\tau_{эв opt}$ – оптимальная длительность шлифования с ЭЭВ при шлифовании с периодическими ЭЭВ, мин.

При шлифовании с непрерывными электроэрозионными воздействиями по жесткой схеме постоянную величину глубины резания (подачи на врезание S_B) находят по значению количества сошлифованного материала в условиях стабилизировавшейся режущей способности РПК.

Выводы

1. Область режимов при шлифовании по упругой схем как нестационарном процессе ограничивается поверхностями, описываемыми в системе координат $P_n v_d \tau$ уравнениями технических ограничений, которые налагаются на режим резания станком, инструментом и изделием.

2. Поверхность текущей лимитированной режущей способности шлифовального круга представляет собой семейство кривых $Q(\tau, v_d)$, отражающих режимы максимальной производительности обработки для данного состояния РПК. При этом каждая кривая удовлетворяет конкретному лимитирующему техническому ограничению.

3. Нестационарность процесса шлифования по жесткой схеме при оптимизации режимов обработки можно учесть с помощью текущей лимитированной режущей способности шлифовального круга, математическое описание которой находят по экспериментальным данным при шлифовании по упругой схеме с постоянной силой поджима заготовки к РПК, при условии, что кинематика обработки по упругой схеме аналогична шлифованию по жесткой схеме.

4. Передаточной функцией между упругой и жесткой схемой шлифования является уравнение, описывающее изменение мгновенной лимитированной глубины шлифования при обработке по упругой схеме.

Список литературы

1. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М.Д. Узунян. – Харьков: НТУ «ХПИ», 2003. – 359 с.

2. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.

3. Островский В.И. Теоретические основы процесса шлифования / В.И. Островский. – Л.: Изд-во Ленингр. ун-та, 1981. – 144 с.

4. Книппер Э.Е. Назначение режимов резания с применением ЭВМ / Э.Е. Книппер. – Брянск: БГТУ, 1997. – 179 с.

5. Ящерицын П.И. Теория резания. Физические и тепловые процессы в технологических системах / П.И. Ящерицын, М.Л. Еременко, Е.Э. Фельдштейн. – Минск: Вышэйшая школа, 1990. – 512 с.

6. Матюха П.Г. Расчет параметров шероховатости шлифованной поверхности / П.Г. Матюха, Л.К. Терехова // Известия вузов. Сер. Машиностроение. – 1982. – Вып. 10. – С. 101-105.

7. Матюха П.Г. Влияние времени обработки на глубину алмазного шлифования по упругой схеме / П.Г. Матюха, В. В.Полтавец // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научн. трудов. – 1998. – Вып. 5. – С. 117-121.

8. Матюха П.Г. Алмазне шліфування з електроерозійними керуючими діями на робочу поверхню круга / П.Г.Матюха, В.В. Полтавец. – Донецьк: ДонНТУ, 2006. – 164 с.

9. Матюха П.Г. Определение силы поджима образца к кругу, ограниченной температурой графитизации алмазных зерен / П.Г. Матюха, В.Б. Стрелков // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. - 2004. - Випуск 71. – С. 41-46.

10. Матюха, П.Г. Определение силы поджима комбинированного образца к режущей поверхности круга, ограниченной механической прочностью алмазных зерен / П.Г. Матюха, А.В. Бурдин // Сверхтвердые материалы. Научно-теоретич. журнал. – 2011. – № 3. – С. 65-73.

11. Матюха П.Г. Режущая способность рабочей поверхности круга как ограничивающий параметр производительности шлифования / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем. Сб. научных трудов. – 2003. – Вып. 13. – С. 159-164.

12. Спосіб шліфування: патент на винахід (UA) С2 В24В 1/00, В24В 53/00, В24В 5/00 / П.Г.Матюха, В.В. Полтавец, В.Б.Стрелков. - № 97680; Опубл. 15.11.2002, Бюл. № 11.

13. Спосіб шліфування: патент на винахід (UA) В24В 1/00, В24В 53/00, В23Н5/04 / [П.Г.Матюха, В.В. Полтавец, А.О. Гриньов, В.Б. Стрелков]. - № 52776; Опубл. 15.01.2003, Бюл. № 1.

14. Спосіб шліфування: патент на винахід (UA) С2 В24В 1/00, В24В 53/00, В24В 5/00 / [П.Г. Матюха, В.В. Полтавец, В.Б. Стрелков, В.В. Габітов, А.В. Бурдін]. - № 97680; Опубл. 12.03.2012, Бюл. № 5.

Надійшла до редакції 05.03.2013

Рецензент: О.Д. Молчанов

В.В. ПОЛТАВЕЦЬ, П.Г. МАТЮХА

Донецький національний технічний університет

ОПТИМІЗАЦІЯ РЕЖИМІВ ШЛІФУВАННЯ

З УРАХУВАННЯМ НЕСТАЦІОНАРНОСТІ ПРОЦЕСУ

Описаний метод оптимізації режимів шліфування з урахуванням нестационарності процесу, яка обумовлена зміною в часі різальної здатності робочої поверхні шліфувального круга. Для оптимізації використовується різне шліфування за пружною схемою з постійною силою підтиску заготовки до робочої поверхні круга, кінематика якого аналогічна шліфуванню за жорсткою схемою. Нестационарність процесу враховується шляхом використання рівнянь, які описують зміну в часі оброблення поточної лімітованої різальної здатності шліфувального круга.

Ключові слова: шліфування, нестационарність, оптимізація режимів, швидкість деталі, сила підтиску, технічне обмеження, різальна здатність, глибина різання, передатна функція.

V.V. POLTAVETS, P.G. MATIUKHA

Donetsk National Technical University

OPTIMIZATION OF GRINDING CONDITIONS

TAKING INTO ACCOUNT NONSTATIONARITY OF THE PROCESS

A method for optimization of grinding conditions is described. For optimization we used the infeed grinding by elastic setup with constant force of pressure. Elastic grinding setup provides stable quality parameters of machined surface throughout the entire machining time. The area of possible conditions of diamond grinding by elastic setup at the beginning of the process is discussed in the coordinate system of "part speed - force of pressure". Workpiece speed is defined by the given value of roughness of machined surface of the product. Force of pressure of workpiece is appointed as a minimum on the basis of conditions: prevention of phase-structural transformations in the surface layer of the material being machined, obtaining of specified machining accuracy, the absence of oxida-

tion of diamonds, the absence of failure of diamond grains. The basis for finding optimal cutting conditions with grinding by elastic setup is the regression relationship that describes the change of the current limited cutting capacity of wheel with grinding by elastic setup without spark-erosion actions. Experimentally obtained equations describing the change of the current limited cutting capacity of grinding wheel during the machining allow taking into account the nonstationarity of the process when optimizing. Surface of current limited cutting capacity of grinding wheel is a family of curves, showing the maximum production conditions for a given state of the wheel working surface; each curve meets the limited technical restriction. Transfer function between the elastic and rigid grinding setup is the equation describing the change of instant limited grinding depth in processing by elastic setup.

Keywords: grinding, nonstationarity, optimization of conditions, part speed, force of pressure, technical restriction, cutting capacity, cutting depth, transfer function.

Проектування прогресивних конструкцій різальних інструментів та технологічного оснащення

УДК 621.9

А. Э. ВОРОНОВ (асп.), ocooler@ya.ru

Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля, г. Луганск

МЕТОДИКА ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПТИМАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ ИНСТРУМЕНТА ГИПЕРБОЛОИДНОЙ ФОРМЫ

В статье показано создание компьютерной модели зубчатой гиперболоидной поверхности, получаемой в результате процесса зацепления гиперболоидного зубчатого колеса с цилиндрическим зубчатым колесом. Рассмотрены основные программные пакеты, позволяющие получить систему уравнений, описывающую модель зубчатой гиперболоидной поверхности, из более простых уравнений, указанием их взаимосвязей и последовательностей вывода промежуточных результатов. Полученная модель представляет собой математико-программный результат и может быть использована для нахождения оптимальной геометрии гиперболоидного зубчатого колеса и визуального представления процесса его зацепления с цилиндрическим зубчатым колесом в произвольный момент времени.

Ключевые слова: гиперболоидное зубчатое колесо, цилиндрическое зубчатое колесо, зацепление, математическая модель.

Введение

Зубчатые колеса находят применение во всех отраслях современной промышленности. Независимо от назначения зубчатого колеса оно должно обладать рядом свойств, главными из которых являются: точность формы, прочность, надежность, износостойкость и цена изготовления единицы или партии продукции. Стремясь улучшить перечисленные свойства, ведутся активные разработки по усовершенствованию процессов формообразования зубчатых колес. Особое внимание уделяется самой нагруженной части зубчатого колеса, из-за которой чаще всего происходит выход зубчатого колеса из строя, – зубчатому венцу. При производстве цилиндрических зубчатых колес с эвольвентным профилем зуба, большую популярность приобретает применение инструмента, производящая поверхность которого базируется на квазигиперболоидной поверхности. Это позволяет снизить затраты на изготовление и эксплуатацию инструмента, а следовательно и единицы продукции [1]. Особенности применения квазигиперболоидных поверхностей в процессе нарезки и финишной обработки зубьев зубчатых колес является их способность обрабатывать зубчатые колеса только определенного диаметра, того, для которого был спроектирован инструмент. Применение гиперболоидных поверхностей позволит обрабатывать одним инструментом зубчатые колеса разного диаметра в силу особой формы гиперболоида, который можно получить при помощи прямолинейной образующей [2]. Исследование применения гиперболоидных поверхностей требует изготовления большого количества опытных образцов, что в век компьютерной техники является не целесообразным. Поиск оптимальных размеров, форм и параметров искомых инструментов, следует производить при помощи современных программных оболочек и пакетов. Их применение позволяет свести затраты на изготовление оснастки и опытных образцов к минимуму. Для решения такой задачи необходим инструментарий, применение которого по исходным параметрам искомого инструмента позволит получить его математическую модель, произвести

твердотельное моделирование поверхности и процессов зацепления. Визуализации процесса моделирования сможет показать состояние инструмента и заготовки в произвольный момент времени, их взаимное расположение, найти оптимальную их геометрию и режимы обработки.

Основная часть

В представленной работе рассматривается процесс получения компьютерных моделей винтовой зубчатой передачи второго рода, состоящей из цилиндрического зубчатого колеса и гиперboloидного зубчатого колеса [1]. Как известно, зубчатая рейка – частный случай цилиндрического зубчатого колеса, имеющего бесконечный радиус делительной окружности. Зубчатая рейка способна зацепляться с зубчатым колесом любого диаметра, но имеющего такой же модуль. Для упрощения представления цилиндрическое зубчатое колесо в процессе исследования заменяется соответствующей зубчатой рейкой, что в данном случае допустимо.

Первым шагом исследования является получение математического представления зубчатых поверхностей и их выражение в определенных системах координат и последующее приведение к единой системе. На рисунке 1 приведена схема, которая позволяет делать переходы между системами координат и описывает процесс взаимного перемещения поверхностей гиперboloидного и цилиндрического зубчатых колес. Так на рисунке 1 φ_2 – угол поворота гиперboloида вокруг своей оси в направлении противоположном часовой стрелки, S_1 – положительный сдвиг зубчатой рейки (зубчатого колеса сравнительно большего диаметра) вдоль оси O_1x_1 , A – расстояние от оси гиперboloида до зубчатой рейки (оси вращения зубчатого колеса сравнительно большего диаметра), γ – угол скрещивания осей, φ_1 – угол поворота зубчатого колеса вокруг своей оси в направлении противоположном часовой стрелки (в своем относительном движении S_1 и повороте φ_1 зубчатое колесо описывает профиль и движение зубчатой рейки).

Системы координат $S_1(x_1, y_1, z_1)$ и $S_2(x_2, y_2, z_2)$ жестко связаны с зубчатым колесом, описывающим в своем движении зубчатую рейку, и гиперboloидным инструментом, соответственно. В обеих системах оси вращения совпадают с осью координат z .

Применив методы дифференциальной геометрии и матричного исчисления [3] устанавливаем связь между двумя любыми системами координат. Таким образом радиус вектор в системе координат S_2 той же точки что и в системе S_1 можно получить из выражения:

$$\vec{r}_2 = M_{20}M_{01}\vec{r}_1 = M_{21}\vec{r}_1, \quad (1)$$

где \vec{r}_1 и \vec{r}_2 – столбцевые матрицы радиус-векторов одной и той же точки, представленной в системах координат S_1 и S_2 соответственно; M_{21} – матрица перехода от системы S_1 к S_2 ; M_{20} – матрица вспомогательного перехода от некоторой неподвижной системы S_0 к системе S_2 ; M_{01} – матрица вспомогательного перехода от системы S_1 к неподвижной системе S_0 .

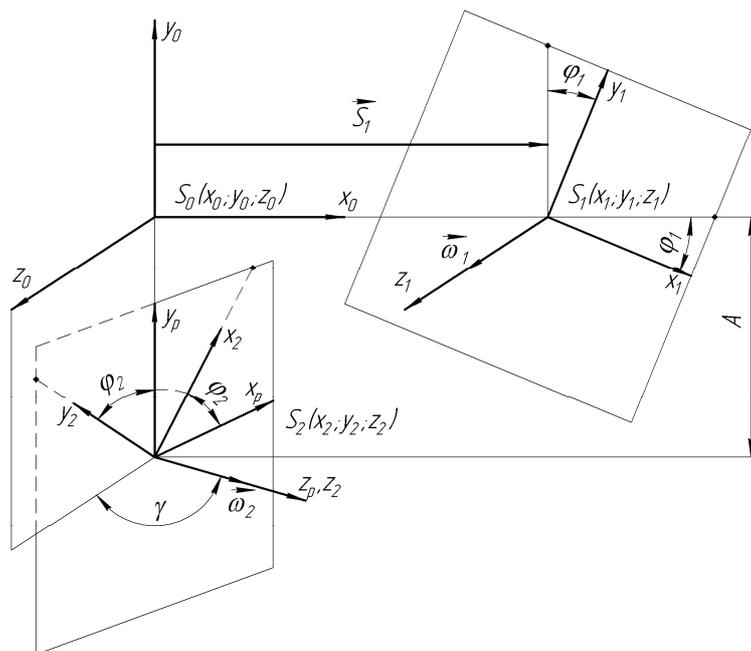


Рис. 1. Схема перехода от поверхности инструмента к поверхности изучаемого гиперболоидного колеса

Для выполнения условия непрерывности зацеплений цилиндрического зубчатого колеса (зубчатой рейки) и инструмента гиперболоидной формы воспользуемся уравнением непрерывности станочного зацепления. Для определения параметров получаемого гиперболоидного зубчатого колеса необходимо знать проекцию вектора нормали в точке контакта на производящую поверхность. Векторы нормали к производящей поверхности для общего случая зубчатого колеса и частного – зубчатой рейки (рис. 2), определяются из уравнений:

$$\begin{aligned} \vec{N} &= (\vec{r}_1^\lambda \times \vec{r}_1^\mu), \\ \vec{N} &= (\vec{r}_1^k \times \vec{r}_1^\psi). \end{aligned} \tag{2}$$

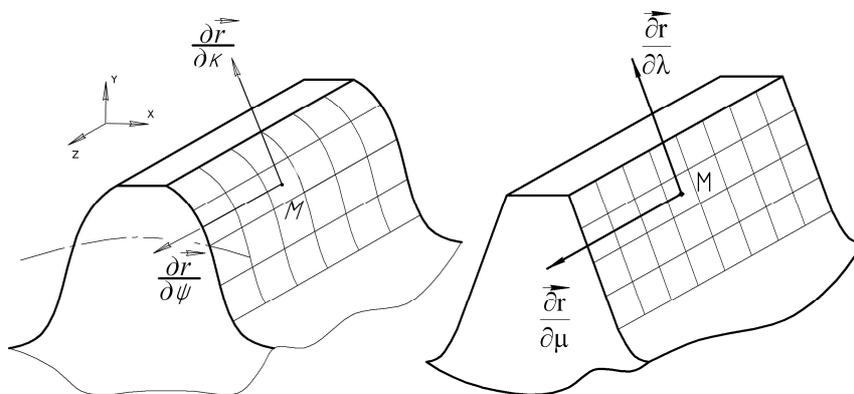


Рис. 2. Поверхности зубьев зубчатого колеса и зубчатой рейки

Относительную скорость скольжения получаем используя основные положения теоре-

тической механики: окружная скорость любой точки зуба равна угловой скорости вращения колеса на расстояние этой точки относительно оси вращения, и приведем все скорости к системе S_1 :

$$\vec{V}^{12} = \vec{V}_1 - \vec{V}_2 = \vec{\omega}_1 \times \vec{r}_1 - \vec{\omega}_2 \times \vec{r}_2 = \vec{\omega}_1^{(1)} \times \vec{r}_1 - (\vec{\omega}_1^{(2)} \times \vec{r}_1 + m_1(\vec{\omega}_2)) = \vec{\omega}_1^{(12)} \times \vec{r}_1 - \vec{A} \times (\vec{\omega}_1)^{(2)}. \quad (3)$$

Приведенных уравнений достаточно для математического описания поверхности искомого гиперboloидного колеса, которое будет иметь непрерывное станочное зацепление с некоторым цилиндрическим зубчатым колесом. Найденные уравнения имеют аналитический вид, а следовательно, их решение, по возможности, необходимо получить так же аналитически. Аналитическое решение – построение системы уравнений, описывающей искомую гиперboloидную поверхность, предлагается провести при помощи математического пакета Maxima [4].

Maxima – свободная система компьютерной алгебры, написанная на языке Common Lisp, активно развивается начиная с 1982 года. Maxima включает в себя набор основных инструментов для аналитических и численных вычислений, а также их визуализаций. Не смотря на то, что Maxima является свободной системой, алгоритмы и возможности программы практически не уступают знаменитым коммерческим проектам Maple и Mathematica. Кроме прочих преимуществ, реализация Maxima позволяет ей работать практически на всех современных операционных системах и компьютерах. Алгоритм решения нашей задачи можно представить на рис. 3.



Рис. 3. Алгоритм решения аналитической задачи средствами математического пакета Maxima

В программу вводятся матрицы элементарных преобразований координат (вращения и сдвига), последовательность преобразований в виде последовательного произведения элементарных матриц, уравнение эвольвенты и элементы уравнения непрерыв-

ности станочного зацепления. Указав последовательность выражения переменных и их подстановки в новые уравнения, получаем результат в виде системы из 4-х уравнений:

$$\begin{cases} x_2 = z_1 \cos \phi_2 \sin \gamma + S_1 \cos \phi_2 \cos \gamma + y_1 (-\sin \phi_1 \cos \phi_2 \cos \gamma - \cos \phi_1 \sin \phi_2) + \\ \quad + x_1 (\cos \phi_1 \cos \phi_2 \cos \gamma - \sin \phi_1 \sin \phi_2) - A \sin \phi_2, \\ y_2 = z_1 \sin \phi_2 \sin \gamma + S_1 \sin \phi_2 \cos \gamma + y_1 (\cos \phi_1 \cos \phi_2 - \sin \phi_1 \sin \phi_2 \cos \gamma) + \\ \quad + x_1 (\cos \phi_1 \sin \phi_2 \cos \gamma + \sin \phi_1 \cos \phi_2) + A \cos \phi_2, \\ z_2 = -S_1 \sin \gamma + \sin \phi_1 y_1 \sin \gamma - \cos \phi_1 x_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma + 1, \\ y_1' (u_{21} z_1 \sin \phi_1 \sin \gamma + u_{21} S_1 \sin \phi_1 \cos \gamma + y_1 (u_{21} \cos \gamma - 1) - u_{21} A \cos \phi_1 \cos \gamma) - \\ - x_1' (u_{21} z_1 \cos \phi_1 \sin \gamma + u_{21} S_1 \cos \phi_1 \cos \gamma + x_1 (1 - u_{21} \cos \gamma) + u_{21} A \sin \phi_1 \cos \gamma) = 0, \end{cases} \quad (4)$$

где x_1' и y_1' – первые производные эвольвенты в точке x_1 и y_1 ; u_{21} – передаточное число.

В системе (4) три первые уравнения описывают переход от системы S_1 к системе S_2 в координатной форме. Четвертое уравнение системы является следствием непрерывности станочного зацепления и представлено в неявной форме, однако при необходимости, возможно, добиться явного выражения, проведя ряд преобразований. В данном исследовании такой необходимости нет.

Полученная система уравнений позволяет получить все точки искомой поверхности в произвольный момент времени, задавая параметры зубчатого колеса, а также сдвиги и повороты, пройденные от первой точки зацепления. Зная все точки искомой поверхности и сопоставляя их с положением цилиндрического зубчатого колеса, можно изучать характеристики движения в точках зацепления и создавать пространственную визуализацию результатов.

Решение системы и визуализация данных выполнены с помощью Eclipse SDK – свободной интегрированной среды разработки модульных кроссплатформенных приложений, которая развивается и поддерживается Eclipse Foundation [5]. К основным преимуществам данной среды следует отнести: активное развитие и поддержка; возможность работать с зарекомендовавшим себя за многие годы, компилируемым, поддерживающим объектно-ориентированное программирование – языком C++ [6]; кроссплатформенность – способность программного обеспечения функционировать в нескольких различных операционных системах или на разных аппаратных платформах (например, Microsoft Windows, GNU/Linux, мобильных платформах Android и Symbian OS).

Объектно-ориентированное, или объектное, программирование – парадигма программирования, в которой основными концепциями являются понятия объектов и классов. Такой подход позволяет структурировать процесс разработки и создавать сущности (объекты) «живущие своей жизнью по прописанным им законам». Основные этапы, позволяющие определять точки поверхности гиперboloидного зубчатого колеса и производить графический вывод данных, приведен на рис. 4.

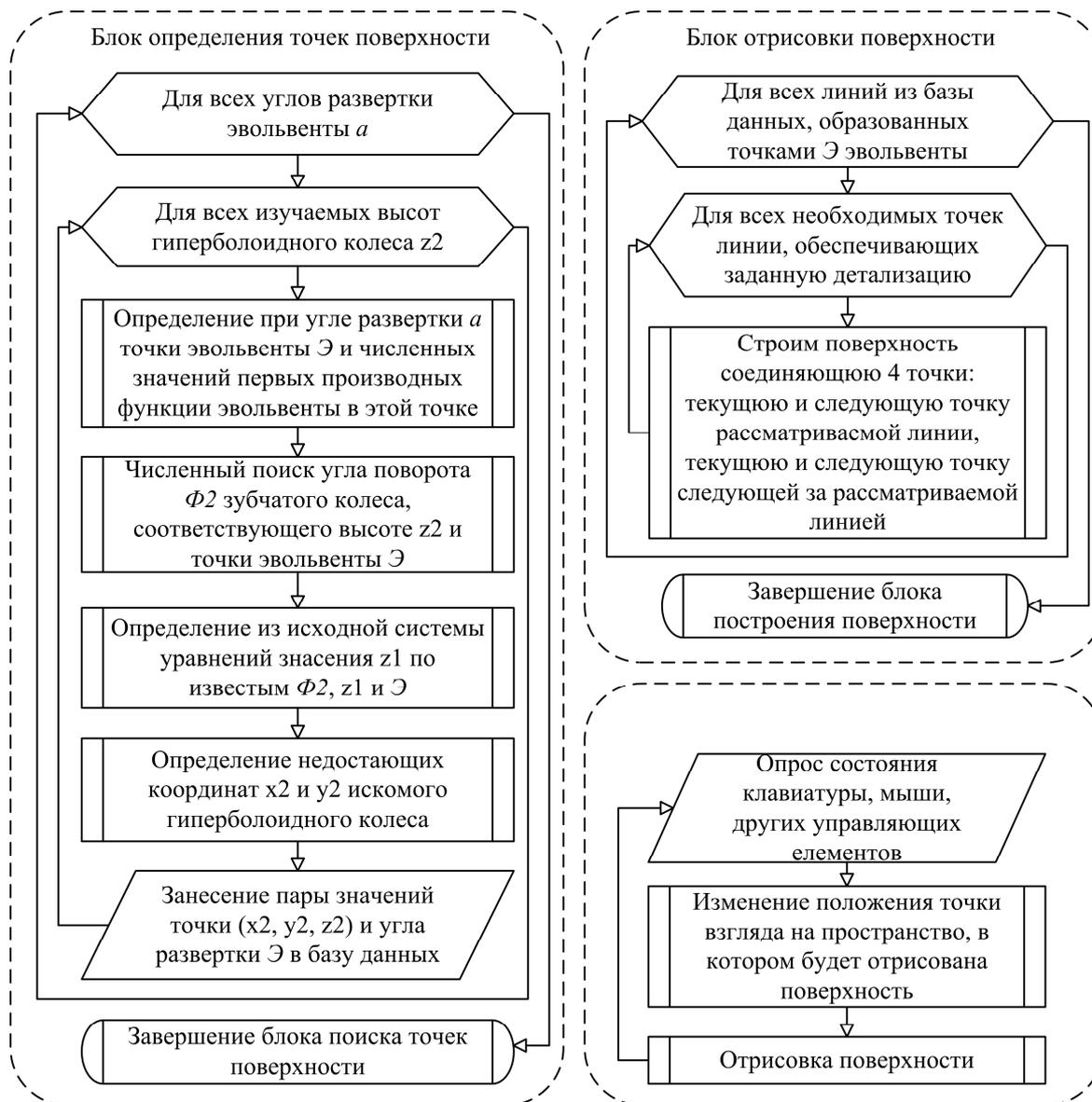


Рис. 4. Упрощенный алгоритм работы основных частей программы

В результате работы алгоритма формируется база данных, в которой содержится информация о точках поверхности гиперболоидного колеса, и графическое представление этих точек, выполненное при помощи OpenGL, которое позволяет визуализировать процесс зацепления гиперболоидного и зубчатых колес (рис. 5).

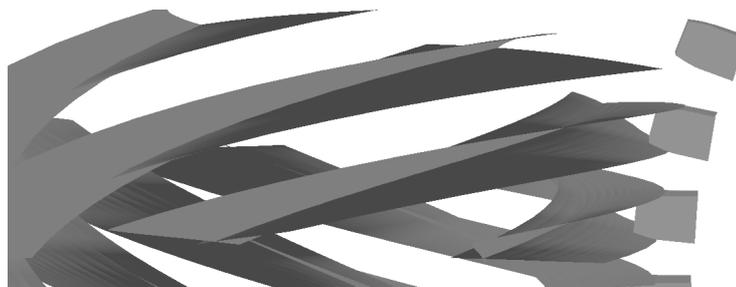


Рис. 5. Графическое представление зацепления гиперболоидного и исходного зубчатых колес, полученное OpenGL отрисовкой в программном пакете Eclipse SDK

Дополнительные усовершенствования этих алгоритмов позволят графически показывать: пятна контактов; участки взаимного пересечения твердых тел, что на практике означает внедрение одного тела в другое, в следствие чего происходит искажение формы заготовки или инструмента; производить сравнение результатов расчета при измененных параметрах, например, угле подъема витка гиперболоидного инструмента.

Вывод

Разрабатываемый инструментарий способен снизить производственные затраты при изготовлении оснастки и опытных образцов гиперболоидного инструмента, практически полностью заменив их компьютерным моделированием процесса зацепления, как при получении инструмента гиперболоидной формы, так и в процессе обработки этим инструментом зубьев цилиндрических зубчатых колес. При помощи одной программы (состоящей из нескольких отдельных модулей) возможно проводить множество вычислений, для подбора оптимальных характеристик инструмента, производить полуавтоматический поиск оптимального решения с предоставлением подробных сведений о получаемом инструменте, изучать которые можно численно и графически в произвольный момент времени.

Список литературы

1. Витренко В.А. Повышение производительности зубонарезания цилиндрических зубчатых колес гиперболоидным инструментом за счет совершенствования формообразования резанием: монография / В.А. Витренко, В.В. Белозерова. - Луганск: «Ноулидж», 2009. – 147с.
2. Гавриленко В.А. Определение оптимальных параметров начальных поверхностей колес эвольвентных гиперболоидных передач / В.А. Гавриленко, С.Д. Осипова. - 1969. – № I.
3. Выгодский М.Я. Дифференциальная геометрия / М.Я. Выгодский. - М.:Машгиз, 1949. – 659 с.
4. Стахин Н.А. Основы работы с системой аналитических (символьных) вычислений Maxima. (ПО для решения задач аналитических (символьных) вычислений): Учебное пособие / Н.А. Стахин. – М., 2008. - 86 с.
5. Официальный сайт компании Eclipse Foundation [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://eclipse.org>.
6. Страуструп Б. Язык программирования C++ / Бьерн Страуструп. - Специальное издание [3-е изд.]. - Изд-ва: Бином, Невский Диалект, 2004. - 1104 с.

Надійшла до редакції 16.03.2013

Рецензент: В.Г. Неченаєв

А.Е. ВОРОНОВ

Східноукраїнський національний університет імені Володимира Даля МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ ПАРАМЕТРІВ ІНСТРУМЕНТА ГІПЕРБОЛОЇДНОЇ ФОРМИ

У статті показано створення комп'ютерної моделі зубчастої гіперболоїдної поверхні, яка утворюється в результаті процесу зачеплення гіперболоїдного зубчастого колеса з циліндричним зубчастим колесом. Розглянуто основні програмні пакети, що дозволяють отримати складну систему рівнянь, які описують модель зубчастої гіперболоїдної поверхні, з простіших рівнянь, за значенням їхніх взаємозв'язків і послідовностей виведення проміжних результатів. Отримана модель являє собою математико-програмний результат і може бути використана для знаходження оптимальної геометрії гіперболоїдного зубчастого колеса і

візуального представлення процесу зачеплення його з циліндричним зубчастим колесом у довільний момент часу.

Ключові слова: гіперболоїдне зубчасте колесо, циліндричне зубчасте колесо, зачеплення, математична модель.

A.E. VORONOV

Volodymyr Dahl East Ukrainian National University

**METHODS OF DEFINING OPTIMAL PARAMETERS
OF A HYPERBOLOID-SHAPED TOOL**

The article presents a computer model of a hyperboloid gear surface obtained as a result of hyperboloid gear engagement with the cylinder gear wheel. Major program packages allowing obtaining a complicated system of equations describing the model of hyperboloid gear surface have been examined. Derivation of such a system originates from more simple equations, pointing at their interconnections and sequences of intermediate results input. Several isolated moduli are united into one program. For analytical solution equations obtained from space location of two bodies in space and in the given moment of time are used. Some equations are derived from expressions of two coordinate systems connected with bodies under investigation in a unified coordinate system. Equation of continuity of machine-tool engagement allows to single out the sought-for surface out of family of curves. Analytical solution describing sought-for hyperboloid surface is performed with the help of mathematical package Maxima. Solution of the system and data visualization are performed with the help of Eclipse SDK – free integrated environment of development of moduli cross-platform appendixes which is developed and supported by Eclipse Foundation. In Eclipse SDK environment the program is developed with the help of compiled, supporting object-oriented programming C++ language. Formation of data base is a result of algorithm work. The data base contains information about hyperboloid gear surface points. Information about surface points allows to present graphical visualization of hyperboloid gear surface with the help of program environment OpenGL. Thus, the program allows to derive mathematical model of hyperbola gear surface which can engage with cylindrical gear and to obtain isolated points of sought-for surface. It also allows to compile a unified surface from the points as well as visualize the results of calculations. The program may be helpful while making multiple calculations in order to select optimum characteristics of hyperboloid instruments. It is also useful in deriving solutions having similar information about instrument in question. Such information can be investigated both numerically and graphically at any given moment of time.

Keywords: hyperboloidal gear, spur gear, toothing, mathematical model.

УДК 621.95.02

Ю.О. ГРИНЬОВ (канд. техн. наук., доцент), mc@mech.dgtu.donetsk.ua**В.В. КУНДЕУС** (студент)**О.О. ЯСТРЕБ** (студент)

ДВНЗ «Донецький національний технічний університет»

А.Б. ВОЄВОДІН (канд. техн. наук, доцент)**Т.А. ВОЄВОДИНА** (асистент)

Приазовський державний технічний університет, м. Маріуполь

ВИЗНАЧЕННЯ ДИНАМІЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНОГО СВЕРДЛА

За допомогою розрахункової динамічної моделі збірного свердла, як системи з розподіленими параметрами, визначені його динамічні параметри. Результати розрахунків за моделлю порівняно з результатами чисельного моделювання та експериментальних досліджень. Розроблені моделі в подальшому будуть використані для дослідження впливу конструктивних параметрів збірних свердел та режимів обробки на коливання інструменту.

Ключові слова: збірне свердло, коливання, динамічна модель, чисельне моделювання, амплітуда.

Вступ

В теперішній час обробка отворів в залізничних рейках, які мають твердість до 38 HRC₃, здійснюється за допомогою збірних свердел оснащених твердосплавними змінними багатогранними пластинами (ЗБП) (рис. 1). В роботах [1 - 3] відзначається, що такі конструкції мають достатньо низьку працездатність, що пов'язано з умовами роботи збірного свердла та особливостями його конструкції. Частіш всього, причинами передчасної втрати працездатності збірних свердел є викришування різальних кромки та відколи вершин різальних пластин [4]. В роботі [1] такі пошкодження пов'язують в першу чергу з недостатньою жорсткістю технологічної системи, що викликає негативні динамічні явища під час обробки у вигляді надмірних коливань та ударів між різальними пластинами та оброблюваним отвором. Складовою частиною технологічної системи є збірне свердло, конструкція якого впливає на її загальну жорсткість. Для того щоб оцінити внесок коливань збірного свердла у розвиток динамічних процесів в технологічній системі під час обробки, необхідно розробити динамічну модель свердла, яка дозволить максимально точно врахувати його конструктивні особливості та умови роботи. З точки зору авторів роботи [5], вирішити цю задачу можливо за рахунок створення параметричної моделі збірного свердла. В зв'язку з цим в даній статті вирішується задача розробки параметричної динамічної моделі збірного свердла та визначення його динамічних параметрів.

Основна частина

З точки зору динаміки, умови закріплення і роботи осьових інструментів для обробки отворів можна охарактеризувати чотирма основними динамічними схемами з розподіленими параметрами (рис. 2) [5].



Рис. 1. Загальний вигляд збірного свердла з механічним кріпленням ЗБП

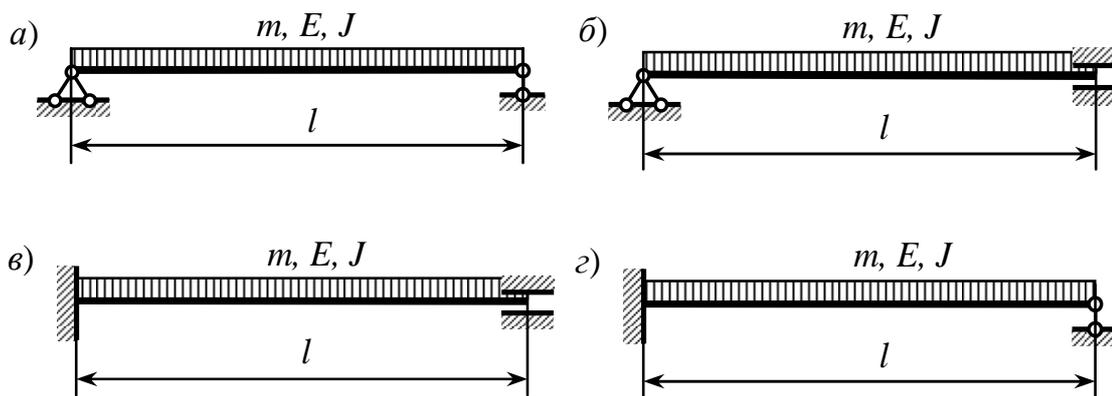


Рис.

2. Характерні динамічні розрахункові схеми осевого інструменту

Умовам закріплення і роботи осевого інструменту для обробки отворів свердлінням найточніше відповідає схема з шарнірним закріпленням на кінцях (рис. 2. а). Аналіз геометричних параметрів конструкції свердла з ЗБП показав, що по довжині таких інструментів існують чотири основні ділянки (рис. 3) - хвостова частина 1 з постійним поперечним перерізом, циліндрична частина 2 з постійним поперечним перерізом, робоча частина 3 із змінним поперечним перерізом і робоча частина 4 з постійним поперечним перерізом.

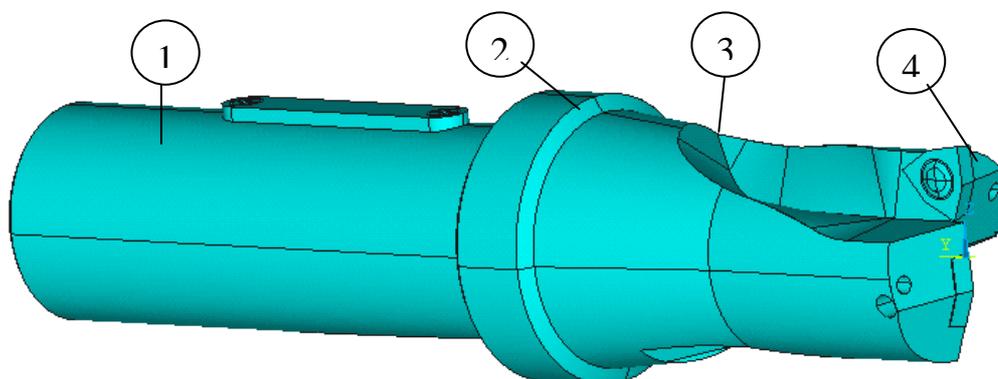


Рис. 3. Тривимірний модель свердла з твердосплавними змінними багатограними пластинами

Тоді, нехтуючи скругленнями і перехідними ділянками, розрахункову динамічну модель такого інструменту можна представити у вигляді чотириступінчастої вагової балки (рис. 4). Визначимо розрахункові параметри динамічної моделі осевого інструменту на основі такої схеми.

Для отримання розрахункових залежностей використовуємо рівняння зігнутої осі при поперечних коливаннях вагового стержня у формі початкових параметрів [5]

$$y(x, t) = \left(y_i A_{kx} + \frac{\Theta_i}{k} B_{kx} + \frac{M_i}{k^2 E \cdot J} C_{kx} + \frac{P_i}{k^3 E \cdot J} D_{kx} \right) \sin \omega t, \quad (1)$$

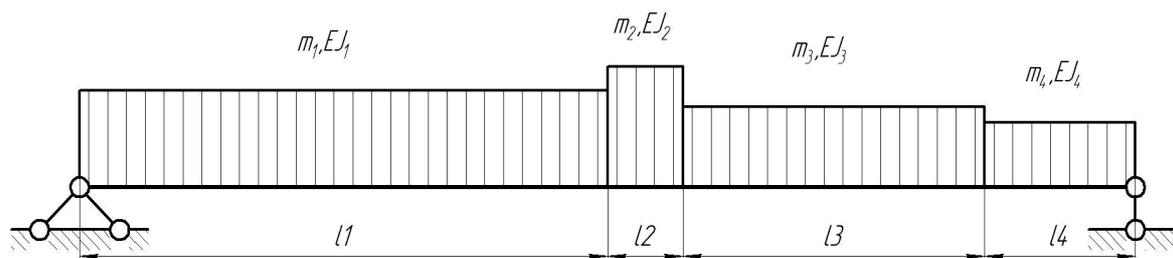


Рис. 4. Динамічна розрахункова модель свердла як системи з розподіленими параметрами

$$\text{де } A_{kx} = \frac{\text{ch}kx + \cos kx}{2}, \quad B_{kx} = \frac{\text{sh}kx + \sin kx}{2}, \quad C_{kx} = \frac{\text{ch}kx - \cos kx}{2}, \quad D_{kx} = \frac{\text{sh}kx - \sin kx}{2}$$

- динамічні функції академіка Крилова [6]; y_i , Θ_i , M_i , і P_i – початкові параметри (відповідно переміщення, кут повороту, момент, що вигинає, і поперечна сила на початку координат);

$$k = 4 \sqrt{\frac{m\omega^2}{EJ}} \quad (2)$$

- характеристичний динамічний параметр [6]; E – модуль пружності матеріалу інструменту; J – момент інерції поперечного перерізу; m – погонна маса; ω – власна частота коливань.

Диференціюючи (1), можна отримати рівняння зміни кутів повороту $\Theta(x)$, моментів, що вигинають $M(x)$, і поперечних сил $Q(x)$ в перерізі з координатою x

$$\Theta(x) = k \cdot y_i D_{kx} + \Theta_i A_{kx} + \frac{M_i}{k \cdot E \cdot J} B_{kx} + \frac{P_i}{k^2 E \cdot J} C_{kx}, \quad (3)$$

$$M(x) = k^2 E \cdot J \cdot y_i C_{kx} + k \cdot E \cdot J \cdot \Theta_i D_{kx} + M_i A_{kx} + \frac{P_i}{k} B_{kx}, \quad (4)$$

$$Q(x) = k^3 E \cdot J \cdot y_i B_{k_0x} + k^3 E \cdot J \cdot \Theta_i C_{kx} + k \cdot M_i D_{kx} + P_i A_{kx}. \quad (5)$$

За методикою, що викладено у роботі [5], переходимо послідовно від першої ділянки свердла (див. рис. 3) до четвертої і перераховуємо рекурентні коефіцієнти m та ρ .

$$m_i = m_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + m''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i},$$

$$\begin{aligned} \rho_i &= \rho_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i} + \rho''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{D_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^3 \beta_i}, \\ m'_i &= m_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + m'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}, \\ \rho'_i &= \rho_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i \beta_i} + \rho'''_{i-1} \frac{C_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i^2 \beta_i}, \\ m''_i &= m_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}, \\ \rho''_i &= \rho_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i \beta_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} \frac{B_{k\alpha_i l_i}}{\alpha_i}, \\ m'''_i &= m_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + m'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + m''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + m'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}, \\ \rho'''_i &= \rho_{i-1} \alpha_i^3 \beta_i B_{k\alpha_i l_i} + \rho'_{i-1} \alpha_i^2 \beta_i C_{k\alpha_i l_i} + \rho''_{i-1} \alpha_i D_{k\alpha_i l_i} + \rho'''_{i-1} A_{k\alpha_i l_i}. \end{aligned}$$

Тоді для i -ої ділянки (з умовою $i \neq 1$) значення прогину, кута повороту, моменту що вигинає та поперечної сили визначаються за наступними залежностями

$$y_i(l_i) = \frac{\Theta_0}{k} m_i + \frac{P_0}{k^3 E \cdot J} \rho_i, \quad (6)$$

$$\Theta_i(l_i) = \Theta_0 m'_i + \frac{P_0}{k^2 E \cdot J} \rho'_i, \quad (7)$$

$$M_i(l_i) = k \cdot E \cdot J \cdot \Theta_0 m''_i + \frac{P_0}{k} \rho''_i, \quad (8)$$

$$Q_i(l_i) = k^2 E \cdot J \cdot \Theta_0 m'''_i + P_0 \rho'''_i. \quad (9)$$

Для даної схеми осевого інструменту були отриманні за допомогою рівнянь (6 – 9) значення параметрів Y , θ , M , Q . На кінці інструменту (ділянка 4) вони склали:

$$Y_4(l_4) = 1,65 \text{ мкм}; \theta_4(l_4) = 1,71 \cdot 10^{-3} \text{ рад}; M_4(l_4) = 5,737 \text{ Н}\cdot\text{м}; Q_4(l_4) = 1,668 \cdot 10^3 \text{ Н}.$$

З метою оцінки адекватності розглянутої динамічної моделі свердла використаємо для дослідження динамічних характеристик моделі збірного свердла пакет чисельного моделювання Ansys.

Для цих цілей було створено програму, в якій розроблено модель збірного свердла (рис. 5), та проведено кінцево-елементну дискретизацію моделі в автоматичному режимі (рис. 6). У якості кінцевого елемента було обрано Solid 95, який має вісім вузлів. Він в змозі використовувати нерегулярну форму сітки без втрати точності. Елемент SOLID95 має спільні форми переміщень і в змозі описувати моделі з викривленими межами.

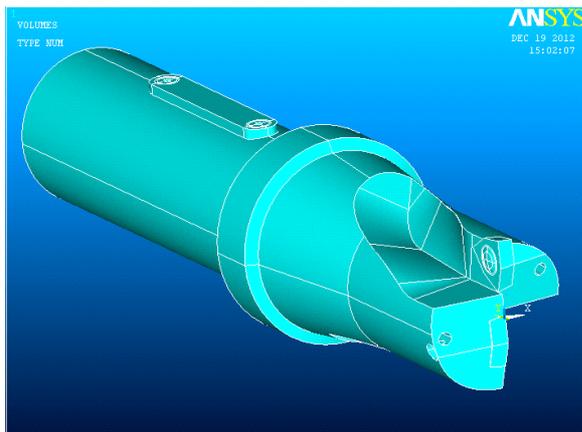


Рис. 5. Загальний вид моделі свердла зі змінними ЗБП

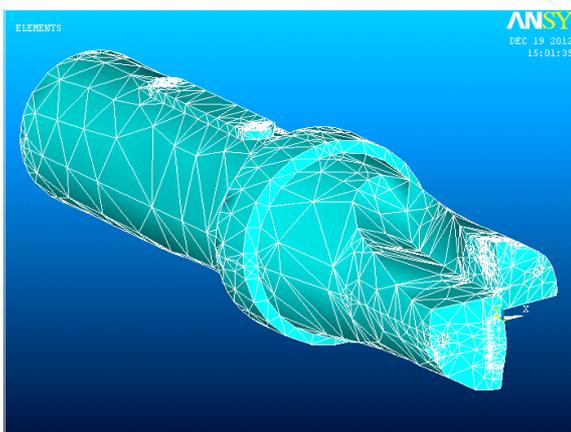


Рис.6. Кінцево-елементна дискретизація моделі свердла зі змінними ЗБП

На наступному етапі було накладено граничні умови на елементи свердла, та прикладено сили навантаження (рис. 7), що відповідають розрахованим складовим сили різання в роботах [4, 7].

В результаті розрахунку було визначено власні частоти коливання інструменту та амплітуди власних коливань. Результати аналізу для першої власної частоти, яка складає $\omega = 802$ Гц. представлено у вигляді розподілу власних коливань (рис.8).

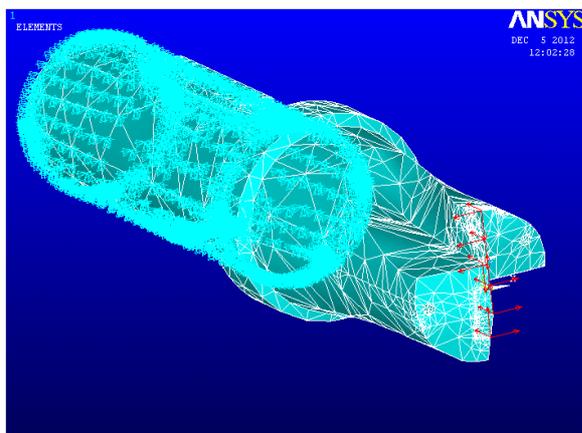


Рис. 7. Граничні умови та сили навантаження, що прикладені до елементів свердла

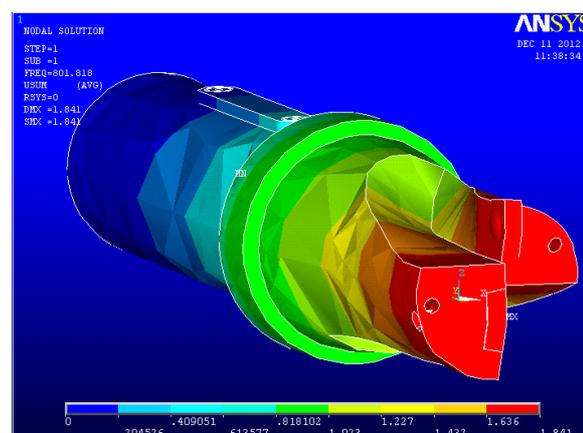


Рис. 8. Сумарні результати аналізу за трьома осями для першої власної частоти

Для порівняння зведемо результати аналізу за допомогою математичного моделювання та чисельного моделювання до таблиці 1.

Табл. 1. Динамічні параметри збірного свердла

Параметр	Математичне моделювання	Метод кінцевих елементів	Похибка, %
ω , Гц.	797	802	0,62
Y, мкм.	1,65	1,83	9,83

Порівняння власних частот, отриманих двома методами, показує, що прийняті в математичній моделі припущення, пов'язані з спрощеннями геометрії корпусу свердла, виявилися несуттєвими, а похибка не перевищує 1%.

З метою порівняння результатів розрахунку за моделями з реальними значеннями частоти та амплітуди коливань, які виникають під час свердлення, проводились експериментальні дослідження. На рисунку 9 наведено спектрограму радіальних коливань технологічної системи під час обробки. Аналіз спектрограми показав, що амплітуда коливань, яка відповідає частоті близькій до розрахункової власної частоти коливання свердла, дорівнює 0,13 мкм. Розрахункові амплітуди коливань (див. табл. 1) складають: 1,65 мкм та 1,83 мкм відповідно при розрахунку за допомогою динамічної моделі та у результаті чисельного моделювання. Як видно, реальна амплітуда коливань збірного свердла значно менша ніж розрахункові, що може бути пов'язано з впливом чинників, які не враховуються у розроблених моделях, та недостатньою жорсткістю інших елементів технологічної системи, яка викликана особливостями пристосування для експериментальних досліджень.

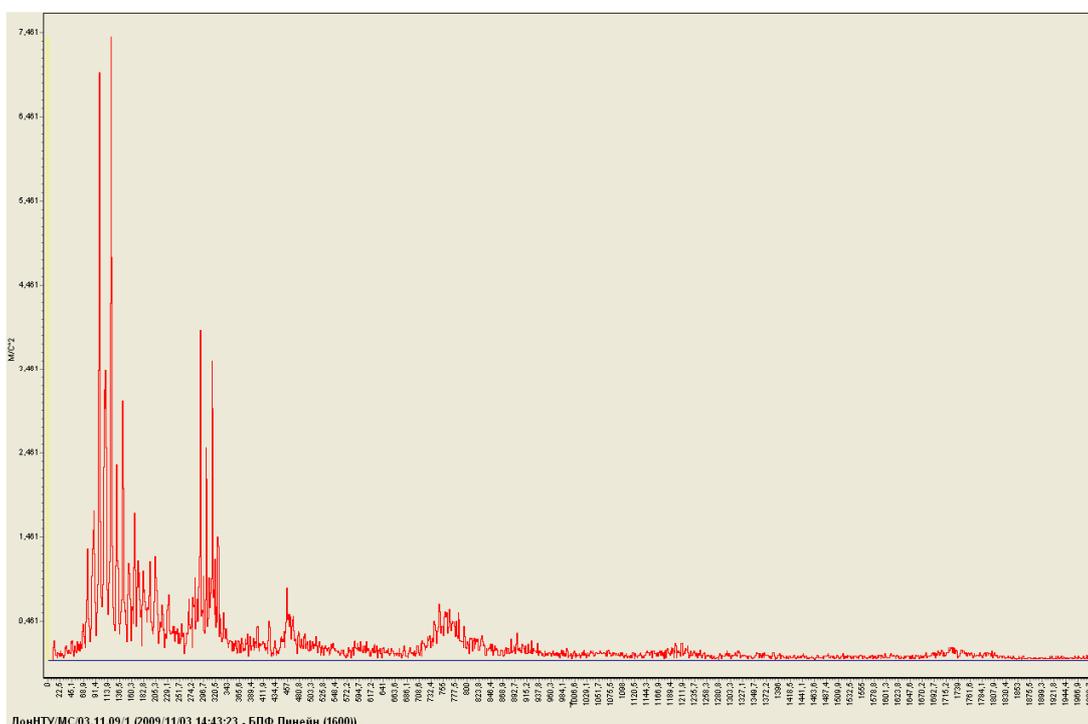


Рис. 9. Спектрограма радіальних коливань технологічної системи

Висновки

Розглянута математична динамічна модель осьового інструменту дозволяє визначити динамічні параметри збірного свердла. При цьому результати розрахунків за допомогою даної моделі практично співпадають з результатами чисельного моделювання динамічних процесів у свердлі. Це дозволяє використовувати динамічну модель свердла на стадії проектування інструменту при прогнозуванні впливу геометричних параметрів свердла зі ЗБП та режимів обробки на його динамічні характеристики.

З метою коригування умов та результатів розрахунків за допомогою динамічної моделі для досягнення їх адекватності експериментальним даним, необхідно провести низку досліджень у виробничих умовах, які дозволять отримати дані щодо впливу геометричних параметрів збірного свердла та режимів обробки на динамічні процеси.

Список літератури

1. Петрушин С.И. Геометрический и силовой анализ сборных сверл со сменными многогранными пластинами. / С.И. Петрушин, А.А. Баканов, А.В. Махов //Технология машиностроения, Вып. 10(64), 2007. – С. 27 – 30.
2. Баканов А.А., Работоспособность сверл с СМП при сверлении железнодорожных рельсов / А.А. Баканов, С.И. Петрушин // Современные проблемы машиностроения: Труды III Междунар. Научно-техн. конф. – Томск: Изд_во ТПУ, 2006. – С. 186–189.
3. Воеводіна Т.А. Визначення напружено-деформованого стану збірного свердла /Т.А. Воеводіна, В.В. Кундеус, Ю.О. Гриньов //Прогресивні напрямки розвитку машино-приладобудівних галузей та транспорту: матеріали міжнар. наук.-техн. конф. студентів, аспірантів та молодих вчених, Севастополь, 17 – 19 квітня 2012 р. – Севастополь: СевНТУ, 2012. – С. 178 – 180.
4. Гриньов Ю.О. Розподіл складових сили різання вздовж різальних кромок багатограничних непереточуваних пластин при свердленні збірними свердлами / Ю.О. Гриньов, О.В. Мірошніченко, Т.А. Воеводіна //Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. 2012. - Вип. 29. – С. 24-28.
5. Татьянченко О.Г. Динамічна модель осьового інструмента / О.Г. Татьянченко, З.С. Сергеечев // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк, 2010. – №7. – С. 108–113.
6. Киселев В.А. Строительная механика. Спец. курс.: динамика и устойчивость сооружений: [учеб. для вузов по спец. "Автомобильные дороги", "Мосты и тоннели" и "Стр-во аэродромов"] / В.А. Киселев. – [3-е изд., испр. и доп.] – М.: Стройиздат, 1980. – 616с.
7. Гриньов Ю.О. Визначення складових сили різання при свердлінні збірними свердлами. /Ю.О. Гриньов, О.В. Мірошніченко, Т.А. Воеводіна, А.Б. Воеводін, В.В. Кундеус //Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. 2012. - Вип. 43. – С. 114 – 119.

Надійшла до редакції 17.04.2013

Рецензент: Кисельова І. В.

Ю.А. ГРИНЕВ, В.В. КУНДЕУС, Е.А. ЯСТРЕБ

Донецкий национальный технический университет

А.Б. ВОЕВОДИН, Т.А. ВОЕВОДИНА

Приазовский государственный технический университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СБОРНОГО СВЕРЛА

С помощью расчетной динамической модели сборного сверла, как системы с распределенными параметрами, определены его динамические параметры. Результаты расчетов по модели сравнивались с результатами численного моделирования и экспериментальных исследований. Разработанные модели в дальнейшем будут использоваться для исследования влияния конструктивных параметров сборных сверл и режимов обработки на колебания инструмента.

Ключевые слова: сборное сверло, колебания, динамическая модель, численное моделирование, амплитуда.

Y.A. GRINYOV, V.V. KUNDEUS, E.A. YASTREB

Donetsk National Technical University

A.B. VOYEVODIN, T.A. VOYEVODINA

Priazovsky State Technical University

MODULAR DRILL DYNAMIC PARAMETERS DETERMINATION.

The characteristic structural dynamic models of axial tool are considered. The model is chosen, which is most corresponding to machining conditions. On the basis of structural model the dynamic model of modular drill as a system with distributed parameters is formed, and by means of this model the dynamic parameters of the tool are determined. The values of deflection, rotation angle, bending moment and shear force are calculated. In order to confirm the adequacy of the structural dynamic model a numerical simulation and experimental studies of machining by modular drill are carried out.. Numerical simulation was carried out using a specially written program under ANSYS. Experimental studies were performed in the laboratory conditions with the use of special clamping and measuring devices for defining the components of the cutting force and torque, as well as for the analysis of the spectrum of vibrations. The comparison of the results of the numerical modeling and analysis of the dynamic model is almost the same. This outcome allows using the structural dynamic model at the stage of the design of modular tool to study the effect of design parameters of drill and cutting conditions on its dynamic characteristics. In order to define more exactly the conditions and results of calculations using a dynamic model, and to achieve its agreement to the experimental data, it is necessary to carry out a number of additional experimental studies in production conditions. These studies will enable to take data on the effect of geometric parameters of modular drill and cutting conditions on the dynamic processes in the actual machining system. The proposed models will be used in the future to study the effect of design parameters of modular drills and cutting conditions on vibration of axial tool.

Keywords: modular drill, oscillations, dynamical model, numerical simulation, amplitude.

Створення і застосування прогресивних технологій в машинобудуванні

УДК 621.9.015

П.А. КАМОРКИН (канд. техн. наук, ст. преподаватель), kamorkin@mail.ru
Запорожский национальный технический университет

ПРИМЕНЕНИЕ ФИЛЬТРА ГАУССА ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРОФИЛЬНЫМ МЕТОДОМ

Профильный метод определения геометрических параметров качества поверхности основан на разделении общего профиля исследуемой поверхности на основной профиль, профиль шероховатости и волнистости с помощью волновых фильтров. Одним из них является фильтр Гаусса, применение которого сдерживается недостаточным освещением в литературе. Предложен программный код и способ использования фильтра Гаусса. Приведены результаты исследований работы фильтра для различных диапазонов длин волн. Определены основные параметры и передаточные характеристики фильтра, а так же его недостатки.

Ключевые слова: фильтр Гаусса, шероховатость, волнистость, профиль, передаточная характеристика, длина волны.

Введение

Актуальной задачей современного машиностроения является обеспечение высоких эксплуатационных качеств деталей машин, которые в значительной мере обеспечиваются геометрическими параметрами качества поверхностного слоя.

В настоящее время, в мировой практике, широкое распространение получает профильный метод оценки качества поверхности, основанный на разделении общего профиля (символьная запись трассы центра радиуса щупа) исследуемой поверхности на несколько профилей с разной длиной волны при помощи фильтра. Наиболее широкое распространение получил 2RC фильтр, у которого передаточная характеристика коротковолновой составляющей сигнала существенно хуже, чем у фильтра Гаусса (см. рис.1), предусмотренного стандартом ISO 16610 [1].

Вместе с тем, публикаций о применении фильтра Гаусса недостаточно. В основном это интернет издания, посвященные его применению в теле-радио технике или в качестве инструмента в графическом редакторе [2 – 5]. Изложенные в них материалы не позволяют создать программный код фильтра Гаусса для оценки геометрических параметров качества поверхности.

Цель работы – разработка программного обеспечения фильтра Гаусса для оценки геометрических параметров качества поверхности и исследование его параметров и характеристик.

Основное содержание и результаты работы

Фильтрацией в широком смысле называется любое преобразование обрабатываемых сигналов с целью изменения соотношения между их различными компонентами. Чаще всего путем фильтрации проводится выделение из сигнала его части, спектр которой лежит в определенной области (полосе пропускания).

При фильтрации сигналов решаются два основных типа задач: выделение полезного сигнала, наблюдаемого на фоне помех, и частотный анализ.

При оценке качества поверхности профильным методом это сводится к:

- обнаружению детерминированного сигнала на фоне помех;
- разделению полученного сигнала на длинноволновую (профиль волнистости) и коротковолновую (профиль шероховатости) составляющие.

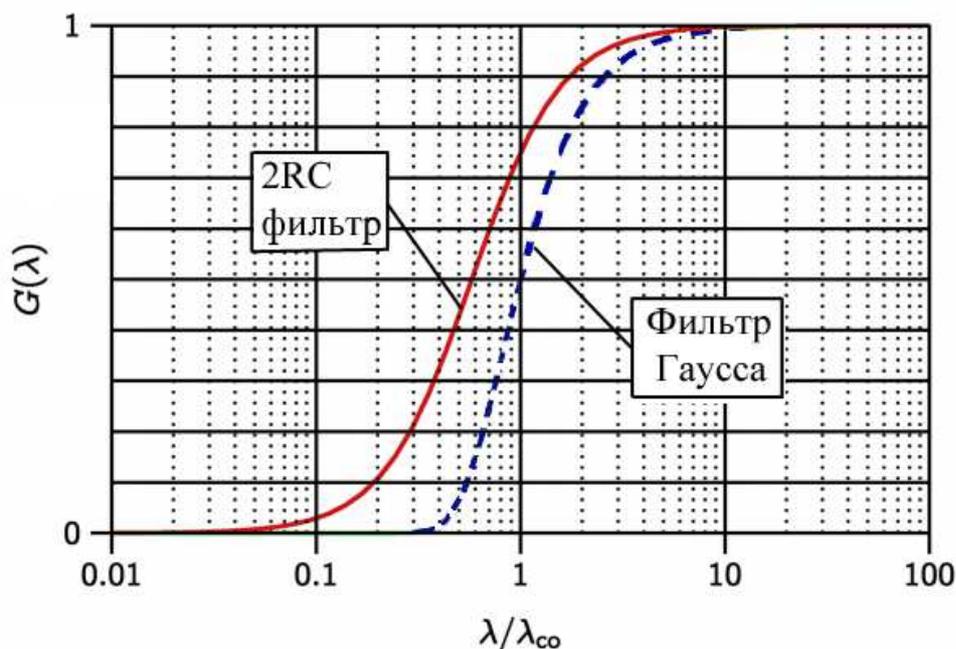


Рис. 1. Передаточные характеристики фильтров

В обоих случаях фильтрация используется для того, чтобы в исходном сигнале $z(x)$ отделить длинноволновый компонент $w(x)$ от коротковолнового $r(x)$ (рис. 2) [7].

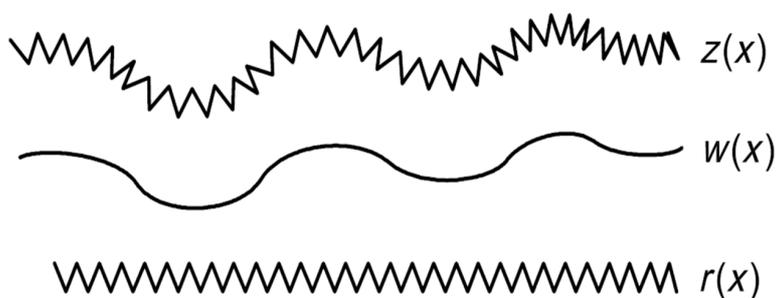


Рис. 2. Сигнал и его компоненты

При подавлении помех (шума) длинноволновой составляющей является детерминированный сигнал, представляющий собой основной профиль. В дальнейшем, фильтрация основного профиля позволяет получить профиль волнистости, а вычитание последнего из основного профиля приводит к получению профиля шероховатости. В обоих случаях работает так называемый длинноволновый фильтр. Т.е. фильтр, выделяющий длинноволновую составляющую.

Работа фильтра Гаусса основана на вычислении весовой функции, определяющей вес текущей точки определяемого профиля по 6σ интервалу исходного профиля.

Весовая функция фильтра Гаусса, приведенная в [8], определяется уравнением:

$$S(x) = \frac{1}{\alpha\lambda} \exp\left[-\pi\left(\frac{x}{\alpha\lambda}\right)^2\right], \quad (1)$$

где: x – текущее значение фильтруемого сигнала;

λ – длина волны отсечки;

α - константа, определяемая уравнением:

$$\alpha = \sqrt{\frac{\log 2}{\pi}} = 0.4697 . \quad (2)$$

После преобразования [8] весовой функции (1), вызванного введением дискретной переменной k , формула весовой функции примет вид:

$$S_k = \frac{1}{C} \exp \left[-\pi \left(\frac{\Delta x}{\alpha \lambda} \right)^2 k^2 \right], \quad (3)$$

где: Δx - интервал дискретизации;

k - номер точки в массиве S ;

C - константа, вычисляемая по формуле:

$$C = \sum_k \exp \left[-\pi \left(\frac{\Delta x}{\alpha \lambda} \right)^2 k^2 \right]. \quad (4)$$

В ходе фильтрации [7] исходного вектора z осуществляется его преобразование в соответствии с выражением:

$$w = S \cdot z , \quad (5)$$

где: w - массив, преобразованный в ходе фильтрации профиля;

S - массив значений весовой функции;

z - массив, подвергаемый фильтрации.

Для определения значений параметров качества поверхности разработано программное обеспечение в среде многофункциональной интегрированной системы автоматизации математических и научно-технических расчетов «MatLab».

Реализация фильтра Гаусса осуществляется в виде функции GaussianFilter, в которой использовались следующие обозначения:

z - исходный вектор высот неровностей;

λ - длина волны отсечки λ (мм), значение задается в соответствии с выполняемой задачей;

dx - интервал дискретизации, определяемый при записи общего профиля (в наших исследованиях его значение принято 0,0001 мм);

n - количество соседних точек, которое учитывается в фильтрации и соответствует интервалу 3σ .

Программный код, определяющий работу фильтра Гаусса, получил следующее выражение:

```
function w=GaussianFilter(z,lambda,dx,n)
n=fix(A*lambda*(1/dx)); % - количество точек, учитываемых при фильтрации
m=length(H);
w=zeros(m,1);
s=zeros(2*n+1,1);
alpha=sqrt(log(2)/pi); % - константа  $\alpha$  - уравнение (2)
```

```

k=-n:n;
C=sum(exp(-pi*((dx/(alpha*lambda))^2)*(k.^2))); % - константа C - уравнение (4)
k=-n:n; % - вычисление значений массива S - уравнение (3)
s=(1/C)*exp(-pi*((dx/(alpha*lambda))^2)*(k.^2));
w=conv(H,s,'same'); % - вычисление преобразованного массива w - уравнение (5)

```

Важнейшим параметром, характеризующим работу фильтра Гаусса, является пропускание 50% амплитуды волны, длина которой равна длине волны отсечки.

Для изучения передаточных характеристик фильтра, обусловленных работой функции «GaussianFilter», генерировался синусоидальный сигнал, с изменяемой длиной волны в пределах, достаточных для иллюстрации его работы, для каждой длины волны отсечки, используемой при определении параметров профиля шероховатости в соответствии с ДСТУ ISO 4287-2002 [9] и ДСТУ ISO 4288-2001 [10]. Для изучения выбран ряд длин волн отсечки – 0,025 мм, 0,08 мм, 0,25 мм, 0,8 мм, 2,5 мм, 8 мм, позволяющих продемонстрировать работу фильтра в широком диапазоне.

На рис. 3 показана передаточная характеристика разработанного фильтра, откуда видно, что при длинах волн синусоиды, существенно меньших длины волны отсечки, передаваемая часть амплитуды незначительна. При увеличении длины волны синусоиды доля передаваемой амплитуды растет. При совпадении величины длины волны синусоиды и длины волны отсечки передается 50% амплитуды исходного сигнала. В ходе дальнейшего увеличения длины волны синусоиды пропускаемая амплитуда растет и при 20 кратном превышении длины волны отсечки достигает 99,8% исходного сигнала.

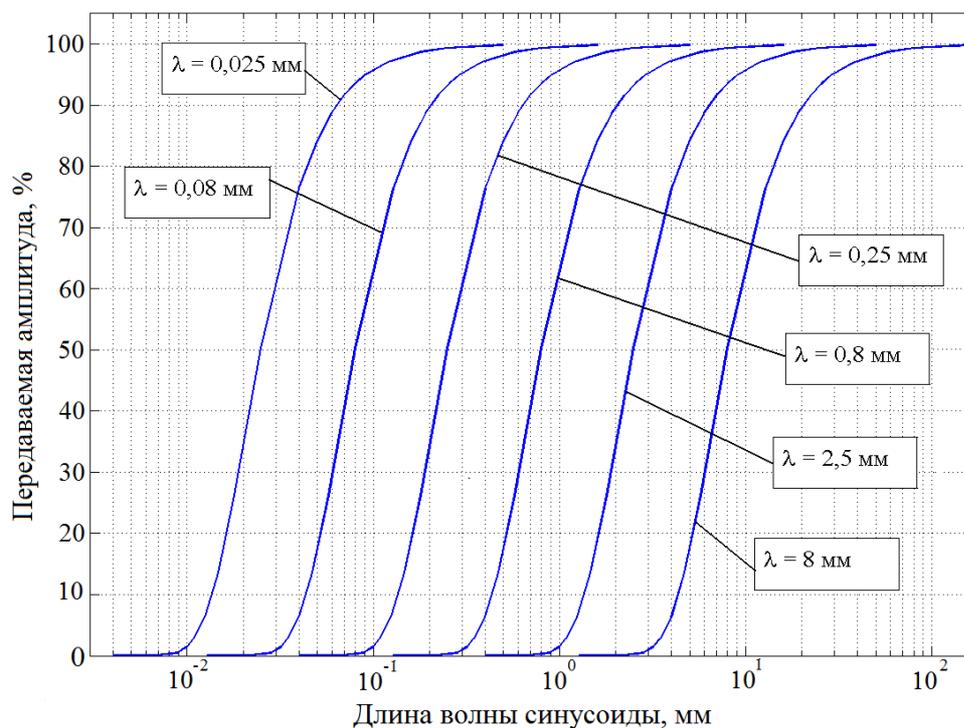


Рис. 3. Передаточная характеристика фильтра Гаусса (длинноволновый фильтр)

Представленные передаточные характеристики фильтра, получаемые в результате работы функции «GaussianFilter», соответствуют требованиям, предъявляемым к работе фильтра Гаусса.

Особенностью фильтра Гаусса является наличие краевого эффекта, заключающегося в отклонении средней линии получаемого сигнала от номинального положения в начале и в конце профиля. Для изучения краевого эффекта, получаемого в результате применения функции «GaussianFilter», сгенерирован синусоидальный сигнал с длиной волны 5 мм, который проходит через фильтр с длиной волны отсечки λ равной 5 мм и 10 мм.

Как видно из рис. 4, краевой эффект образуется в начальной и в конечной частях синусоиды и присутствует при работе фильтра с длиной волны отсечки 5 и 10 мм. Проявление краевого эффекта обусловлено спецификой работы фильтра и наблюдается на расстоянии $0,6\lambda$ от начала или окончания изучаемого профиля, что обусловлено способом определения количества соседних точек весовой функции, используемых при работе фильтра Гаусса.

Краевой эффект является недостатком работы фильтра Гаусса, так как длина изучаемого образца может быть достаточно короткой. Как видно из рис. 4, для устранения влияния краевого эффекта необходимо оценку геометрических параметров профиля волнистости производить на участке, начало и конец которого, отстоят на величину равную $0,6$ длины волны отсечки. На параметры профиля шероховатости, определенные на том же участке, что и волнистость, краевой эффект оказывать влияния не будет.

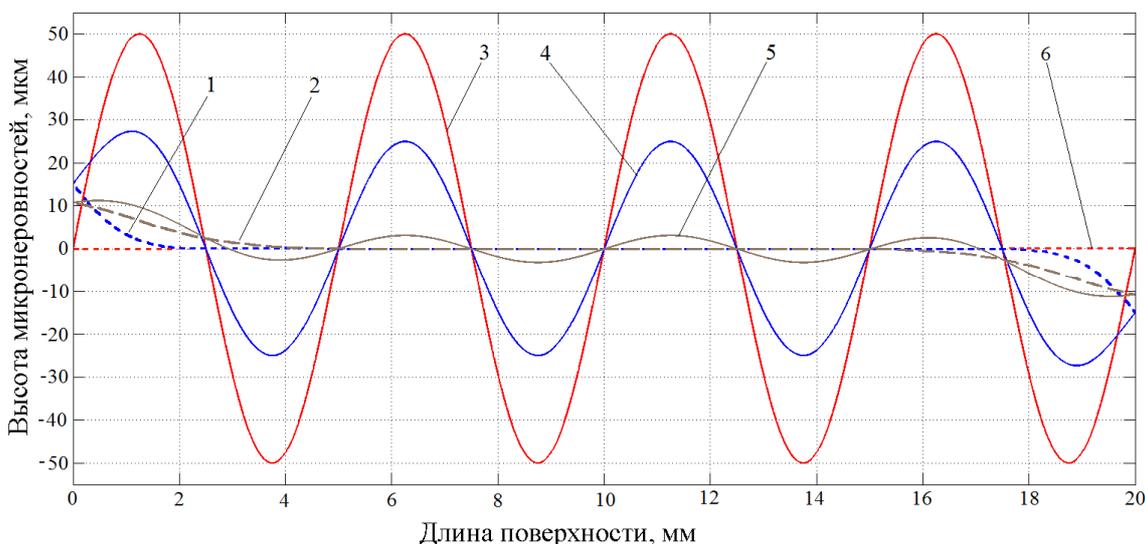


Рис. 4. Краевой эффект фильтра Гаусса

1 - средняя линия при $\lambda=10$ мм; 2 - средняя линия при $\lambda=5$ мм; 3 - исходная синусоида; 4 - синусоида, полученная при $\lambda = 5$ мм; 5 - синусоида, полученная при $\lambda=10$ мм; 6 - средняя линия исходной синусоиды

Стабильность работы фильтра Гаусса зависит от величины интервала соседних точек, которым оперирует весовая функция. Этот интервал задается во второй строке программы ($n=\text{fix}(A*\lambda*(1/dx))$;) и регулируется коэффициентом A , так как параметры λ (длина волны отсечки) и dx (интервал дискретизации) определяются условиями эксперимента.

Передаточная характеристика фильтра Гаусса должна монотонно изменяться во всем интервале обрабатываемых сигналов и иметь функционально обусловленный вид. При недостаточном интервале соседних точек такая монотонность нарушается (рис. 5).

В области малых длин волн, при использовании коэффициента $A = 0,6$, наблюдается заметное отклонение поведения передаточной характеристики от функциональ-

но обусловленного, что выражается в нарушении монотонного уменьшения величины передаваемого сигнала. Этот недостаток устраняется увеличением значения коэффициента до значения $A = 0,8$. Дальнейшее увеличение коэффициента A до значения $1,0$ не приводит к заметному изменению передаточной характеристики, но при больших значениях λ существенно замедляет работу программы.

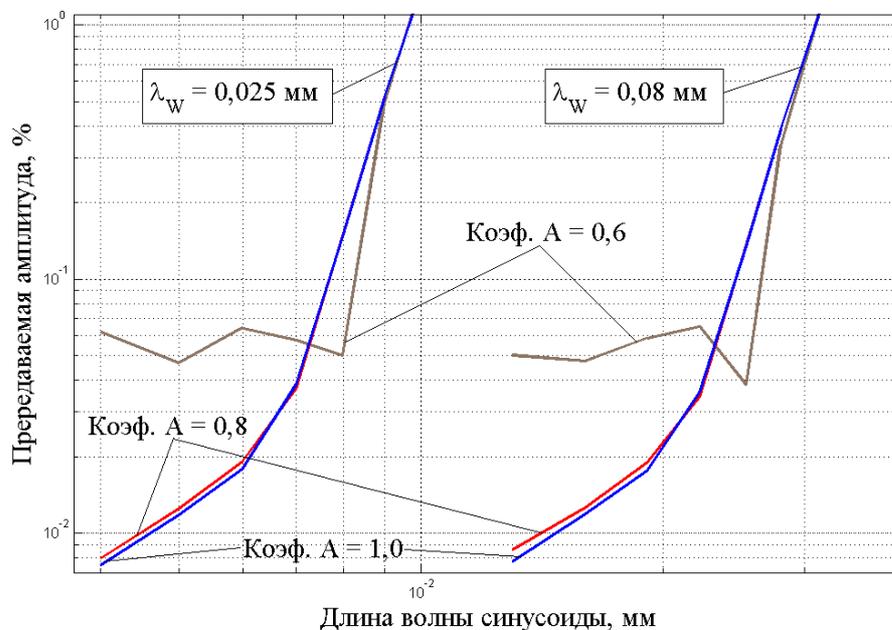


Рис. 5. Влияние коэффициента A на вид передаточной характеристики фильтра Гаусса

Таким образом, в программном коде функции фильтра Гаусса рекомендуется использовать значение коэффициента $A = 0,8$.

В результате использования фильтра Гаусса получены профилограммы поверхности маложесткого образца, обработанного однозубой концевой фрезой на экспериментальном стенде при встречном фрезеровании с режимом: частота вращения – 560 об/мин; подача – 0,2 мм/зуб; глубина резания – 0,5 мм; ширина фрезерования – 3,4 мм. Фрагмент профилограммы основного профиля, профиля волнистости, профиля шероховатости и их параметры, определенные на длине оценивания равной 16 мм, выделенной из основного профиля длиной 50 мм, приведены на рис. 6.

Основной профиль получен применением профильного фильтра с длиной волны отсечки $\lambda_s = 0,0025$ мм. Для получения профиля волнистости использован фильтр с длиной волны отсечки $\lambda_f = 0,77$ мм.

Приведенный пример показывает эффективность применения профильного метода для комплексной оценки геометрических параметров качества поверхности с применением фильтра Гаусса, позволяющего получать как интегрированную оценку – параметры основного профиля, обозначенные английской литерой “R”, так и дифференцированные оценки составляющих профилей: волнистости (литера “W”) и шероховатости (литера “R”).

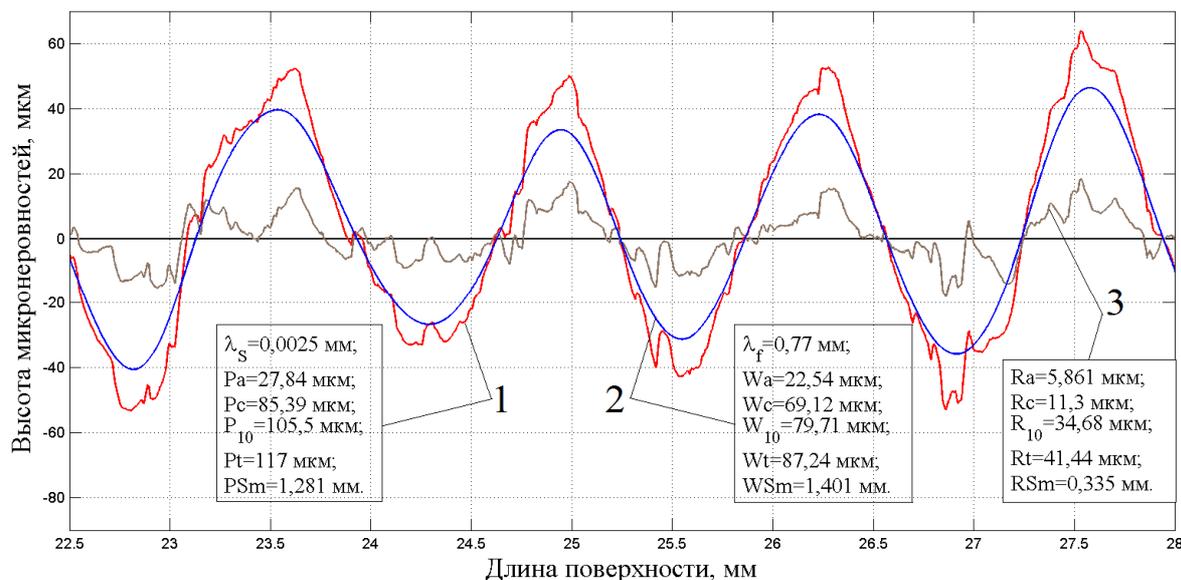


Рис. 6. Применение фильтра Гаусса для оценки геометрических параметров качества поверхности профильным методом
1 - основной профиль и его параметры; 2 - профиль волнистости и его параметры; 3 - профиль шероховатости и его параметры

Выводы

По представленным результатам можно сделать вывод, что спроектированный фильтр Гаусса соответствует предъявляемым к нему требованиям и может быть рекомендован к применению для оценки параметров качества поверхности, проводимых профильным методом.

Оценку параметров профиля волнистости необходимо выполнять на участке, отстоящем не менее чем на 0,6 длины волны отсечки от краев общего профиля.

Список литературы

1. ISO/TS 16610:2006. Geometrical product specifications (GPS). Filtration . – ISO, 2006.
2. Расчёт кварцевых фильтров Гаусса [Электронный ресурс]. – Режим доступа: http://www.cqham.ru/trx85_78.htm, 2007.
3. MSK сигналы с гауссовой огибающей (GMSK) [Электронный ресурс]. – Режим доступа: – <http://www.dsplib.ru/content/gmsk/gmsk.html>.
4. Фильтр Гаусса [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.spsstools.ru:80/Syntax/TimeSeries/GaussianFilter.sps>, 2006.
5. Фильтр Selective Gaussian Blu [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://djvu-soft.narod.ru/bookscanlib/014.htm>
6. Ананченко В.Н. Теория измерений: Учебное пособие / В.Н. Ананченко, Л.А. Гофман. – Ростов-на-Дону: Издательский центр ДГТУ, 2002. – 214 с.
7. Geometrical product specifications (GPS). Filtration. Part 20: Linear profile filters: Basic concepts: ISO/TS 16610-20:2006. – ISO, 2006. – 14 p.
8. Geometrical Product Specifications (GPS). Surface texture: Profile method. Metrological characteristics of phase correct filters: ISO 11562:1996. – ISO, 1996.

9. Технические требования к геометрии изделий (GPS). Структура поверхности. Термины, определения и параметры структуры поверхности: ДСТУ ISO 4287-2002. (ISO 4287:1997, IDT). – Киев: ДЕРЖСТАНДАРТ УКРАЇНИ, 2002. – 16 с.

10. Технические требования к геометрии изделий (GPS). Структура поверхности. Профильный метод. Правила и процедуры оценивания структуры поверхности: ДСТУ ISO 4288-2001. (ISO 4288:1996, IDT). – Киев: ДЕРЖСТАНДАРТ УКРАЇНИ, 2002. – 10 с.

11. Geometrical product specification (GPS). Filtration. Linear profile filters: Gaussian filters: ISO 16610-21: 2011. – ISO, 2011.

Надійшла до редакції 26.02.2013

Рецензент: Л.П. Калафатова

П.А. КАМОРКІН

Запорізький національний технічний університет

ЗАСТОСУВАННЯ ФІЛЬТРУ ГАУСА ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ ГЕОМЕТРИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ ЯКОСТІ ПОВЕРХНІ ПРОФІЛЬНИМ МЕТОДОМ

Профільний метод визначення геометричних параметрів якості поверхні заснований на розділенні загального профілю досліджуваної поверхні на основний профіль, профілі шорсткості і хвилястості за допомогою хвилевих фільтрів. Одним з них є фільтр Гауса, застосування якого стримується недостатнім освітленням в літературі. Запропонований програмний код і спосіб використання фільтру Гауса. Приведені результати досліджень роботи фільтру для різних діапазонів довжин хвиль. Визначені основні параметри і передавальні характеристики фільтру та його недоліки.

Ключові слова: Фільтр Гауса, шорсткість, хвилястість, профіль, передавальна характеристика, довжина хвилі.

P.A. KAMORKIN

Zaporoizhzhia National Technical University

APPLICATION OF GAUSSIAN FILTER FOR DEFINING THE GEOMETRIC QUALITY PARAMETERS OF THE SURFACE WITH PROFILE METHOD

Actual task of modern mechanical engineering is to provide high performance of machine parts, which is largely ensured by the geometric parameters of surface layer quality.

In the world practice, profile method of estimating the quality of the surface (symbolic recording track of the center radius of the touch probe) became widespread for several profiles with different wavelengths with a filter: primary profile, waviness profile and roughness profile.

A program is developed in the software “MatLab”, allowing obtaining a basic profile and then selecting a waviness profile, and finally getting the roughness profile. Transmission characteristic of the developed filter complies with the requirements, that apply to the Gaussian filter - suppresses 50% of the amplitude of the wave, the length of which coincides with the cutoff wavelength.

The estimation of edge effect was performed. For eliminating its influence evaluation of geometrical parameters of waviness profile is necessary at the site, the beginning and end of which are located on a value equal to half the wave-length of cutoff. On the parameters of the roughness profile, defined on the same site, edge effect has no effect.

An example of using Gaussian filter to get the primary profile, roughness profile and waviness profile, as well as the estimation of their parameters are proposed.

According to the presented results, it can be concluded that the designed Gaussian filter corresponds to its requirements and can be recommended for the use in estimating the parameters of surface quality, performed by profile method.

Parameter estimation of waviness profile must be implemented when the distance is not less than 0,6 wave-length of cutoff from the edges of general profile.

Keywords: Gaussian filter, roughness, waviness, profile, transmission description, wave-length.

УДК 621.923

Ф. В. НОВИКОВ (д-р техн. наук, профессор), fokusnic1@rambler.ru
В. Г. ШКУРУПІЙ (канд. техн. наук, доцент), kafitech@hneu.edu.ua
Харьковский национальный экономический университет

СВОЙСТВА ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ ЛАЗЕРНЫХ ЗЕРКАЛ ПОСЛЕ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ

В статье приведено обоснование параметров режимов полирования при обработке поверхностей деталей из меди и алюминия с целью сглаживания их поверхностного слоя. Установлено, что технологическое обеспечение поверхности лазерных зеркал высокой отражательной способности при длине волны 10,6 мкм, поверхности деталей летательных аппаратов и ракет с низкой поглотительной способностью в интервале длин волн от 0,2 до 2,5 мкм связано, в первую очередь, с обеспечением максимальных значений контактной разности потенциалов. Отношение высотных параметров шероховатости поверхности может быть использовано для контроля дефектов поверхности после применения финишных методов обработки.

Ключевые слова: шероховатость поверхности, оптические характеристики, отражательная способность, абразивное полирование.

Введение и постановка задачи

Развитию научных исследований, связанных с обеспечением требуемых параметров макро- и микрогеометрии поверхности, состояния поверхностного слоя деталей из меди и алюминия с оптическими свойствами поверхностей, в настоящее время уделяется все большее внимание. Это связано с необходимостью решения важных научно-технических и практических задач по технологическому обеспечению поверхностей лазерных зеркал высокой отражательной способности при длине волны 10,6 мкм и поверхностей деталей летательных аппаратов и ракет с низкой поглотительной способностью в интервале длин волн от 0,2 до 2,5 мкм.

Как известно, состояние поверхностей после механической обработки характеризуется структурными изменениями, наличием окислов, адсорбированных слоев газов, остатков веществ рабочей среды от предыдущей обработки. Наиболее чувствительной к этим изменениям является работа выхода электронов, которую оценивают контактной разностью потенциалов (КРП) [2]. Установлено, что чем выше эта величина, тем выше отражательная способность обработанной поверхности [1]. Максимальные значения контактной разности потенциалов достигаются при абразивной обработке (полировании и доводке), лезвийной обработке (точении с применением сверхтвердых материалов, в том числе природных алмазов), поверхностно-пластическом деформировании [1].

Кроме методов механической обработки для обеспечения высокой отражательной способности можно использовать электрохимическое или химическое полирование, которые в силу специфики процесса создают поверхностные слои с благоприятной тонкой структурой, которая обеспечивает максимальные значения контактной разности потенциалов.

Для оценки шероховатости поверхности деталей с оптическими свойствами используют критерий шероховатости поверхности F [3, 4]. По определению критерий шероховатости поверхности F равен отношению площади гладкой к площади шероховатой поверхности [3]. Связь критерия шероховатости поверхности F с оптическими

характеристиками (коэффициентами поглощения A_2 и излучения $\varepsilon_{ш}$) можно описать, используя известную формулу [3]:

$$\varepsilon_{ш} = \frac{\varepsilon_2}{1 - (1 - A_2) \cdot (1 - F)},$$

где $\varepsilon_{ш}$ - коэффициент излучения шероховатой поверхности; ε_2 - коэффициент излучения гладкой поверхности; A_2 - коэффициент поглощения гладкой поверхности.

В настоящее время к традиционным методам получения высокой отражательной способности лазерных зеркал из различных материалов (медь, алюминий и его сплавы, молибден и др.) относится обработка резанием, как лезвийная - точение резцами из природных алмазов, так и обработка свободными абразивами - полирование (доводка) с применением смоляных полировальников и технологических сред, содержащих алмазные микропорошки. Цель работы – разработка рекомендаций по сглаживанию поверхностного слоя при абразивном полировании.

Основное содержание работы

В работе [1] получена аналитическая зависимость для определения отношения высотных параметров шероховатости R_a / R_{\max} от относительной длины профиля шероховатости l_0 и угла при вершине абразивного зерна γ :

$$\frac{R_a}{R_{\max}} = \frac{1 - \frac{1}{l_0}}{1 - \sin \gamma} \cdot \left[1 - 0,5 \cdot \frac{1 - \frac{1}{l_0}}{1 - \sin \gamma} \right], \quad (1)$$

где l_0 – относительная длина профиля шероховатости;

R_a – среднее арифметическое отклонение профиля шероховатости;

R_{\max} – максимальное значение высотного параметра шероховатости;

γ – половина угла при вершине абразивного зерна.

Взаимосвязь критерия шероховатости поверхности F с отношением высотных параметров шероховатости поверхности R_a / R_{\max} имеет следующий вид:

$$F \approx 1 - \frac{R_a}{R_{\max}}. \quad (2)$$

Из приведенных зависимостей следует, что оптические характеристики поверхностей определяются не просто параметрами шероховатости R_a , R_{\max} а их отношением R_a / R_{\max} , которое может изменяться в довольно широких пределах: 0...0,29. Это указывает на возможность значительного улучшения оптических характеристик обработанных поверхностей и соответственно эксплуатационных свойств ответственных деталей, рассматривая как критерий оценки шероховатости относительную длину профиля l_0 и отношение среднеарифметического отклонения профиля к максимальному значению высотного параметра шероховатости поверхности R_a / R_{\max} . Как показано выше, критерии l_0 , R_a / R_{\max} и шероховатости поверхности F аналитически связаны

между собой. Так, с уменьшением R_a / R_{\max} критерий шероховатости F увеличивается, а l_0 уменьшается. Соответственно коэффициенты излучения $\varepsilon_{ш}$ и поглощения $A_{ш}$ обработанной поверхности уменьшаются, а коэффициент отражения света $\rho_{ш}$ увеличивается. С целью повышения отражательной способности поверхности необходимо уменьшать отношение R_a / R_{\max} и относительную длину профиля l_0 , а значения критерия шероховатости поверхности F увеличивать.

Нами изучен механизм образования поверхности с высокой отражательной способностью обработкой резанием на зеркалах из меди и алюминиевых сплавов. Было исследовано изменение параметров и оптических характеристик поверхностей после точения природным алмазом и алмазного полирования, которые имели максимальные значения критерия шероховатости поверхности.

После алмазного точения зеркал из алюминиевого сплава АМг3 отражательная способность ($\lambda = 10,6$ мкм) имела значения 96,6%, а после алмазного полирования - 92,6%. При этом значение коэффициента поглощения составило 0,1 и 0,20 соответственно.

Повышению отражательной способности поверхностей, обработанных точением алмазным инструментом, способствует благоприятное сочетание физико-химических свойств природного алмаза и обрабатываемых поверхностей, снижение интенсивности воздействия химически активных веществ, что приводит к уменьшению различного рода неоднородностей в двойном электрическом слое поверхности и уменьшает величину работы выхода электронов. На поверхности алюминиевого образца величина КРП составляет 1050-1100 мВ, а после полирования с применением алмазных микропорошков - около 880 - 900 мВ.

При абразивном полировании обрабатываемая поверхность адсорбирует химически активные вещества, содержащиеся в технологических фазах, и кислород воздуха, что оказывает влияние на развитие химико-механических явлений, сопровождающих пластическое деформирование микровыступов поверхности. Процесс адсорбции интенсифицируется при механическом снятии пленок окислов с поверхности, что обеспечивается относительным изменением контакта полировальника и обрабатываемой поверхности.

При сопоставлении снимков поверхностей образцов из сплава АМг3 после точения алмазным инструментом и абразивного полирования обнаружены значительные различия. На полированных поверхностях, кроме следов абразивных зерен, имеется большое количество мелких точек «ряби», которые отсутствуют на поверхности, обработанной точением. Наличие «ряби» видимо является результатом взаимодействия органических компонентов полирующих составов, абразивных зерен и обрабатываемой поверхности. На поверхности, обработанной точением, могут наблюдаться следы резца глубиной 0,1-0,2 мкм и шириной 60 мкм, склоны гладкие, почти отсутствуют неровности, соизмеримые с длинами волн падающего излучения.

Значительные различия состояния поверхностей после точения и полирования подтверждаются и рентгенографическими исследованиями.

После абразивного полирования поверхность деформирована в меньшей степени, чем после алмазного точения. Однако химическая активность алюминия на воздухе, неабразивные составляющие рабочей среды, а также шаржирование поверхности абразивом образуют субструктуру в виде конгломерата окислов металла, осколков абразивных зерен, соединений щелочных металлов.

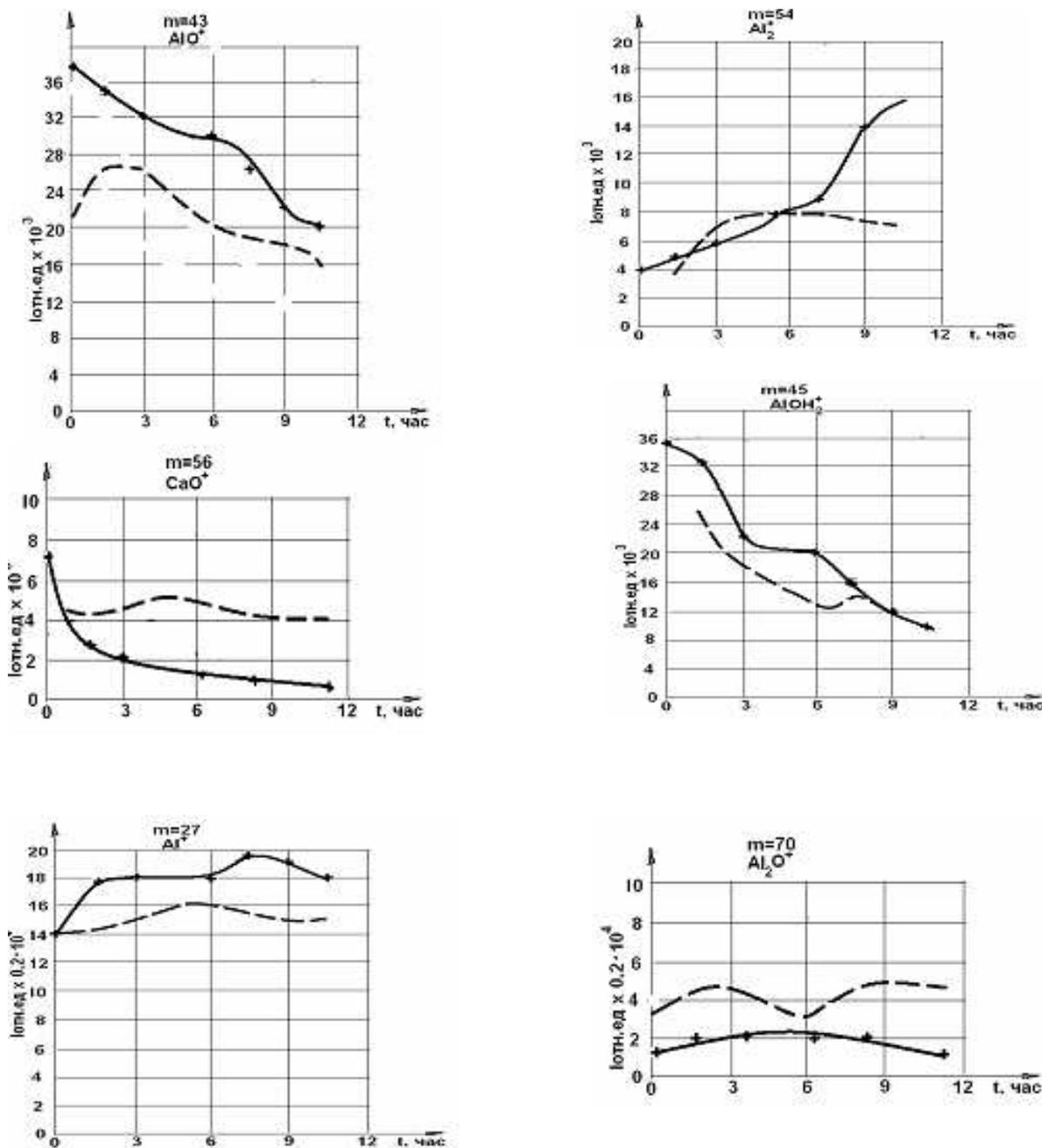


Рис. 1. Зависимость тока вторичных ионов Al^+ , Al_2^+ , Al_2O^+ , $AlOH_2^+$, CaO^+ от времени бомбардировки поверхности после различных видов обработки: - - - механическое полирование; -x- алмазное точение.

После алмазного точения поверхность деформирована в большей степени, химический состав ее также неоднороден. Однако в виду отсутствия шаржирования поверхности, а также меньшей степени ее окисления субструктура поверхности имеет меньше дефектов и, тем самым, нарушения в двойном электрическом слое минимальны, работа выхода электрона минимальна.

Для определения гетерогенных веществ и других примесей, не относящихся к основному материалу, а образующихся в процессе обработки поверхности, применили масс- и же-спектроскопию (рис. 1).

Результаты таких исследований также подтверждают значительные различия в составе поверхностных слоев после точения и полирования. Установлено, что в том и другом случаях поверхности образцов покрыты сложной пленкой химических соединений, состав которой зависит от способа и условий обработки.

На поверхности образца, обработанной алмазным резцом, образуется в основном пленка окислов алюминия и магния небольшой толщины.

На поверхности образцов после полирования образуется более толстая, чем в первом случае, пленка сложного химического состава, в который помимо окислов алюминия и магния входят различные соединения объемных примесей материала образца (щелочных металлов, их окислов и др.).

Применение поверхностного пластического деформирования также, как и алмазного точения, обеспечивает образование поверхности с улучшенными физико-химическими параметрами. Однако ограничения в технологии обработки этого метода дают возможность эффективно применять его только на цилиндрических поверхностях.

В табл. 1 приведены некоторые параметры поверхностного слоя зеркал из меди Моб, которые подвергались обработке резанием. Данные таблицы показывают, что лезвийная обработка приводит к значительным пластическим деформациям поверхностных слоев металла.

Таблица 1. Параметры поверхности зеркал из меди Моб после лезвийной и абразивной обработок

Параметры поверхности	Лезвийная обработка		Абразивное полирование суспензией на основе алмазных микропорошков АСМ2/1
	Точение резцом твердого сплава	Точение алмазное	
Глубина дефектного слоя, мкм	400 ± 50	300 ± 50	5 ± 7
Полуширина дифракционной линии, $B \cdot 10^4$ рад.	168	160	10
Микротвердость, Па	1300 (P=0,99)	930 (P=0,99)	570 (P=0,98)
Критерий шероховатости, F	0,95	I	I
КРП, мВ	-	120	180
Отражательная способность, ρ_λ	95,9	99	99,2

Как видно из таблицы, точение твердым сплавом и алмазное точение приводят к значительному наклепу обрабатываемой поверхности. Полирование абразивной суспензией вносит в структуру поверхностных слоев значительно меньше изменений, распределяющихся в поверхностном слое толщиной до 60 мкм при обработке алмазным микропорошком АСМ 5/3 в течение 50 часов. Полирование алмазным микропорошком АСМ 2/1 снимает уровень структурных искажений и уменьшает глубину деформируемого слоя, делая более однородным распределение структурных искажений поверхностных слоев.

Уменьшение величины КРП при алмазном точении по сравнению с абразивным полированием связано с тем, что в результате деформации искажается структура материала поверхностного слоя, наличие которой подтверждено рентгеноструктурным ана-

лизом поверхности. Ухудшение субструктуры поверхности при полировании приводит к увеличению работы выхода электрона. Для уменьшения неоднородности и степени структурных искажений по поверхности и сечению образцов целесообразно после предварительной лезвийной обработки проводить термическую обработку (отжиг). Режимы термической обработки следует подбирать так, чтобы при рекристаллизации в поверхностном слое образовалась мелкозернистая структура (размер зерен 10 мкм).

В связи с тем, что шаржирование в процессе полирования алмазными зернами влияет на физико-химическое состояние обрабатываемого материала и тем самым уменьшает его отражательную способность, исследовали характер расположения шаржированных частиц и плотность их распределения на образце. Как показал металлографический анализ, плотность шаржированных частиц от участка к участку изменяется по разному (от 10^2 до 10^4 зерен на 1 мм^2), закономерностей в распределении шаржированных частиц не обнаружено. Шаржирование поверхности увеличивает неоднородность распределения микроискажений в локальных участках образцов.

Вокруг места внедрения алмазной частицы на первом этапе полирования материал деформируется более интенсивно, плотность рисок в несколько раз больше в этом районе, чем в среднем по поверхности. Послойный анализ поверхности показал, что частицы абразива распределяются в образце на глубину до 5 мкм. Размеры внедренных частиц составляют от 3 до 5 мкм.

При температурном воздействии (градиент температур по сечению образца до 50 К/мм) на шаржированную поверхность происходит вспучивание в местах внедрения шаржированных частиц.

Удаление поверхностного слоя толщиной 1-3 мкм электрополированием и последующее полирование поверхности привело к снижению плотности шаржированных частиц до $10^2 - 10^3$ зерен на 1 мм^2 .

Другим средством предотвращения шаржирования является применение для полирования зерен абразива овальной (округленной) формы. Предварительные результаты полирования округленными зернами алмазного абразива АСМ 2/1 показали не только снижение плотности шаржированных частиц, но и улучшение геометрических характеристик обработанной поверхности. Установлено, что шаржирование обрабатываемой поверхности алмазными зернами на первых стадиях обработки способствует повышению неоднородности распределения структурных искажений в поверхностных слоях.

Таким образом, особенность формирования поверхностного слоя медных зеркал абразивной обработкой, определяется, по-видимому, разной геометрией зерен алмазных и абразивных микропорошков на уровне субмикрорельефа поверхностей граней, от которой зависит эффективность процесса резания-царапания, развитие локальных температур и др. Для микрограней алмазных зерен более характерно микрорезание, а для электрокорунда - микросмятие с локализацией и увеличением затрачиваемой энергии (возникновение на полированной поверхности кометообразных углублений).

Локальное активное контактирование абразивного зерна с обрабатываемой поверхностью эффективно, как нам кажется, до тех пор, пока геометрические размеры зерен не становятся соизмеримыми с отделившимися частицами обрабатываемого металла, что в последующем приводит к потере эффекта полирования.

Обеспечение высокой отражательной способности на зеркалах из молибдена обработкой резанием также, как на меди, связано с наличием дефектного слоя значительной глубины.

В работе [5] сделан вывод, что при сглаживании поверхностного слоя детали время цикла последующего процесса полирования будет уменьшаться интенсивнее, чем снижение высотных параметров исходной шероховатости до обработки; для каждой зернистости абразивного материала существует предел по стабилизации значений

высотного параметра шероховатости поверхности, а это очень важно при назначении последовательности использования рабочих сред при сглаживании поверхностного слоя деталей. Этот предел будет зависеть от исходного состояния поверхности детали до обработки.

Учитывая, что зависимости высотных параметров шероховатости поверхности при полировании от времени обработки стабилизируются к первой минуте обработки [5, 6] сглаживание поверхностного слоя следует проводить поэтапно, снижая зернистость абразива. После шлифования необходимо выполнить абразивное полирование алмазной пастой АСМ 5/3 в течение 1 минуты. После тщательной очистки поверхности от остатков рабочей среды следует применить обработку алмазной пастой АСМ 2/1 в течение 1 минуты и на третьем этапе обработку производить суспензией с нанопорошком Al_2O_3 .

Выводы

1. Технологическое обеспечение поверхности лазерных зеркал с высокой отражательной способностью при длине волна 10,6 мкм, поверхности деталей летательных аппаратов и ракет с низкой поглощательной способностью в интервале длин волн от 0,2 до 2,5 мкм связано, в первую очередь, с обеспечением максимальных значений контактной разности потенциалов (КРП).

2. Отношение высотных параметров шероховатости поверхности может быть использовано для контроля дефектов поверхности после применения финишных методов обработки.

3. Сглаживание поверхностного слоя следует проводить поэтапно, снижая зернистость абразива.

Список литературы

1. Шкурупій В. Г. Підвищення ефективності технології фінішної обробки світло відбиваючих поверхонь деталей із тонкого листа і стрічок: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / В.Г. Шкурупій. – Одеса, 2006. – 21 с.

2. Шкилько В. В. Экзоэмиссионный анализ поверхностного слоя реальных объектов / В.В. Шкилько, В.В. Борисов, Ю.Ф. Назаров // Поверхностный слой, точность, эксплуатационные свойства деталей машин и приборов: Материалы Всесоюзного научно-технического семинара. – М., 1986. – С. 41-43.

3. Агабабов С.Г. Влияние фактора шероховатости на радиационные свойства твердого тела со случайной шероховатостью / С.Г. Агабабов // Теплофизика высоких температур. - 1976. – Т. 13, №2. – С. 314-318.

4. Гнусин Н.П. Шероховатость электроосажденных поверхностей / Н.П. Гнусин, Н.Я. Коварский. – М.: Изд-во "Наука", 1979. – 328 с.

5. Шкурупій В.Г. Сглаживание поверхностного слоя деталей из меди и алюминия при их абразивном полировании / В.Г. Шкурупій, Ю.Ф. Назаров. // Защита металлургических машин от поломок. – 2010. – Вип. 12. – С. 281-285.

6. Шкурупій В.Г. Влияние отделочных методов обработки и свойств материалов на состояние поверхностного слоя деталей. Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: материалы V международной научно-технической конференции / В.Г. Шкурупій; редкол.: [Е. И. Яцун и др.]; Курск. гос. техн. ун-т. - Курск, 2007. – С. 192-197.

Надійшла до редакції 28.02.2013

Рецензент: Л. П. Калафатова

Ф. В. НОВІКОВ, В. Г. ШКУРУПІЙ

Харківський національний економічний університет

**ВЛАСТИВОСТІ ПОВЕРХНЕВОГО ШАРУ ЛАЗЕРНИХ ДЗЕРКАЛ
ПІСЛЯ АБРАЗИВНОЇ ОБРОБКИ**

У статті наведено обґрунтування параметрів режимів полірування при обробці поверхонь деталей з міді й алюмінію з метою згладжування їхнього поверхневого шару. Установлено, що технологічне забезпечення поверхні лазерних дзеркал високої відбивної здатності при довжині хвилі 10,6 мкм, поверхні деталей літальних апаратів і ракет з низкою поглинальною здатністю в інтервалі довжин хвиль від 0,2 до 2,5 мкм зв'язано, у першу чергу, із забезпеченням максимальних значень контактної різниці потенціалів. Відношення висотних параметрів шорсткості поверхні може бути використано для контролю дефектів поверхні після застосування фінішних методів обробки.

Ключові слова: шорсткість поверхні, оптичні характеристики, відбивна здатність, абразивне полірування.

F. V. NOVIKOV, V. G. SHKURUPIY

Kharkiv National University of Economics, Ukraine

**SURFACE PROPERTIES OF A LASER MIRROR
AFTER ABRASIVE BLASTING**

This article presents the results of polishing of copper and aluminum parts to smooth out the surface layer and the results of studies of the mechanism of formation of the surface layer of the parts during the polishing.

For this purpose the relationship between roughness and optical characteristics of surfaces has been for the first time analytically established on the basis of three criteria of roughness: the relative length of the roughness profile, the ratio of middle arithmetical deflections of the profile to the maximum value of the high-altitude parameter of the surface roughness and the criterion of roughness F. Criterion F surface roughness is defined as the envelope of a smooth surface roughness to the area of real rough surface.

The work provides theoretically motivated and experimentally proved model of processing for the purpose of essential increasing of light-reflecting characteristics of the surfaces at the expense of the reduction of the ratio of the roughness parameters within 0,29...0 and practical recommendations for the effective implementation of methods of processing.

Keywords: roughness of surfaces, optical characteristics, light reflection, abrasive polishing.

УДК 621.923

Ф.В. НОВИКОВ (д-р техн. наук, проф.), fokusnic1@rambler.ru**И.Е. ИВАНОВ** (канд. техн. наук)

Харьковский национальный экономический университет

ЗАКОНОМЕРНОСТИ ОБРАЗОВАНИЯ ПОГРЕШНОСТЕЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ И ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ИХ УМЕНЬШЕНИЯ

Получено новое теоретическое решение о закономерностях формирования погрешностей обработки при рассверливании отверстия. Доказано, что обеспечить требуемую точность обработки отверстия можно за счет применения многопроходной обработки сверлами разного диаметра, увеличивая на каждом проходе диаметр сверла. Определено наименьшее основное время обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемого отверстия. Установлено, что оптимальное уточнение на каждом проходе сверла одинаково и равно числу $e \approx 2,72$.

Ключевые слова: обрабатываемое отверстие, сверление, технологическая система, упругое перемещение, качество обработки.

Введение

При механической обработке деталей машин постоянно возникают проблемы повышения точности обрабатываемых поверхностей. В особой мере это относится к обработке отверстий в деталях гидроаппаратуры авиационного назначения и других ответственных деталях, изготовленных из труднообрабатываемых материалов. К настоящему времени в научно-технической литературе [1-3] сложилось достаточно полное представление о закономерностях формирования погрешностей обработки отверстий и условиях их устранения. Однако, при исследовании, как правило, используются эмпирические подходы, основанные на результатах экспериментальных исследований. Фактически отсутствуют теоретические решения, позволяющие аналитически увязать погрешности обработки с параметрами режима резания, характеристиками инструмента, жесткостью технологической системы и т.д. Все это ограничивает возможности научно обоснованного выбора оптимальных параметров обработки, обеспечивающих решение задач по одновременному повышению точности и производительности обработки. В связи с этим, представляется важным и актуальным поиск новых технологических решений на основе аналитического представления процесса обработки с учетом основных факторов, определяющих погрешности обработки отверстий. Поэтому в настоящей работе решается задача аналитического описания технологических закономерностей формирования погрешностей обработки и определения условий их уменьшения на примере процесса рассверливания отверстий.

Цель работы – теоретическое обоснование условий уменьшения погрешностей обработки при рассверливании отверстия при обеспечении наименьшего основного времени обработки.

Основное содержание работы

В работе [4] приведено важное теоретическое решение о величине смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения Δ (равной величине упругого перемещения в технологической системе, рис. 1) вследствие нарушения условия равновесия радиальных составляющих сил резания, действующих на оба режущих лезвия сверла при рассверливании отверстия:

$$\Delta = \frac{\Delta P_y}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \Delta t \cdot \cos \varphi}{K_{рез} \cdot c}, \quad (1)$$

де ΔP_y – наибольшая разница радиальных составляющих сил резания, действующих на оба лезвия сверла, Н;

$K_{рез} = P_z / P_0$ – коэффициент резания;

$$P_0 = \sqrt{P_y^2 + P_x^2};$$

P_z, P_y, P_x – тангенциальная, радиальная и осевая составляющие силы резания при сверлении, Н;

c – приведенная жесткость технологической системы, Н/м;

σ – условное напряжение резания, Н/м²;

S – подача, м/об;

$\Delta t = t_1 - t_2$ – наибольшая разница глубин резания, приходящихся на оба лезвия сверла, м;

2φ – двойной угол в плане сверла.

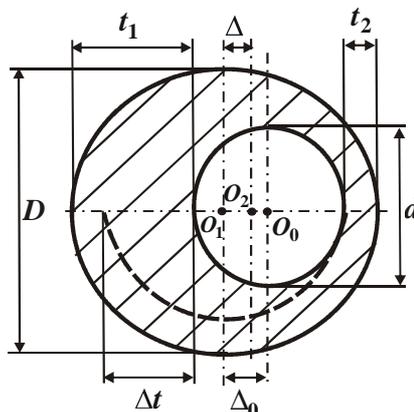


Рис. 1. Расчетная схема величины смещения оси обработанного отверстия относительно ее номинального положения Δ .

Входящая в зависимость разность глубин резания $\Delta t = t_1 - t_2$ определяется с учетом следующих соотношений: $t_1 = 0,5 \cdot (D - d) + \Delta_0$; $t_2 = 0,5 \cdot (D - d) - \Delta_0$, где D – диаметр сверла, м; d – диаметр рассверливаемого отверстия, м; Δ_0 – величина отклонения между осями рассверливаемого отверстия и сверла, м. Тогда $\Delta t = 2 \cdot \Delta_0$.

Как видно величина Δ не зависит от диаметра начального отверстия, а определяется лишь величиной Δ_0 . Если окажется, что величина Δ превышает допустимое значение, то для ее уменьшения можно осуществить повторный проход тем же инструментом с тем же режимом резания. Для выполнения расчетов величину Δ обозначим как Δ_2 . Она, по сути, определяется зависимостью (1) с тем отличием, что вместо значения Δ_0 необходимо рассматривать значение Δ_1 , определяемое по зависимости (1) для первого прохода сверла. Это обусловлено тем, что

$$\Delta t = t_1 - t_2 = \left(\frac{D}{2} + \Delta_1 \right) - \left(\frac{D}{2} - \Delta_1 \right) = 2 \cdot \Delta_1. \text{ Тогда}$$

$$\Delta_2 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_1}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \right)^2 \cdot \Delta_0. \quad (2)$$

Поскольку $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \right) < 1$, то множитель $\left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \right)^2$ будет еще меньше. Это приведет к уменьшению величины Δ_2 после второго прохода сверла. При необходимости может быть осуществлен третий проход сверла. В этом случае величина Δ_3 опишется зависимостью (2) с учетом того, что в ней вместо величины Δ_1 необходимо рассматривать величину Δ_2 . В результате получим:

$$\Delta_3 = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_2}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \right)^3 \cdot \Delta_0. \quad (3)$$

Очевидно, справедливо неравенство $\Delta_3 < \Delta_2$. Следовательно, в процессе рас-
сверливания отверстия будет иметь место исправление погрешности обработки отвер-
стия по мере увеличения количества проходов сверла. После n -го прохода сверла ве-
личина Δ_n опишется:

$$\Delta_n = \frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta_{n-1}}{c \cdot K_{рез}} = \left(\frac{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \right)^n \cdot \Delta_0, \quad (4)$$

где Δ_{n-1} – смещение оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального
положения после $n-1$ -го прохода сверла, м.

Отношение Δ_0 / Δ_n определяет суммарное уточнение [1]:

$$\varepsilon_{сум} = \frac{\Delta_0}{\Delta_n} = \left(\frac{c \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi} \right)^n. \quad (5)$$

Как видно, по мере увеличения количества проходов сверла n суммарное уточ-
нение $\varepsilon_{сум}$ увеличивается. При этом уточнение на каждом проходе сверла $\varepsilon = \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}$
остается одинаковым, равным

$$\varepsilon = \frac{c \cdot K_{рез}}{2 \cdot \sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}. \quad (6)$$

Из зависимости (6) следует, что уточнение ε тем больше, чем больше жесткость
технологической системы c , угол $\varphi \rightarrow 90^0$ и меньше отношение $\sigma / K_{рез}$ и подача S .
По физической сути, зависимости (4) и (5) описывают процесс выхаживания, когда
съем металла происходит в результате действия упруго-восстанавливающей силы [5].
Данный процесс затухающий, т.к. интенсивность съема металла уменьшается по мере

увеличения количества проходов сверла. В пределе при условии $n \rightarrow \infty$ справедливо условие $\Delta_n \rightarrow \Delta_{n-1}$.

С точки зрения теории резания металлов осуществить съем металла в данных условиях весьма сложно в связи с небольшой толщиной среза. В результате отношение $\sigma / K_{рез}$ будет увеличиваться по мере увеличения количества проходов сверла n , что приведет к преждевременному прекращению съема металла. Чтобы исключить данное явление и обеспечить съем металла, необходимо с каждым последующим проходом сверла увеличивать его диаметр. О необходимости применения сверл разного диаметра указывает также тот факт, что уменьшение величины Δ_n (с увеличением n при обработке сверлом одного диаметра) будет приводить к фактическому увеличению диаметра обрабатываемого отверстия на величину Δ_n . Иными словами, с одной стороны, будет уменьшаться величина Δ_n с увеличением количества проходов сверла n , а с другой стороны, будет увеличиваться диаметр обрабатываемого отверстия на величину Δ_n , что не позволит устранить начальную погрешность обработки. Поэтому, очевидно, устранить погрешность обработки можно на основе применения сверл разных диаметров. В этом случае с каждым проходом сверла будет формироваться новое отверстие со смещением его оси относительно номинального положения на величину Δ_n . С увеличением количества проходов сверла величина $\Delta_n \rightarrow 0$ и таким образом будет обеспечена требуемая точность обрабатываемого отверстия.

В данном случае приведенные выше аналитические зависимости останутся справедливыми, поскольку диаметр сверла не влияет на величину смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения.

Из зависимости (4) следует, что величина Δ_n определяется в первую очередь количеством проходов сверла n . В связи с этим определим оптимальное количество проходов сверла n из условия обеспечения наименьшего основного времени обработки τ , которое можно выразить зависимостью: $\tau = n \cdot L / S$, где L – длина обрабатываемого отверстия, м. Подачу S определим из зависимости (5). Тогда

$$\tau = \frac{2 \cdot n \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}} \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}} = A \cdot n \cdot \sqrt[n]{\varepsilon_{сум}}, \quad (7)$$

где $A = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{рез}}$.

В итоге получена аналитическая зависимость для определения основного времени обработки τ . Как видно, количество проходов сверла n неоднозначно влияет на основное время обработки τ , т.е. существует экстремум функции τ от n . Для его определения подчиним функцию τ необходимому условию экстремума: $\tau'_n = 0$. После соответствующих преобразований получено $n = \ln \varepsilon_{сум}$. Таким образом установлено, что экстремальное количество проходов сверла n вполне однозначно определяется суммарным уточнением $\varepsilon_{сум}$: чем оно больше, тем больше n .

Установлено, что вторая производная в точке экстремума функции τ всегда положительна. Поэтому имеет место минимум функции τ . Это указывает на то, что ко-

личество проходов сверла n , определяемое зависимостью $n = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$, является оптимальным, обеспечивающим наименьшее основное время обработки τ_{min} .

Таблица 1. Расчетные значения суммарного уточнения $\varepsilon_{\text{сум}}$

n	1	2	3	4	5	6
$\varepsilon_{\text{сум}}$	2,72	7,4	20,1	54,7	148,9	405

В табл. 1 приведены расчетные значения суммарного уточнения $\varepsilon_{\text{сум}}$ для различного количества проходов сверла n . Нетрудно видеть, что с увеличением n суммарное уточнение $\varepsilon_{\text{сум}}$ изменяется в широких пределах. Следовательно, для обеспечения заданного значения $\varepsilon_{\text{сум}}$, даже достаточно большого, например, равного 150, необходимо произвести всего 5 проходов сверла. Для обеспечения значений $\varepsilon_{\text{сум}}=20\dots150$, которые могут быть реально реализованы на практике, достаточно произвести 3–4 прохода сверла, что согласуется с известными экспериментальными данными, а также с опытом применения механической обработки.

Представим зависимость $n = \ln \varepsilon_{\text{сум}}$ в виде $\varepsilon_{\text{сум}} = e^n$. Суммарное уточнение $\varepsilon_{\text{сум}}$ выразим зависимостью $\varepsilon_{\text{сум}} = \varepsilon^n$. Тогда справедливо условие: $\varepsilon = e$. Следовательно, оптимальное значение уточнения на проходе сверла ε равно числу $e \approx 2,72$. Поэтому достичь наименьшего значения основного времени обработки τ_{min} можно установлением уточнения на проходе сверла ε , равным числу $e \approx 2,72$. Данное условие можно выполнить на основе установления параметров обработки в соответствии с зависимостью (6), например, путем выбора оптимальной подачи S для заданных значений c , φ и $\sigma / K_{\text{рез}}$. Минимальное основное время обработки τ_{min} определяется:

$$\tau_{\text{min}} = \frac{2 \cdot L \cdot \sigma \cdot \cos \varphi}{c \cdot K_{\text{рез}}} \cdot e \cdot \ln \varepsilon_{\text{сум}}. \quad (8)$$

В данном случае τ_{min} зависит от суммарного уточнения $\varepsilon_{\text{сум}}$: чем оно больше, тем больше τ_{min} . Таким образом, получено общее теоретическое решение определения оптимальных условий по уменьшению погрешностей обработки отверстия при расверливании. Доказано, что существует оптимальное количество проходов сверла n , при котором заданную погрешность обработки отверстия Δ_n можно достичь за минимальное основное время обработки τ_{min} . Установлено, что в этом случае уточнение на проходе сверла ε должно быть равно числу $e \approx 2,72$. Это достигается установлением соответствующей подачи S .

На рис. 2 приведены рассчитанные по зависимости (7) графики основного времени обработки τ для различного количества проходов сверла n (табл. 2). Как видно, в широких пределах изменения величины n основное время обработки τ , начиная с $n=2$ (для $\varepsilon_{\text{сум}}=100$) изменяется незначительно. Следовательно, принимая количество проходов сверла n близким к оптимальному значению, можно достичь приблизительно одинакового результата по основному времени обработки τ .

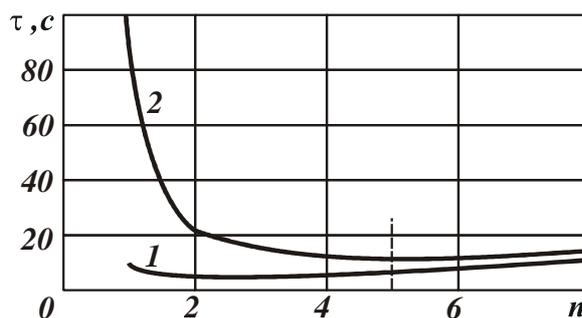


Рис. 2. Зависимость τ_{\min} от n для разных значений $\varepsilon_{\text{сум}}$: 1 – $\varepsilon_{\text{сум}}=10$; 2 – $\varepsilon_{\text{сум}}=100$ ($A=1\text{с}$).

Таблица 2. Расчетные значения основного времени обработки τ для $\varepsilon_{\text{сум}}=100$ ($A=1\text{с}$)

n	1	2	3	4	5	6
$\tau, \text{с}$	100,0	20,0	13,95	12,6	12,6	12,9

Этим, по-видимому, можно объяснить то, что на практике рекомендуется для реализации определенный диапазон изменения количества проходов инструмента n , обеспечивающий требуемую точность обработки с учетом достижения наименьшего основного времени обработки τ .

Выводы

В работе предложено новое теоретическое решение о закономерностях формирования погрешностей обработки при рассверливании отверстия. Доказано, что обеспечить требуемую точность обработки отверстия можно за счет применения многопроходной обработки сверлами разного диаметра, увеличивая на каждом проходе диаметр сверла. Доказано также, что диаметр сверла не влияет на величину смещения оси обрабатываемого отверстия относительно ее номинального положения. Это позволяет выбирать и устанавливать диаметры сверл по разным законам.

В работе определено наименьшее основное время обработки с учетом ограничения по точности обрабатываемого отверстия. Установлено, что оптимальное уточнение на каждом проходе сверла одинаково и равно числу $e \approx 2,72$. Полученные результаты использованы на ряде предприятий при внедрении в производство эффективных технологий обработки отверстий деталей машин.

Список литературы

1. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
2. Системы автоматизированного проектирования технологических процессов, приспособлений и режущих инструментов: учебник / [С.Н. Корчак, А.А. Кошин, А.Г. Ракович, Б.И. Сеницын]; под общ. ред. С.Н. Корчака. – М.: Машиностроение, 1988. – 352 с.
3. Колев К.С. Точность обработки и режимы резания / К.С. Колев, Л.М. Горчаков. – М.: Машиностроение, 1976. – 144 с.
4. Иванов И.Е. Технологическое обеспечение точности и стабильности изготовления резьбовых отверстий в баллонах в условиях массового производства: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / И.Е. Иванов. – Мариуполь, 2008. – 21 с.

5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общей редакцией Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. — Одесса: ОНПУ, 2004. —

Т.7.: “Точность обработки деталей машин”. - 2004. – 546 с.

Надійшла до редакції 28.02.2013

Рецензент: В.В. Полтавець

Ф. В. НОВИКОВ, І. Є. ІВАНОВ

Харківський національний економічний університет, Україна

ЗАКОНОМІРНОСТІ УТВОРЕННЯ ПОХИБОК МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ Й ТЕОРЕТИЧНИЙ АНАЛІЗ УМОВ ЇХ ЗМЕНШЕННЯ

Отримано нове теоретичне рішення про закономірності формування похибок обробки при розсвердлюванні отвору. Доведено, що забезпечити необхідну точність обробки отвору можна за рахунок застосування багатопрхідної обробки свердлами різного діаметра, збільшуючи на кожному проході діаметр свердла. Визначено найменший основний час обробки з урахуванням обмеження по точності оброблюваного отвору. Установлено, що оптимальне уточнення на кожному проході свердла однаково й дорівнює числу $e \approx 2,72$.

Ключові слова: оброблюваний отвір, свердління, технологічна система, пружне переміщення, якість обробки.

F. V. NOVIKOV, I. Ye. IVANOV

Kharkiv National University of Economics, Ukraine

LAWS OF MECHANICAL TREATMENT ERRORS FORMATION AND THEORETICAL ANALYSIS OF THE CONDITIONS OF THEIR REDUCTION

A new theoretical solution on the laws of treatment errors formation is proposed. It is proved that the required accuracy of treatment can be provided by means of multiple-pass operation by drills of different diameter, increasing the diameter of the drill with each pass. In this case with each subsequent pass of the drill the error decreases according to the law of geometrical progression. Also it is proved that the diameter of the drill does not influence the shift of the axis of the given hole. It allows choosing and establishing the diameters of drills by different laws.

The shortest possible time of drill operation is defined taking into account the accuracy restriction. It is shown that the number of drill passes influences the main time of treatment, i.e. there is the extreme (minimum) main time of treatment. It is proved that the extreme number of passes is defined by total specification: the more it is, the more drill passes are. At the same time, for ensuring total specification, for example, equal to 150, it is necessary to make only 5 drill passes. For ensuring total specification 20 ... 150, which can actually be put into practice, it is enough to make 3–4 passes.

The results obtained are used by a number of enterprises when introducing effective technologies for drilling holes in the parts of cars.

Keywords: hole, drilling, technological system, elastic displacement, quality of treatment.

УДК 621.923

Ю.В. ТИМОФЕЕВ (д-р техн. наук, профессор)**А.Н. ШЕЛКОВОЙ** (д-р техн. наук, профессор)**А.А. КЛЮЧКО** (канд. техн. наук, доцент)

Харьковский национальный технический университет «ХПИ»

Е.В. МИРОНЕНКО (д-р техн. наук, профессор)

Донецкая государственная машиностроительная академия, г. Краматорск

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ, ТОЧНОСТИ И КАЧЕСТВА ЗУБООБРАБОТКИ ЗАКАЛЕННЫХ КРУПНОМОДУЛЬНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

В статье рассмотрены основные направления технологического обеспечения повышения эффективности производства, параметров состояния поверхностного слоя и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес тяжелых металлорежущих станков, прокатных станов, рудоразмольных мельниц, шагающих экскаваторов, подъемных машин, буровой техники, редукторов путем установления взаимосвязи состояния поверхностного слоя зубчатых колес с их эксплуатационными свойствами, развития научных методов по определению необходимых параметров состояния рабочих поверхностей зубчатых колес, формирования параметров поверхностного слоя с целью обеспечения качественных показателей состояния поверхностного слоя, создания технологической базы данных по оптимизации технологии производства зубчатых колес с учетом обеспечения требуемой системы параметров их поверхностных слоев.

Ключевые слова: зубчатые колеса, закалка зубьев, зубообработка, производительность, параметры, поверхностный слой, качество, эксплуатационные свойства, зубофрезерные станки.

Введение

Важнейшей проблемой машиностроения на современном этапе является повышение качества выпускаемой продукции, в том числе крупномодульных зубчатых передач тяжелых металлорежущих станков, прокатных станов, рудоразмольных мельниц, шагающих экскаваторов, подъемных машин, буровой техники, редукторов. Разработать технологические основы обеспечения производительности, точности и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес с учетом основных показателей зубчатых передач – их надежность и КПД, которые в значительной мере определяются эксплуатационными свойствами зубчатых цилиндрических колес (пределом выносливости, износостойкостью, коэффициентом трения, контактной жесткостью, прочностью). Эксплуатационные свойства характеризуются состоянием поверхностного слоя зубчатых колес, определяемым технологией их изготовления.

В настоящее время при конструкторско-технологической подготовке производства выбор, назначение и технологическое обеспечение системы параметров поверхностного слоя зубчатых цилиндрических крупномодульных колес осуществляются с недостаточной научной обоснованностью. Отсутствие научного подхода к назначению параметров состояния рабочих поверхностей зубчатых колес, как правило, приводит к необоснованному завышению требований, а следовательно, и удорожанию выпускаемых машин без должного повышения их надежности.

Введение в действие ГОСТ 2789 – 73 не решило проблему технологического обеспечения и улучшения эксплуатационных свойств зубчатых колес, так как их несущая способность и контактное взаимодействие зависят от состояния поверхностного слоя в целом (макроотклонения, волнистости,

шероховатости, физико-химических свойств), а не только от параметров шероховатости, т. е. требуется комплексный подход к изучению состояния поверхностного слоя. Выбор системы параметров поверхностного слоя зубчатых колес одновременно определяется возможностью их технологического и метрологического обеспечения. Необходимость комплексного подхода к выбору, назначению и технологическому обеспечению системы параметров поверхностного слоя зубчатых колес подтверждают результаты исследований целого ряда исследователей [1, 2, 3, 4,]

Эти исследования выявили следующие основные задачи, стоящие перед специалистами в области технологии машиностроения изготовления зубчатых закаленных колес (рис. 1):

1. Установить взаимосвязь состояния поверхностного слоя зубчатых закаленных колес (макроотклонения, волнистости, шероховатости, физико-механических свойств).

2. Обеспечить фундаментальное развитие научных методов определения необходимых параметров состояния рабочих поверхностей зубчатых закаленных колес с целью обеспечения качественных показателей состояния поверхностного слоя.

3. Развивать научное прогнозирование получаемого состояния поверхностного слоя зубчатых закаленных колес при различных условиях их обработки .

4. Создать технологическую базу данных по оптимизации технологии производства зубчатых закаленных колес с учетом обеспечения требуемой системы параметров их поверхностных слоев.

По данным исследований [1, 2, 4], на машиностроительных предприятиях качество поверхности стало таким же важным показателем процесса обработки зубчатых колес, как и производительность для 95 % технологических операций.

Основная часть

Повышение эффективности производства в различных отраслях промышленности в значительной степени связано с разработкой и освоением горнодобывающего и перерабатывающего оборудования, транспортных и энергетических систем и других крупногабаритных машин, приводы которых включают в себя крупномодульные зубчатые передачи ($m > 12\text{мм}$). Совершенствование указанного технологического оборудования заключается в увеличении его мощности, повышении скоростей взаимного перемещения элементов, обеспечении надёжности работы в ухудшающихся динамических условиях, повышении долговечности.

На технологию изготовления зубчатых колес влияет целый ряд факторов: геометрические параметры, технические условия на изготовление зубчатых колес, материал, геометрические параметры поверхностного слоя, степень точности в соответствии с требованиями ГОСТ1643-81, вид производства, эксплуатационные параметры зубчатых колес на (рис. 1), что и определяет выбор решения принципиальных вопросов технологии, как способ изготовления заготовки, метод образования зубьев, термическая обработка и выбор способа окончательной зубообработки.

Все виды цилиндрических колес имеют примерно одинаковый структурный технологический маршрут обработки, который состоит из нескольких этапов.

Первый этап включает комплекс заготовительных и механических операций по обработке колес до зубонарезания (рис. 2). Как правило, он включает операции черновой обработки наружного контура, обработку технологических и конструкторских баз. Технология изготовления зубчатых закаленных колес с термообработкой имеет свои особенности. Для исправления погрешностей, вызываемых поводкой и короблением в пределах 0,5-0,8мм до модуля 12-16мм и величиной коробления 2,5-3,2мм для модуля 18-65мм, неизбежных при термической обработке, для окончательной отделки поса-

дочных отверстий, базовых поверхностей и зубьев оставляется технологический припуск, который определяется с учетом величины коробления, величины дефектного слоя, погрешности базирования, погрешности закрепления, погрешности обработки на предыдущей операции, погрешность инструмента и станка при обработке методом обката.

Второй этап механической обработки включает предварительную зубообработку. В настоящее время известен ряд способов образования зубьев колес. Из них наибольшее распространение получили способы образования зубьев червячной фрезой, дисковой и пальцевой фрезой. С этой целью созданы высокопроизводительные зубофрезерные станки, новые конструкции твердосплавных червячных, дисковых фрез, позволяющие работать на скоростях резания свыше $1,5 \text{ м/с}$ [4].

Третий этап включает окончательную термическую обработку колеса – цементацию, закалку ТВЧ, спреерную закалку с последующим выполнением вибростабилизации на различных резонансных частотах при температуре окружающей среды. Благодаря цементации достигается высокая твердость поверхностного слоя зубьев, в то время как сердцевина колеса остается вязкой.

Цементации подвергаются зубчатые колеса из малоуглеродистой стали. После цементации изделия подвергаются закалке с целью придания цементованному слою определенной твердости (обычно $HRC 52...63$). Колеса из высокоуглеродистых сталей, хромомолибденовых, хромоникелевых сталей после предварительной механической обработки, закалки и отпуска, подвергаются поверхностной закалке. При закалке ТВЧ и спреерной закалке поверхность зубьев приобретает высокую твердость, достигающую $HRC48...63$, устойчивый износ при знакопеременных нагрузках.

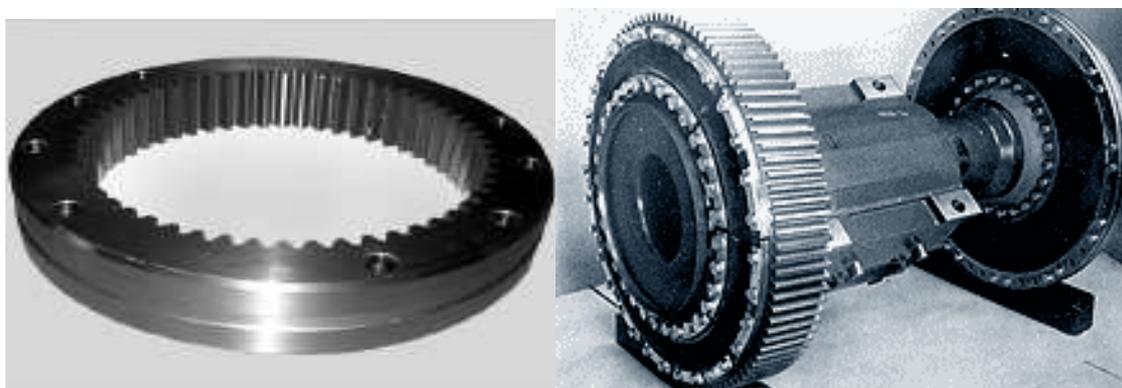


Рис. 1. Крупномодульные зубчатые колеса

Деформации при спреерной закалке значительно меньше, чем при цементации и закалке ТВЧ. Четвертый этап включает окончательную обработку технологических, установочных и измерительных баз после термической обработки и окончательную чистовую обработку рабочих поверхностей зубьев закаленных зубчатых колес методом зубошлифования и скоростным зубофрезерованием фрезами, оснащенными пластинками твердого сплава и минералокерамики.

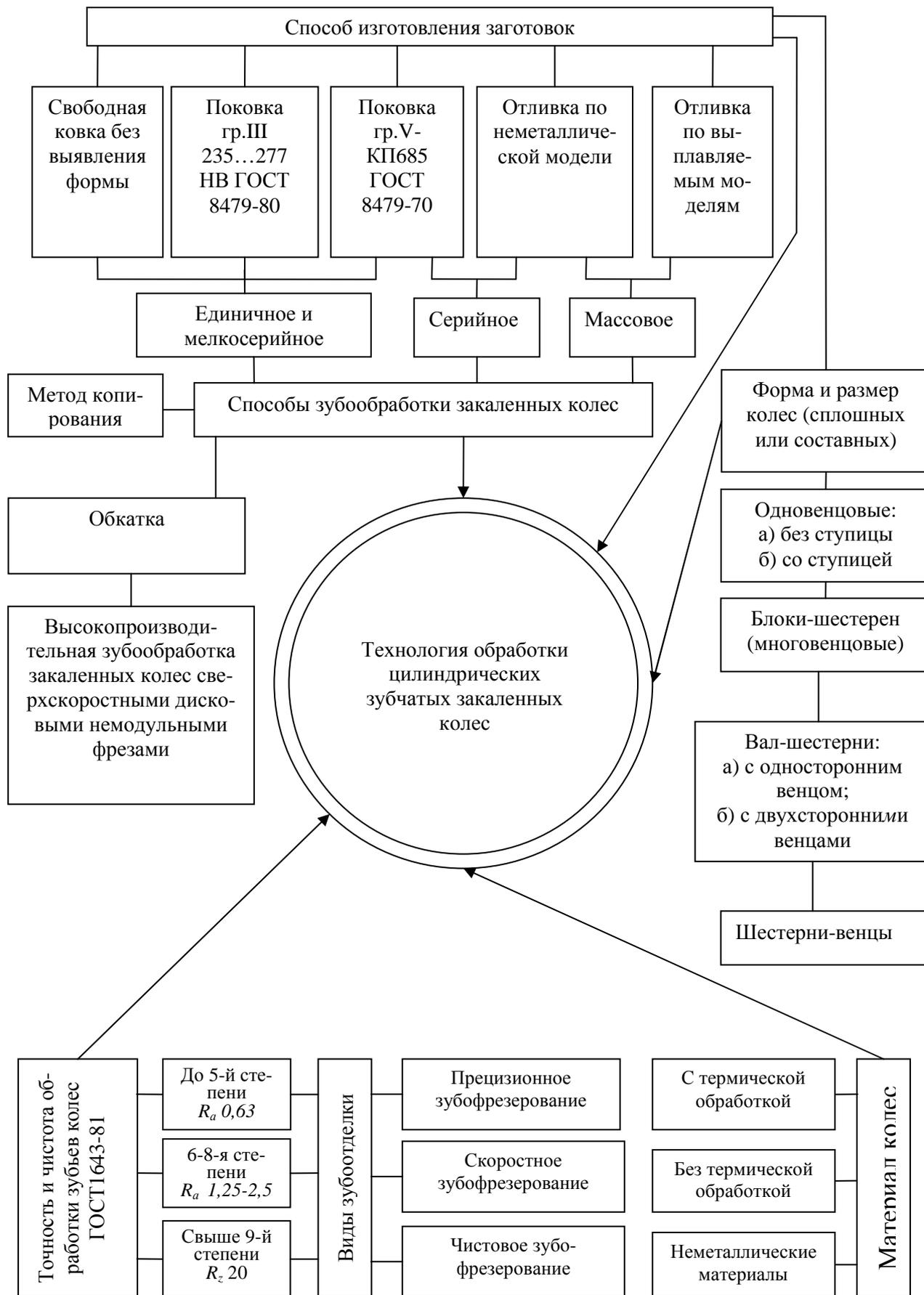
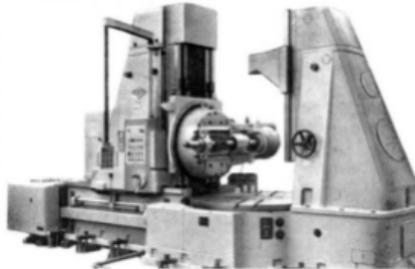
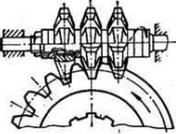
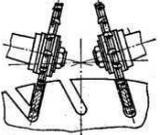
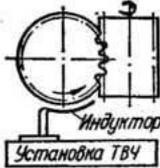
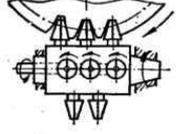
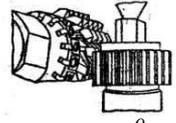


Рис. 2 – Основные факторы, влияющие на технологию изготовления цилиндрических зубчатых закаленных колес

В машиностроении широкое распространение получили цилиндрические прямозубые и косозубые цилиндрические зубчатые колеса, обрабатываемые методом профильного формообразования (табл. 1) и методом обката (рис. 3). Из ряда методов и способов обработки колес выбирают наиболее эффективный.

Таблица 1. Методы и способы обработки цилиндрических зубчатых закаленных колес

Способ обработки зубьев	Эскиз обработки	Тип станка. Область применения
Фрезерование дисковой модульной фрезой $m=12...36\text{мм}$	 $\beta=0^{\circ}$	 Станок зубофрезерный вертикальный 5А342П, Серия: 381572 ГОСТ18065-91 Диаметр обработки до 2000м. Станок зубофрезерный вертикальный мод. WFS-54 Диаметр обработки до 5000м Для цилиндрических зубчатых колес степени точности 8-9 ВГОСТ1643-81 Число нарезаемых зубьев $z=7-240$ Станок зубофрезерный с накладным суппортом
Фрезерование двумя дисковыми модульными фрезами $m=12...36\text{мм}$	 $\beta=0^{\circ}$	
Фрезерование тремя дисковыми модульными фрезами $m=12...36\text{мм}$	 $\beta=0^{\circ}$	
Фрезерование специальными дисковыми фрезами (трепанация) с специальным суппортом	 <i>Предварительное фрезерование, $\beta=0^{\circ}$</i>	
Фрезерование твердосплавной червячной модульной фрезой в нагретом состоянии заготовки $m=12...30\text{мм}$	 <i>Индуктор</i> <i>Станок ТВЧ</i> $\beta=\pm 35^{\circ}$	Специальный зубофрезерный станок Для зубообработки закаленных цилиндрических зубчатых колес; Степень точности 10-12 ВГОСТ1643-81
Ротационное зубофрезерование $m=12...30\text{мм}$		Станок зубофрезерный
Фрезерование червячной модульной фрезой $m=12...30\text{мм}$	 $\beta=\pm 35^{\circ}$	Станок зубофрезерный

Нарезанные предварительно на зубофрезерных станках колеса с целью достижения требуемой 6 – 8 степени точности ГОСТ1643-81 и чистоты поверхностей зубьев проходят окончательную обработку после закалки. В настоящее время существует ряд способов чистовой обработки зубьев колес: чистовое зубофрезерование червячными модульными фрезами класса точности А, АА и ААА ГОСТ 9324-81 по методу обкатки и является эффективной отделочной операцией для крупных закаленных колес модулем $m_n=12 - 30$ мм твердостью 280...320 НВ 280. В результате достигается 6 – 8-я степень точности ГОСТ 1643 – 81, зубошлифование методом прерывистого обката для колес модулем $m_n=12 - 20$ мм твердостью до $HRC 48...60$ степени точности 6 – 7В ГОСТ1643-81 [4].

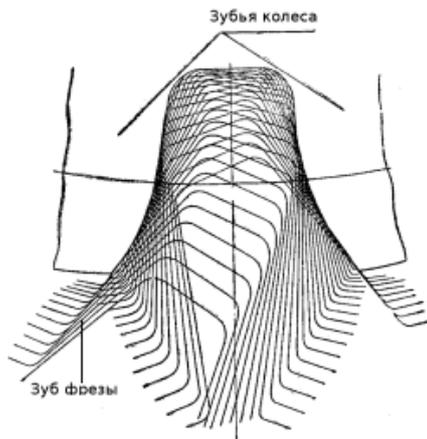


Рис. 3. Образование эвольвентного профиля цилиндрического зубчатого закаленного колеса червячной фрезой

Создание нового оборудования в ряде случаев сдерживается технологическими возможностями изготовления зубчатых колес. Увеличение твердости рабочих поверхностей зубьев зубчатых колес является одним из наиболее эффективных и актуальных на сегодняшний день путей повышения нагрузочной способности и долговечности зубчатых передач и, следовательно, редукторов при одновременном снижении их габаритов и массы. Результаты ряда исследований свидетельствуют о том, что повышение твердости поверхности зубьев с $HRC30...32$ до $HRC60$ позволяет вдвое уменьшить габариты редуктора и в 3 раза уменьшить его массу.

В то же время производство крупномодульных зубчатых передач с твердостью зуба $HRC52...60$ и длиной зубьев 200...800 мм требует значительных трудозатрат.

Существенное повышение твердости зубьев колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления, так как повышаются требования к жесткости зуборезного оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но малопродуктивных зубошлифовальных.

Вопросы технологического обеспечения производительности, точности и качества изготовления закаленных крупномодульных зубчатых колес тесно связаны с проблемами создания технологических инструментальных систем. За счет выбора оптимальных технологических схем резания и кинематики зубообработки существенно уменьшается длина главных режущих кромок инструмента, что формирует новые технологические направления обработки зубчатых колес универсальным инструментом, обеспечивает возможность оснащения инструмента неперетачиваемыми поворотными пластинками из твердого сплава, керамики, сверхтвердых материалов, гарантирует достижение необходимой точности изготовления.

В настоящее время одним из важных вопросов повышения надежности закаленных крупномодульных зубчатых колес является обеспечение показателей их качества на этапе проектирования технологии изготовления. В странах ЕС доля этого этапа составляет (30 – 35)% от общих затрат на производство изделия, так как при проектировании технологического процесса "закладывается" до 80% дефектов, а качество изделия в значительной степени определяется состоянием контактирующих поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес [4].

Анализ результатов моделирования технологического обеспечения эксплуатационных свойств поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес при их изготовлении обеспечивает повышение эксплуатационных свойств их контактирующих поверхностей. Выбор и назначение комплексных параметров состояния поверхностей, оптимизация технологических решений с использованием математического аппарата моделирования технологического обеспечения эксплуатационных свойств контактирующих поверхностей закаленных крупномодульных зубчатых колес являются определяющими и иллюстрируют острую актуальность выполненных исследований.

Специальная технология зубообработки крупномодульных закаленных колес позволяет установить полную факторную взаимосвязь закономерностей технологического процесса. Современная технология зубообработки крупномодульных закаленных колес развивается в направлении разработки новых технологических подходов, процессов формообразования рабочих поверхностей зубьев, создания нового высокопроизводительного оборудования, новых инструментальных материалов и инструментов. Технологический процесс и станкоинструментальное оснащение развиваются в гармоническом единстве и постоянно находятся в динамическом совершенствовании.

В связи с постоянно растущими требованиями к качеству крупногабаритных зубчатых передач непрерывно растет объем технологической подготовки, связанной с оснащением производства современным высокопроизводительным оборудованием и инструментальным обеспечением.

Вместе с тем существенное повышение твердости зубчатых колес резко увеличивает трудоемкость их изготовления: повышаются требования к жесткости зуборезного оборудования, стойкости инструмента, появляется потребность в дорогостоящих, но малопроизводительных зубошлифовальных станках. Если для зубчатых колес мелкого и среднего модуля ($m=5\div 10$ мм) можно сравнительно устойчиво получить требуемые качественные характеристики зацепления путем химико-термической обработки и зубошлифования, то для крупномодульных колес ($m=12\div 65$ мм), особенно косозубых с углом наклона зубьев свыше $\beta_d=25^0\div 30^0$ и длиной зуба более $b_k=400\div 800$ мм, выполнение технологических операций химико-термической обработки и зубошлифования многократно усложняется и далеко не всегда обеспечивает достижение поставленных целей по причине значительных термических деформаций зубьев ($0,8\div 2,5$ мм) и высокой (более 200 станко-часов) трудоемкости операций зубошлифования [4].

Выполнение технологической операции зубошлифования на зубьях крупного модуля в условиях съема увеличенного припуска при поверхностной закалке ТВЧ ($0,5\div 0,8$ мм) и ТПЧ ($1,0\div 4,5$ мм) приводит к появлению таких дефектов поверхностного слоя, как «прижоги» и микротрещины, а в самом слое появляются растягивающие напряжения, что, в конечном счете, снижает нагрузочную способность и долговечность тяжело нагруженных цилиндрических зубчатых передач.

Для выполнения технологической операции зубошлифования необходимо наличие тяжелых зубошлифовальных станков с диаметром планшайбы до 3000 мм, позволяющих осуществлять рабочий ход штосселя с инструментом длиной до $L = 1500$ мм

при модуле обрабатываемых зубьев до $m=65$ мм. Отечественная станкоинструментальная промышленность таких тяжелых зубошлифовальных станков не выпускает.

Основными направлениями технологического обеспечения производительности, параметров состояния поверхностного слоя и качества зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес является разработка и исследование технологических методов формообразования поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес и альтернативных зубошлифованию технологий, позволяющих значительно повысить качество поверхностного слоя и точность зубообработки, снизить трудоемкость технологических операций окончательной обработки зубьев.

Поставленная цель достигается за счет разработки, исследования и внедрения:

-функционального анализа взаимодействия контактирующих поверхностей крупномодульных закаленных зубчатых цилиндрических колес;

-научного обоснования технологических методов обеспечения эксплуатационных свойств закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-исследованию критерия формирования структур и параметров систем обработки, обеспечивающих заданные эксплуатационные свойства закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-исследования направления повышения производительности, зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес

-исследования влияния параметров волнистости на эксплуатационные свойства цилиндрических крупномодульных зубчатых колес

-методологии разработки модели управления точностью, качеством и производительностью формообразования при обработке закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-научного формирования общих принципов моделирования оптимального управления параметрами точности, качества и производительности зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-информационного моделирования технологических процессов зубообработки закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-исследования технологического обеспечения заданной системы параметров поверхностного слоя цилиндрических закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-создания математической модели формирования равновесного состояния поверхностного слоя контактирующих поверхностей, находящихся в зацеплении закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-моделирования технологических процессов формообразования поверхностного слоя зубчатых колес с учетом внутренних связей с помощью wavlet-анализа

-исследования влияния вибраций на процесс формообразования поверхностного слоя при зубонарезании;

-исследования критериального метода оценки влияния теплового баланса на производительность, точность и качество формирования поверхностного слоя закаленных крупномодульных зубчатых колес;

-разработки новых технологических подходов обработки зубчатых колес методом технологической оптимизации длины главных режущих кромок инструмента при чистовом зубофрезеровании ;

-внедрения в производство специальных новых технологий скоростной зубообработки крупномодульных закаленных зубчатых колес дисковыми немодульными фрезами;

-выполнения комплексных научно-исследовательских реинжиниринговых работ по созданию и внедрению высокоскоростных фрезерных суппортов к вертикально-

зубофрезерним станкам.

Выводы

Технологическое обеспечение и повышение качества выпускаемых зубчатых колес могут быть успешно осуществлены только при комплексном выборе, назначении, технологическом и метрологическом обеспечении системы параметров состояния поверхностного слоя зубчатых колес, характеризующих их эксплуатационные свойства, установлению связи эксплуатационных свойств зубчатых колес с параметрами состояния их поверхностного слоя, возможности и закономерности технологического обеспечения всей системы параметров поверхностей, способствующих дальнейшему научному решению проблемы повышения качества изготовления зубчатых колес с заранее заданными эксплуатационными свойствами.

Теоретические и экспериментальные исследования образования всей системы параметров и структуры при различных методах обработки позволяют выявить технологическую наследственность по состоянию параметров поверхностного слоя зубчатых колес от получения заготовок до финишных операций и эксплуатации; установление надежности технологических процессов в обеспечении требуемой системы параметров поверхностного слоя и его структуры. Существенное значение имеет разработка средств контроля по назначению и технологическому обеспечению системы параметров состояния поверхностного слоя и материалов зубчатых колес [1, 2, 3, 4], исходя из их функционального назначения и по пути создания комплексных параметров, характеризующих состояние поверхностного слоя зубчатых колес и определяющих эксплуатационное свойство с установлением взаимосвязи этих комплексов с технологией обработки с учетом технологической наследственности и контроля этих комплексных параметров.

Список литературы

1. Демкин Н. Б. Качество поверхности и контакт деталей машин / Н. Б. Демкин, Э. В. Рыжов. – М., 1981. – 244 с.
2. Крагельский И. В. Трение и износ / И. В. Крагельский. – М.: Машиностроение, 1968. – 480 с.
3. Суслов А. Г. Технологическое обеспечение параметров состояния поверхностного слоя деталей / А. Г. Суслов. – М.: Машиностроение, 1987. – 208 с.
4. Технологические особенности обработки крупномодульных закаленных зубчатых колес [Текст] / [Н.В. Кравцов, Ю.В. Тимофеев, А.А.Клочко и др.]; Науч. Ред.. А.А. Пермяков; ВолГТУ. – Гольятти: ЗАО «ОНИКС», 2012. – 254 с., ил., табл.; - (Серия: Управление качеством технологических процессов в машиностроении / общ. ред. Ю.М. Соломенцев).

Надійшла до редакції 20.03.2013

Рецензент: В.П. Оніщенко

Ю.В. ТИМОФЕЄВ

О.М. ШЕЛКОВИЙ

О.О. КЛОЧКО

Харківський національний технічний університет «ХПІ»

Є.В. МІРОНЕНКО

Донбаська державна машинобудівна академія

ТЕХНОЛОГІЧНІ ОСНОВИ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ПРОДУКТИВНОСТІ, ТОЧНОСТІ І ЯКОСТІ ЗУБООБРОБКИ ЗАГАРТОВАНИХ КРУПНОМОДУЛЬНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

У статті розглянуті основні напрями технологічного забезпечення підвищення ефективності виробництва, параметрів стану поверхневого шару і якості зубообробки загартованих крупномодульних зубчатих коліс важких металоріжучих верстатів, прокатних станів, рудоразмоль-

них млинів, крокуючих екскаваторів, підймальних машин, бурової техніки, редукторів шляхом встановлення взаємозв'язку стану поверхневого шару зубчастих коліс з їх експлуатаційними властивостями, розвитку наукових методів по визначенню необхідних параметрів стану робочих поверхонь зубчастих коліс, формування параметрів поверхневого шару з метою забезпечення якісних показників стану поверхневого шару, створення технологічної бази даних по оптимізації технології виробництва зубчастих коліс з врахуванням забезпечення необхідної системи параметрів їх поверхневих шарів.

Ключові слова: зубчасті колеса, гарт зубів, зубообробка, продуктивність, параметри, поверхневий шар, якість, експлуатаційні властивості, зубофрезерні верстати.

Y.V. TIMOFEEV

A.N. SHELKOVY

A.A. KLOCHKO

Kharkov National Technical University "KPI"

Ye.V. MIRONENKO

Donbas State Machine-Building Academy

TECHNOLOGICAL BASICS OF ENSURING PERFORMANCE, ACCURACY AND QUALITY OF HARDENED COARSE PITCH GEAR MACHINING

Basic directions of the technological providing of increase of efficiency of production, parameters of the state of superficial layer and quality of gear cutting of hard-tempered coarse pitch gear wheels of heavy metal-cutting machine-tools, flatting mills, ore mills, walking excavators, lifting machines, boring equipment are considered in the article by establishment of correlation of the state of superficial layer of gear wheels with their operating properties, development of scientific methods on determination of necessary parameters of the state of workings surfaces of gear wheels, formation of parameters of superficial layer with the purpose of providing of high-quality indexes of the state of superficial layer, creations of technological database on optimization of technology of production of gear wheels taking into account providing of the required system of parameters of their superficial layers.

The technological providing and rise of quality of the produced gear wheels can be successfully carried out only at a complex choice, setting, technological and metrology providing of the system of parameters of the state of superficial layer of gearwheels, characterizing their operating properties, to establishing a connection of operating properties of gear wheels with the parameters of the state of their superficial layer, possibilities and conformities to law of the technological providing of all system of parameters of surfaces, favor the further scientific decision of problem of rise quality of gear wheels with the given operating properties.

Theoretical and experimental researches of formation of all system of parameters and structure at the different methods of machining allow to expose technological heredity on the state the parameters of superficial layer of gear wheels from the receipt of purveyances to the finish operations and exploitation; establishment of reliability of technological processes is in providing of the required system of parameters of superficial layer and his structure.

Development of controls has a substantial value on purpose and to the technological providing of the system of parameters of the state of superficial layer and materials of gear wheels, coming from their functional setting and on the way of creation of complex parameters, characterizing the state of superficial layer of gear wheels and determining operating property with establishment of correlation of these complexes with technology of machining taking into account technological heredity and control these complex parameters

Keywords: gear-wheels, tempering, gear machining, productivity, parameters, surface coating, quality, operating properties, gear-milling machine.

УДК 621.623

А.Ю. ФИЛАТОВ (канд. техн. наук, мл. науч. сотр.), filatov@ism.kiev.ua
Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ПОЛИРОВАНИЕ ПРЕЦИЗИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ ОПТОЭЛЕКТРОНИКИ ПРИ УСЛОВИИ МОНИТОРИНГА КАЧЕСТВА ОБРАБАТЫВАЕМОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Предложено устройство с системой мониторинга качества обработки поверхности методом рефлектометрии, которое позволяет минимизировать время ее полирования. На основе квантово-механического описания взаимодействия частиц шлама и частиц износа инструмента установлено, что зависимость высоты микропрофиля обрабатываемой поверхности от координаты круговой зоны определяется дифференциальным сечением и телесным углом рассеивания, размером частиц износа инструмента и наиболее вероятным размером частиц шлама. Показано, что фрагменты налета дискретно располагаются в узкой кольцевой зоне, ширина которой составляет $1/20$ диаметра обрабатываемой поверхности.

Ключевые слова: полирование, отражающая способность, частицы шлама, частицы износа, налет.

Введение

Современное состояние развития технологий финишной алмазно-абразивной обработки деталей из стекла, оптических и полупроводниковых кристаллов, оптической керамики и других неметаллических материалов для оптоэлектронной техники характеризуется достижениями, связанными с повышением производительности обработки на технологических операциях тонкого (ТАШ), супертонкого (СТАШ) алмазного шлифования и полирования инструментами со связанными абразивами и улучшением качества обработанных поверхностей, которые достигаются, преимущественно традиционными методами за счет интенсификации режимов обработки, повышения качества алмазных и абразивных порошков, новых материалов связки, усовершенствование процессов изготовления инструмента, выбора наиболее эффективных смазывающе-охлаждающих технологических сред (СОТС) и повышения культуры производства.

В последние десятилетия в теории механической обработки неметаллических материалов разработана и используется физико-статистическая модель образования и удаления частиц шлама из обрабатываемой поверхности, которая позволяет определить производительность съема обрабатываемого материала, интенсивность износа инструмента и параметры шероховатости обработанной поверхности. Однако, до сих пор координатные зависимости шероховатости и временные зависимости отражающей способности обрабатываемой поверхности, а также закономерности взаимодействия частиц шлама и частиц износа инструмента в контактной зоне, механизм образования налета из продуктов износа на поверхности детали и закономерности его локализации практически не изучены.

В то же время, методики *in situ* контроля состояния обрабатываемой поверхности, шлифовально-полировальные станки и устройства, на которых возможно было бы осуществлять мониторинг качества поверхности, а также технологические процессы полирования деталей оптоэлектроники с *in-process, on machining* контролем обрабатываемой поверхности, - находятся в стадии разработки. Исходя из этого, исследование закономерностей процесса полирования неметаллических материалов для оптоэлектроники и разработка на их основе станков, устройств и приспособлений,

оснащенных системами мониторинга качества обрабатываемой поверхности, которые обеспечивают повышение эффективности процесса полирования, являются актуальной задачей.

Целью работы является повышения эффективности процесса полирования деталей оптоэлектроники за счет использования устройства, оснащенного системой мониторинга качества обрабатываемой поверхности.

Основная часть

Исследование дефектности обработанных поверхностей и состояния рабочего слоя инструмента проводились с помощью электронного микроскопа-анализатора «Camscan-4DV», оптического микроскопа ЛОМО «METAMP-1», оснащенного камерой Vision «STD-Res Series» и сканирующего атомно-силового микроскопа NanoScope IIIa. Для контроля шероховатости обработанных поверхностей использовались профилографы-профилометры Perthometer Concept, мод. 252 и «Mitutoyo».

Макро- и микропрофиль обрабатываемой поверхности определялись по помощи оптической измерительной системы «ALICONA» и оптического профилометра с точечным конфокальным лазерным датчиком Stil[®]. Оценка отражающей способности обработанных поверхностей осуществлялась методами рефлектотрии по коэффициенту отражения света на длине волны $\lambda = 530$ нм, по спектрам рассеяния в видимой области 400-680 нм, по диаграммам отражения и индикатрисам рассеяния света, которые определялись по помощи специально разработанных оптических установок. Эллипсометрические параметры поляризованного света, отраженного от обработанной поверхности, и оптические постоянные обрабатываемого материала определялись при помощи лазерного эллипсометра мод. ЛЭФ-3М на длине волны $\lambda = 632,8$ нм. Состояние поверхности прозрачных диэлектриков, в том числе оптического стекла, оценивалось методом *in situ* эллипсометрии непосредственно в процессе полирования неметаллических материалов при помощи специального полировального устройства, встроенного в эллипсометр [1, 2].

В результате проведенных исследований установлена связь отражающей и рассеивающей способности обработанных поверхностей с параметрами их шероховатости, а также изучены зависимость коэффициента отражения света поверхностью, которая подвергается обработке, от времени полирования и зависимость шероховатости поверхности от координаты исследуемого участка. При исследовании состояния полированных поверхностей деталей из прозрачных материалов с помощью *in situ* метода эллипсометрии изучена зависимость коэффициента отражения света от времени полирования и показано, что он изменяется в 3,5–4,0 раза, неоднократно достигая минимального (0,03) и максимального (0,12) значений.

При исследовании состояния полированной поверхности с помощью методов электронной и атомно-силовой микроскопии и профилометрии изучена зависимость средне-арифметического отклонения профиля (параметра шероховатости Ra) от координаты участка на обработанной поверхности, и показано, что она описывается синусоидальным законом и изменяется в пределах от 1 нм до 10 нм. Приведенные данные показывают, что параметры качества поверхности в процессе полирования нелинейно зависят от времени обработки и существенно отличаются на различных участках обрабатываемой поверхности.

Для повышения качества обработанных поверхностей, которое, обычно, ухудшается из-за недостаточного времени полирования и возникновения дефектов, образующихся благодаря налету продуктов износа на рабочей поверхности инструмента, разработан метод *in-process* контроля качества обрабатываемой поверхности. На рисун-

ке 1 приведена схема полировального устройства с системой мониторинга качества обрабатываемой поверхности, которое включает в себя шпиндельный узел 1, инструментальный узел 2, оптическую систему (лазер 3, полупрозрачная пластинка 4, зеркала 5, 6, 7, фотодиоды 8, 9), амплитудно-цифровой преобразователь (АЦП) 10 с выходом на компьютер 11 и систему подачи СОТС (компрессор 12 и распылитель аэрозоля 13) (Патент Украины № 59793, 2011 г.).

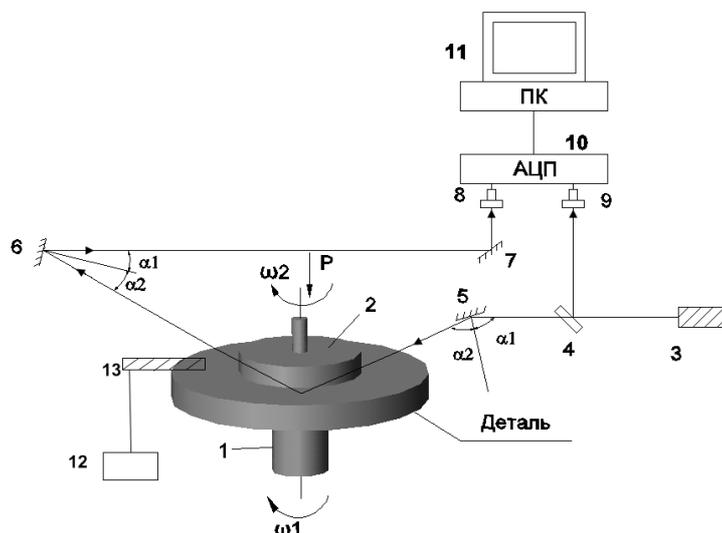


Рис. 1. Схема полировального устройства для in-process контроля качества поверхности

При применении устройства для мониторинга качества обрабатываемой поверхности в процессе полирования поверхностей деталей оптических систем и электронной техники непосредственно в процессе обработки фиксируется величина коэффициента отражения света обрабатываемой поверхностью (рисунок 2). Максимальное значение коэффициента отражения $K = (9,8-9,9) \%$ достигается в различные моменты времени (4,0; 5,5; 6,8 и 8,5 мин.), что означает, что для достижения требуемого качества обработанной поверхности необходимо лишь 4,0 мин. Обычно такого типа деталь полируется 8–10 минут, а коэффициент отражения достигает своего максимального значения лишь случайно, поскольку при отсутствии in-process контроля качества его зависимость от времени обработки предусмотреть практически невозможно. Таким образом, применение устройства с системой мониторинга качества обрабатываемой поверхности непосредственно в процессе обработки позволяет не только достичь максимально возможного результата процесса полирования, а и осуществить это за минимально возможное время.

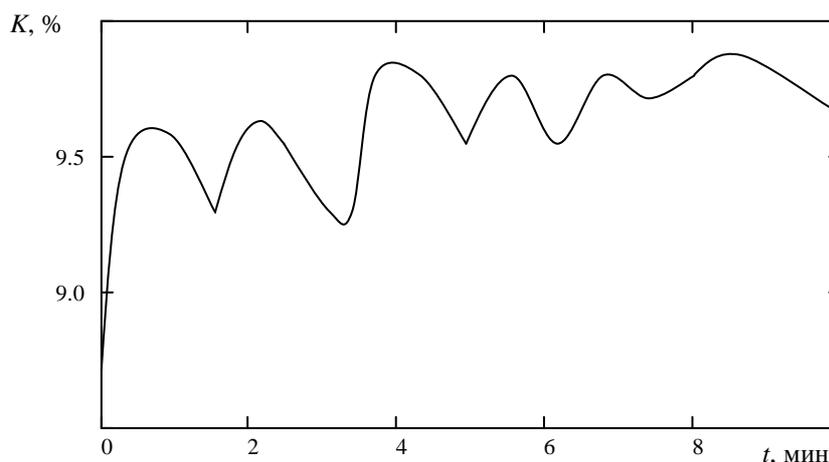


Рис. 2. Зависимость коэффициента отражения света от времени полирования

При исследовании контактного взаимодействия полировального инструмента и детали, а именно взаимодействия наноразмерных частиц износа инструмента и частиц шлама в зоне контакта, на основе квантово-механической теории определены амплитуды их рассеяния:

$$f(\vartheta) = \frac{1}{2ik} \sum_{l=0}^{\infty} (2l+1) P_l(\cos \vartheta) e^{2i\delta_l},$$

где ϑ - угол рассеяния;

$$k(\rho) = \frac{m u(\rho)}{\hbar} - \text{волновое число};$$

m и $u(\rho)$ - масса и скорость частицы;

l - азимутальное квантовое число;

$P_l(\cos \vartheta)$ - полиномы Лежандра;

δ_l - фазовый сдвиг волновой функции,

и дифференциальное сечение рассеяния частиц износа:

$$I(\vartheta) = |f(\vartheta)|^2 = [\text{Re } f(\vartheta)]^2 + [\text{Im } f(\vartheta)]^2,$$

которое характеризует вероятность их попадания на обрабатываемую поверхность.

Установлено, что зависимость дифференциального сечения $I(\rho)$ рассеяния частиц износа на частицах шлама и частицах износа от радиуса круговых зон ρ на обрабатываемой поверхности имеет максимум – 3,0 Тб/ср (барн/стерадиан, 1 барн = 10^{-28} м²) при углах рассеяния близких к 0° (рассеяние вперед) для центральных участков зоны контакта полировального инструмента и обрабатываемой поверхности детали. Показано, что зависимость высоты микропрофиля обрабатываемой поверхности $Z_1(\rho)$ от радиуса ее круговых зон определяется дифференциальным сечением рассеяния $I(\rho)$, телесным углом $\Delta\vartheta^2$ рассеяния и величинами размера d_2 частицы износа и наиболее вероятного размера a , частиц шлама и описывается негармонически модулированной функцией:

$$Z_1(\rho) = \frac{I(\rho)a_v}{\pi d_2^2 [\Delta\vartheta(\rho)]^2}.$$

Профиль обработанной поверхности $Z_t(\rho)$ определяется суммой функций микропрофиля $Z_1(\rho)$ и макропрофиля $Z(\rho)$, которая определена экспериментально с помощью измерительной системы "ALICONA" и аппроксимована частью окружности с радиусом кривизны $R_0 = 16,2$ м. Рассчитанный теоретически микропрофиль полированной поверхности детали из кварца $Z_t(\rho)$ в направлении от ее края к центральной зоне, представлен на рисунке 3. Экспериментальная кривая профиля $Z_e(\rho)$, зарегистрированная с помощью оптического профилометра с конфокальным лазерным датчиком Stil® в Лаборатории микроанализа поверхности Национальной высшей школы механики и микротехники (г. Безансон, Франция), представлена на рисунке 4 и свидетельствует о соответствии теоретических и экспериментальных результатов исследования закономерностей формирования микрорельефа обработанной поверхности при полировании [3].

При исследовании закономерностей образования налета из частиц износа инструмента на обрабатываемой поверхности в процессе полирования на основе квантово-механической теории рассеяния частиц с учетом потенциалов ван-дер-ваальсового и электрического взаимодействия между частицами шлама и частицами износа установлено, что полное эффективное сечение рассеяния частиц износа (вероятность рассеяния в направлении обрабатываемой поверхности) в зависимости от радиуса r круговых зон инструмента выражается формулой

$$\sigma(r) = 2\pi \int_0^{\pi} |f(\vartheta)|^2 \sin \vartheta d\vartheta = \frac{4\pi}{k(r)} \text{Im}[f(\vartheta = 0)]$$

и определяется суммой полных сечений рассеяния частиц износа на частицах шлама и на частицах износа с учетом их концентрации.

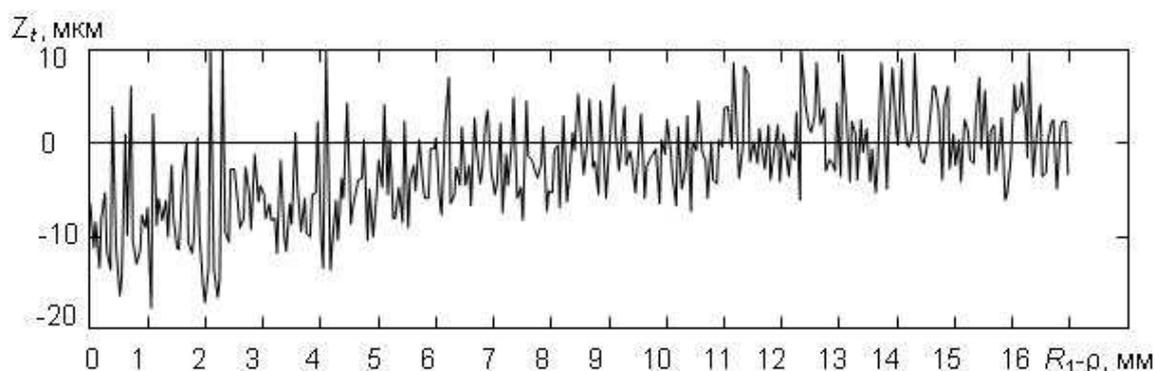


Рис. 3. Теоретическая зависимость высоты микропрофиля от координаты

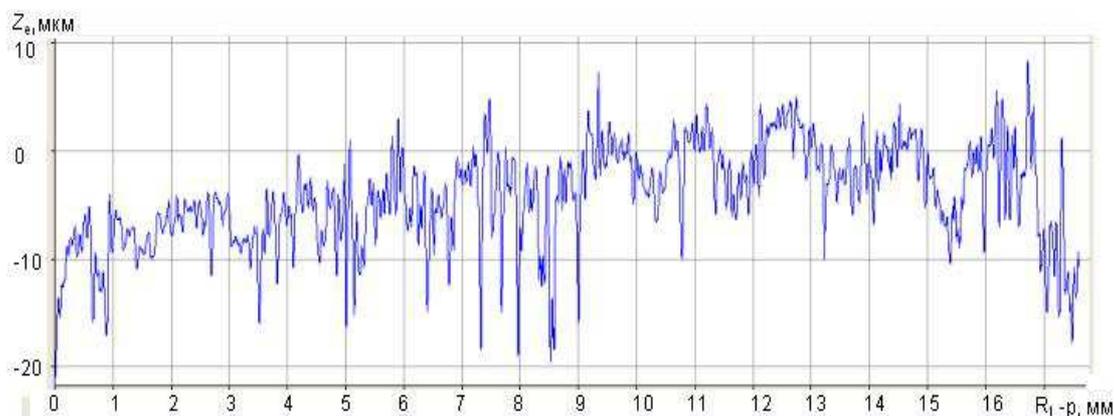


Рис. 4. Експериментальна кривая микропрофиля полированной поверхности кварца

Установлено, що в процесі полірування алюмосилікатного скла інструментом со зв'язаним полірувальним порошком на основі Cr_2O_3 величина повного сечення розсіяння частинок зносу відрізняється від нуля тільки в межах вузького діапазона радіусів кругових зон r , а його максимальна величина перевищує 40 Гб. При переході в систему координат, зв'язану з центром обертання деталі, і перетворенні координат з урахуванням ексцентричного руху інструмента і деталі, показано, що вплив потоку частинок зносу на оброблювану поверхню описується функцією розподілення повного сечення розсіяння вздовж радіуса кругових зон оброблюваної поверхні деталі, яка відрізняється від нуля в межах однієї вузької зони ρ і має максимальне значення 0,7 Гб. Це означає, що найбільша густина концентрації фрагментів налету з частинок зносу інструмента знаходиться саме в цій зоні. Експериментальні дослідження стану обробленої поверхні показали, що в процесі полірування на ній утворювався налет у вигляді окремих фрагментів, які дискретно розташовані в кільцевій зоні, обмеженої двома окружностями, численні значення радіусів яких збігаються з даними теоретичного розрахунку, а ширина кільцевої зони становить приблизно $1/20$ діаметра оброблюваної поверхності [4].

Аналіз показувачів ефективності полірування деталей оптичної електроніки з використанням пристрою з системою моніторингу якості оброблюваної поверхності показав (таблиця 1.), що при обробці скла марки К8 час полірування зменшується з 8-10 хв. до 4 хв., шорхуватість поверхонь зменшується з Ra 0,007–0,013 до Ra 0,005–0,010, коефіцієнт відбиття світла зростає від 6,7 % до 9,9 % по відношенню до показувачів інструмента з полірувальних елементів фірми Fujimi Kenmazai (Японія), які досягаються при обробці на традиційному обладнанні.

Таблиця 1. Результати сравнительного анализа эффективности процесса полирования при условии мониторинга качества обрабатываемой поверхности

Показатели процесса полирования	Без системы мониторинга, инструмент 6A2T-10x5–Fujimi Kenmazai	Устройство с системой мониторинга качества, Инструмент 6A2T-10x 5-ПЕ1–Аквапол (патент Украины № 59793)
Время обработки, мин.	8, 0-10,0	4,0
Коэффициент отражения, %	6,7	9,9
Шероховатость, Ra , мкм	0,007–0,013	0,005–0,010

Выводы

Таким образом, разработано устройство для полирования деталей оптоэлектроники с системой мониторинга качества обработки поверхности методом рефлектометрии, которое благодаря использованию системы подачи смазывающе-охлаждающей технологической среды в виде распыленного аэрозольного тумана, позволяет осуществлять in-process контроль качества обрабатываемой поверхности и минимизировать время ее обработки. Кроме того, исследованы закономерности рассеяния частиц износа инструмента в процессе полирования и показано, что зависимость высоты микропрофиля обрабатываемой поверхности от координаты круговой зоны определяется дифференциальным сечением рассеяния, телесным углом рассеивания, размером частиц износа инструмента и наиболее вероятным размером частиц шлама. Показано, что в процессе полирования диэлектрических материалов на обработанных поверхностях образовывается налет, фрагменты которого дискретно располагаются в узкой кольцевой зоне шириной, составляющей 1/20 диаметра обрабатываемой поверхности.

Список литературы

1. Filatov O.Y. In situ ellipsometry of surface layer of nonmetallic transparent materials during its finish processing / O.Y. Filatov, L.V. Poperenko // Applied Surface Science. - 31 October 2006. - Vol. 253, Issue 1. - PP. 163–166.
2. In situ control of roughness of processed surfaces by reflectometric method / [Yu. D. Filatov, O. Yu. Filatov, U. Heisel, M. Storchak, G. Monteil] // Proc. of SPIE. – 2010. - Vol. 7718. - PP. 7718J1–9 (2010).
3. Bound-abrasive grinding and polishing of surfaces of optical materials / Y.D. Filatov, O.Y. Filatov, G. Monteil, U. Heisel, M.G. Storchak // Optical Engineering. – 2011. - Vol. 50, Issue 6, PP. 063401–7 (2011).
4. Филатов А.Ю. Локализация фрагментов налета на обрабатываемой поверхности при полировании неметаллических материалов / А.Ю. Филатов, В.И. Сидорко // Сверхтвердые материалы. – 2011. - № 5. – С. 73–87.

Надійшла до редакції 08.04.2013

Рецензент: О.Д. Молчанов

О.Ю. ФИЛАТОВ

Институт надтвердых материалов ім. В.М. Бакуля НАН України, м. Київ

ПОЛІРУВАННЯ ПРЕЦИЗІЙНИХ ДЕТАЛЕЙ ОПТОЕЛЕКТРОНІКИ ПРИ УМОВІ МО- НИТОРИНГУ ЯКОСТІ ОБРОБЛЮВАНОЇ ПОВЕРХНІ

Запропоновано пристрій з системою моніторингу якості обробки поверхні методом рефлектометрії, яке дозволяє мінімізувати час її полірування. На основі квантово-механічного

опису взаємодії частинок шламу і частинок зносу інструмента встановлено, що залежність висоти мікропрофілю оброблюваної поверхні від координати колової зони визначається диференціальним перерізом і тілесним кутом розсіювання, розміром частинок зносу інструменту та найбільш вірогідним розміром частинок шламу. Показано, що фрагменти нальоту дискретно розташовуються у вузькій кільцевій зоні, ширина якої складає $1/20$ діаметру оброблюваної поверхні.

Ключові слова: полірування, відбиваюча здатність, частинки шламу, частинки зносу, наліт.

O.Yu. FILATOV

V.N. Bakul Institute for Superhard Materials of the National Academy of Sciences
of Ukraine, Kyiv

POLISHING OF PRECISION OPTOELECTRONIC COMPONENTS WITH ACTIVE QUALITY MONITORING

In situ techniques of the workpiece surface monitoring, design of grinding and polishing machines and devices on which it would be possible to monitor the quality of the surface, technological processes of polishing optoelectronic components with in-process control of the processed surface, - are currently under development. Accordingly, the research of the polishing process of non-metallic materials for optoelectronics and the development of additional tools, devices and accessories, equipped with systems for the quality monitoring of the surface finish, which provide more efficiency increasing of polishing process, is an actual task. The aim of the work is to improve the process of polishing optoelectronics components through the use of a device with a system for the quality monitoring of the machined surface. A device with a system of the quality monitoring of surface treatment, which includes a spindle unit, tool assembly, laser optical system, the amplitude-to-digital converter (ADC) with access to a computer and supply system of the cooling and lubrication technological environment, which consists of a compressor and a spray gun. To improve the surface quality of optoelectronics parts, which is usually worse because of lack of time, in-process quality control of the polishing surface method was developed, which is realized by polishing device with a monitoring system and allows minimizing of the polishing time. On the basis of the quantum-mechanical description of the interaction between the sludge particles and tool wear particles we established that the dependence of the differential scattering cross-section of the wear particles on the sludge particles and wear particles from the radius circular zones on the processed surface has a maximum of 3.0 Tb/Sr at forward scattering for the central parts of the contact zone of polishing tool and workpiece surface.

It is shown, that the dependence of height of the workpiece microprofile on the radius of its circular area is defined by the differential scattering cross section, solid angle scattering, size of sludge particle and the most likely size of sludge particles. It is found that during polishing of dielectric materials on the processed surfaces the deposit is formed, which fragments are discretely located in a narrow annular zone with width of $1/20$ diameter of the workpiece.

Keywords: polishing, reflecting ability, sludge particles, wear particles, deposit.

Перспективні комп'ютерні технології в машинобудуванні (CAD / CAM / CAE-системи)

В.В. ГУСЕВ (д-р техн. наук, професор), vladilgusev@mail.ru

А.Д. МОЛЧАНОВ (канд. техн. наук, доцент), maddon@ukr.net

Ю.О. НОВИКОВА (магістрант)

ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

В.М. ВАКУЛЕНКО (д-р мед. наук, професор), valery.vaculenko@gmail.com

Донецкая областная клиническая травматологическая больница

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ СИСТЕМЫ «ТАЗОБЕДРЕННЫЙ СУСТАВ – МЕТАЛЛИЧЕСКАЯ ПЛАСТИНА»

Разработана модель в среде ANSYS для исследования напряженно-деформированного состояния системы «бедренная кость-имплантат», которая показала, что существующее напряжение в системе не только не превышает допустимое, но и меньше его по величине на порядок.

Ключевые слова: имплантаты, остеосинтез, прочность, бедренная кость, модель.

Введение

Среди главных причин смертности и в структуре первичной инвалидности в Украине последствия травм стойко занимают третье место, уступая лишь сердечно-сосудистым и онкологическим заболеваниям. Одной из современных тенденций мировой травматологии и ортопедии является развитие и широкое внедрение в практику травматолога-ортопеда современных методов остеосинтеза, направленных на сокращение сроков сращения переломов, пребывания больного в стационаре, обеспечение прежней функции поврежденной конечности, снижение уровня инвалидности и быструю социальную адаптацию пострадавшего [1].

На протяжении небольшого промежутка времени интрамедуллярный остеосинтез стал одним из основных методов лечения при переломах середины диафиза, а также и при тяжелых многоосколочных, сегментарных и некоторых внутрисуставных повреждениях. На сегодня сформулированы понятия стабильно-функционального остеосинтеза - вида оперативного лечения переломов костей, который предполагает жесткую фиксацию костных фрагментов друг относительно друга и обеспечивает возможность прежней функции смежных суставов в послеоперационном периоде. Это определяет хороший анатомо-функциональный результат, сокращает сроки восстановительного лечения и работоспособности больного.

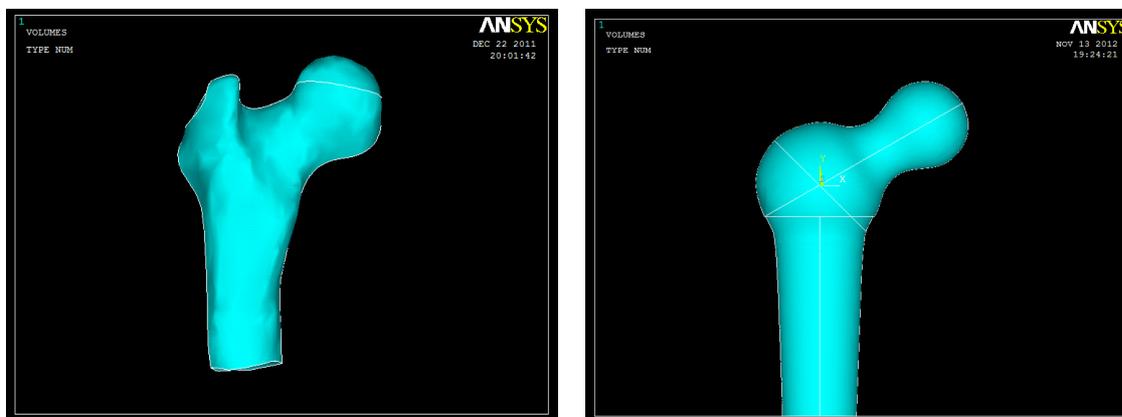
Специфической чертой развития принципов остеосинтеза, имплантатов (фиксаторов) и инструментов является тесная взаимосвязь между исследовательской работой, с одной стороны, и практической хирургической деятельностью, с другой стороны. Поэтому в настоящее время распространено сотрудничество медиков и инженеров. Исследование основных принципов остеосинтеза является актуальной проблемой, над которой работает большое количество ученых [2].

Целью данной работы является создание индивидуального подхода к проектированию имплантата при околоуставных переломах под каждый конкретный случай с учетом характера перелома, а также автоматизации процесса его подбора и изготовления.

Основное содержание работы

С помощью координатно-измерительной машины, установленной в

Запорожском национальном университете, и программного комплекса PowerSHAPE была получена 3D модель бедренной кости (рис 1 а), которая для выполнения расчетов в дальнейшем транслирована в среду ANSYS. Для упрощения расчетной модели бедренной кости, при анализе конструктивных элементов эндопротеза, в процессе ее трансляции с DELCAM PowerSHAPE в ANSYS ее конфигурация была усреднена, т.е. более приближена к геометрически правильным объектам (рис. 1. б).



а б
Рис. 1 – 3D-модель бедренной кости в среде ANSYS

Все существующие системы остеосинтеза фиксируют и обеспечивают неизбежность костных обломков относительно друг друга. Однако при такой фиксации существует большой недостаток. При ходьбе человека вся нагрузка воспринимается сферической частью бедренной кости, которая на 80% состоит из спонгиозной ткани. Ее граница прочности равняется 6 Мпа, в то время как граница прочности динамического винта в 10 раз выше. Итак, при нагрузке сферической части кости в центре головки возникают напряжения, которые превышают границу прочности для этого типа ткани, и в области первых витков шнекового винта нужно ожидать большую вероятность разрушения костной ткани. Т.е. происходит смятие (сдвиг) сферической части относительно шейки бедра, укрепленной винтом [3]. Поэтому при разработке фиксатора было решено прибавить элемент, который воспримет часть нагрузки.

Исходя из вышесказанного, в Донецкой областной клинической травматологической больнице был спроектирован имплантат - пластина с крючком (рис. 2 а). Крючок воспринимает нагрузку и, как следствие, шейка бедренной кости становится менее нагруженной и вероятность перелома из-за неправильного расположения фиксирующих элементов снижается до нуля. Исходя из области применения этой пластины, ее материал должен быть биологически инертным. В качестве такого материала была выбрана сталь марки 12Х18Н10, одно из достоинств которой - относительно невысокая стоимость.

Тело бедренной кости было выполнено полым в его диафизарной части. Для достоверности получаемых результатов внутренние части головки кости и ее массивной части в области между вертелами представлены спонгиозной тканью, то есть более "мягкой" по сравнению с остальной частью кости, с соответствующими характеристиками прочности [4]. Характеристики прочности кортикальной и спонгиозной тканей, а также нержавеющей стали представлены в таблице 1.

Расчетная модель в программной среде ANSYS состоит из бедренной кости с моделируемой линией перелома и рассматриваемой конструкции фиксирующего имплантата, который состоит из пластины и винтов (рис. 2 б). Тип элементов, на которые разбивалась модель, параболический тетраэдр.

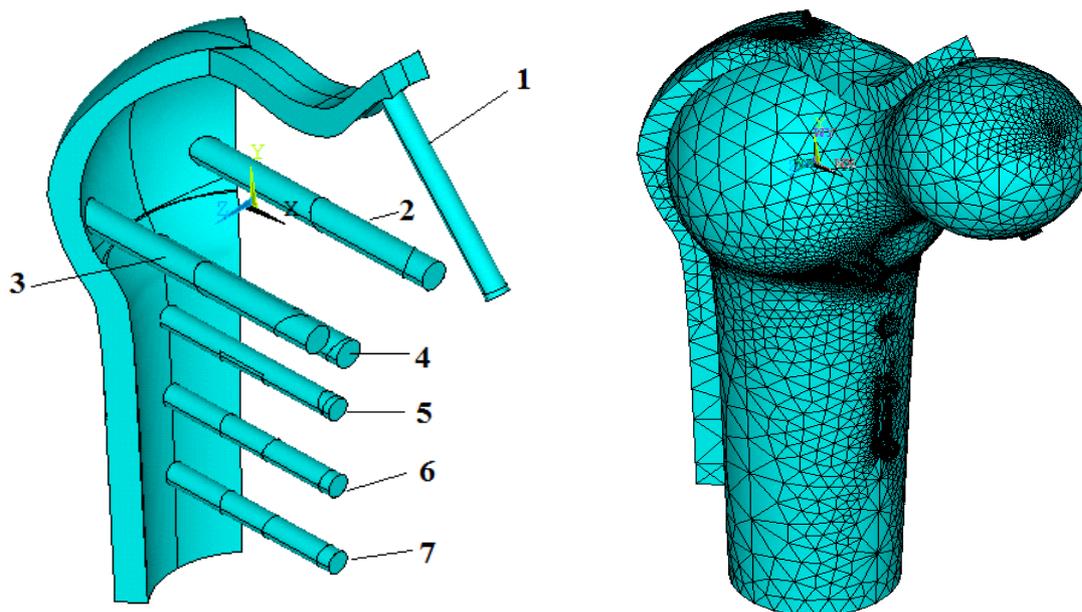


Рис. 2. Модели: а - пластина с крючком и фиксирующими винтами; б - системы «бедренная кость - имплантат» с разбивкой на конечные элементы

Для закрепления расчетной модели узлы нижней торцевой части бедренной кости были зафиксированы. Нагружение было выполнено за счет приложения распределенной нагрузки к верхней полусфере головки бедренной кости с давлением 1,2 МПа из условия максимальной нагрузки на ногу в 6000Н.

Данная модель нагрузки предусматривает нахождение в процессе расчета стабильного положения контактирующих частей конструкции, определяя тем самым конечное напряженно-деформированное состояние расчетной модели. При расчетах будем использовать четвертую теорию прочности. В качестве критерия прочности в этом случае принимают количество удельной потенциальной энергии формоизменения, накопленной деформированным элементом. Согласно этой теории, опасное состояние (текучесть) материала в общем случае напряженного состояния наступает тогда, когда удельная потенциальная энергия формоизменения достигает своего предельного значения. Последнее можно легко определить при простом растяжении в момент текучести.

Таблица 1 – Характеристики прочности костной ткани (среднефизиологические) и нержавеющей стали

Наименование ткани, материала	Модуль упругости, Е, ГПа	Коэффициент Пуассона, μ	$[\sigma]$, МПа
Кортикальна	17	0,3	160
Спонгиозна	1,5	0,3	6
12X18H10	200	0,3	880÷924

Рассчитаем бедренную кость без повреждений (переломов) и с фиксатором при околосуставном переломе под углом 45^0 . Параметры имплантанта представлены в таблице 2.

Таблица 2 - Параметры пластины и винтов

Длина пластины, мм	Толщина пластины и крючка, мм	Ширина пластины и крючка, мм	Количество больших винтов (53мм), шт	Количество винтов малых (38мм), шт
70	4	4	3	3

Рассмотрим результаты расчета на прочность бедренной кости без повреждений при воздействии нагрузки. Цветными полями представлены эквивалентные напряжения (рис. 3, а) и перемещений (рис. 3, б).

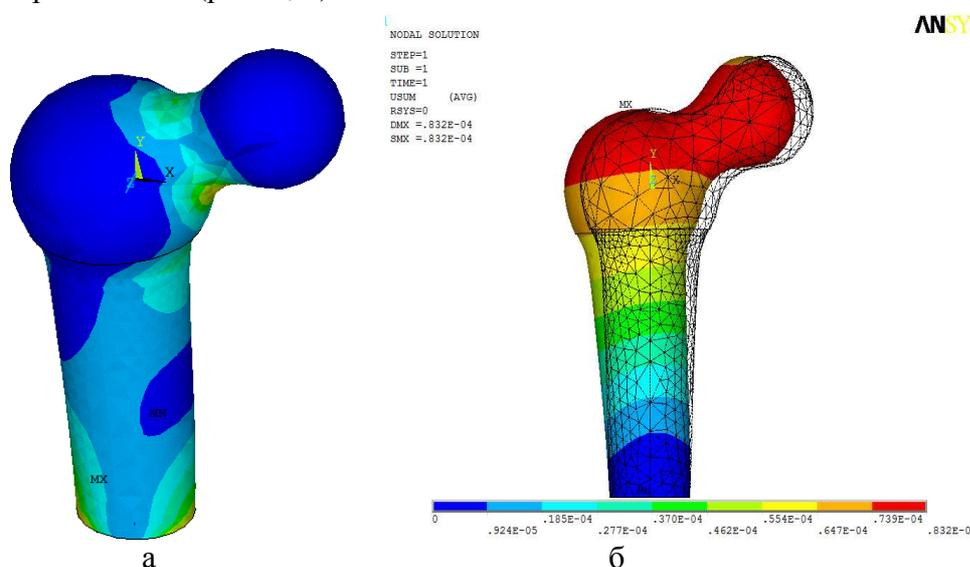


Рис. 3 - Распределение напряжений (а) и суммарный вектор перемещения в бедренной кости (б)

Максимальные напряжения, возникающие в теле кости, равны 115 МПа. Как видно из представленной модели, основное напряжение распределяется на шейке бедренной кости, поэтому шейка является наиболее ответственной ее частью. Деформированное состояние представлено цветом в масштабе 85:1. Максимальные перемещения составляют 0,082 мм.

Результаты расчета напряженно-деформированного состояния системы «бедренная кость - имплантат» при воздействии нагрузки представлены цветными полями эквивалентных напряжений (рис. 4, а) и перемещений (рис. 4, б). Для более наглядного представления распределения напряжений в теле кости условно рассечем ее по продольной оси. Как видно из рис. 4, а, напряжение, возникающее в теле кости, сосредоточено в области пересечения винтов с кортикальным слоем кости. Максимальные напряжения 55,5 МПа, возникающие в системе, имеют место в элементах конструкции фиксатора. Существующее напряжение на порядок ниже допустимого (см. табл.1). Максимальные напряжения в теле кости сосредоточены в области пересечения винтов с кортикальным слоем кости. Величина их составляет 12,3 МПа, а граница прочности кортикального слоя – 160 МПа. Напряжения в нижней части шейки составляет 6,17 МПа, что значительно ниже напряжений в бедренной кости без повреждений.

На рис. 4, б представлены суммарные перемещения под действием нагрузки. Деформированное состояние изображено черным каркасным телом в масштабе 75:1, в то время как исходное состояние изображено цветными полями. Максимальное перемещение под действием нагрузки не превышает 0,1 мм. Характер перемещений системы «бедренная кость - имплантат» не меняются по сравнению с перемещениями неповрежденной кости.

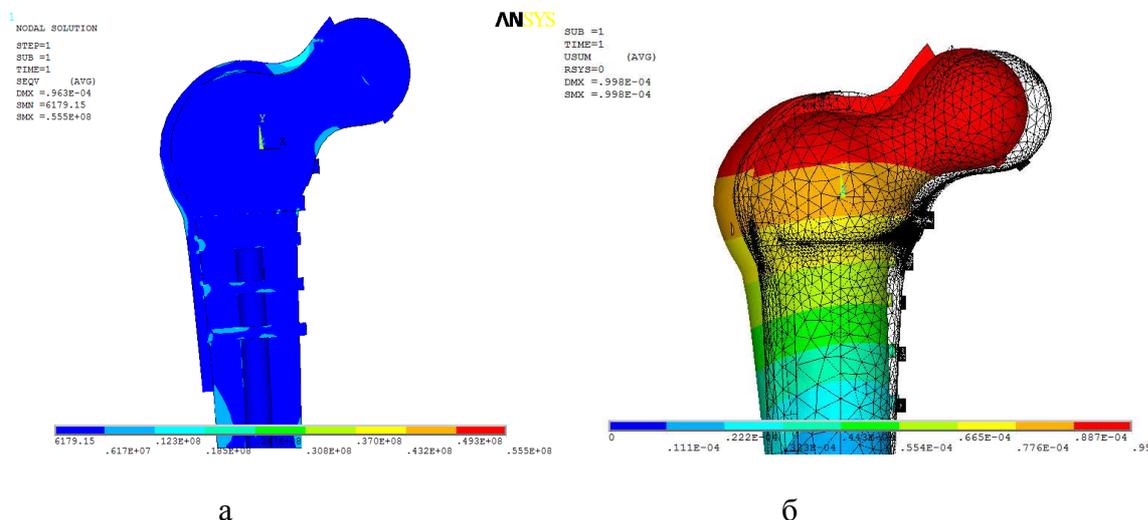


Рис. 4 - Распределение напряжений и суммарный вектор перемещения в системе «бедренная кость - имплантат»

Перемещений и напряжений в области перелома не возникает, что свидетельствует о надежной фиксации при помощи винтов и, соответственно, о скорейшем выздоровлении пациента.

При объединении имплантата с бедренной костью с помощью фиксирующих винтов происходит перераспределение напряжений, возникающих в системе. Применение имплантата позволяет не только фиксировать переломы на проксимальном участке, но и уменьшать в два раза возникающее в системе напряжение, не изменяя при этом характер перемещения системы.

Для того, чтобы проследить зависимость возникающих напряжений в системе «бедренная кость - имплантат» от конфигурации и параметров пластины, в процессе расчета меняем некоторые параметры фиксатора – ширину (8..12 мм) и толщину (4..6 мм) крючка, число больших винтов.

Применение четвертого винта, который фиксирует перелом, привело к перераспределению напряжения в системе "бедренная кость-имплантат". Приложенная нагрузка воспринимается практически верхним винтом, из-за чего максимальное напряжение увеличилось в 1,5 раза (с 55,5 Мпа до 87,5 Мпа). Максимальные перемещения составили 0,082 мм, что соответствует величине перемещений в кости без перелома. Фиксаторы с количеством больших винтов 4 и более могут быть использованы для особенно сложных случаев, где нужно более надежное фиксирование элементов перелома (переломов).

Для исследования влияния размеров крючка на напряженное состояние в системе "бедренная кость-имплантат" использовали ратотабельное планирование эксперимента. Адекватность полученных результатов оценивали по критерию Фишера.

На рис. 5 представим зависимость напряженного состояния системы от конструктивных параметров имплантата (ширины и толщины крючков).

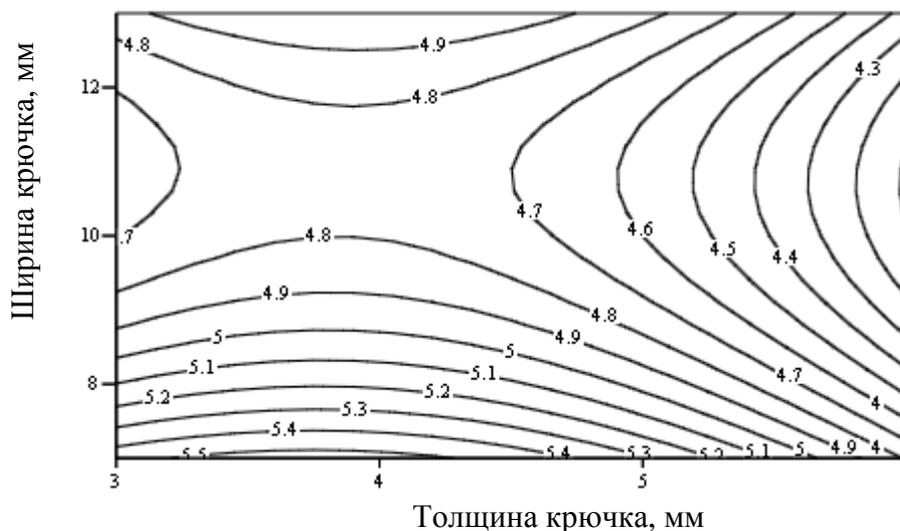


Рис. 5. Графік залежності напружень, що виникають, в системі «бедренна кістка – імплантат», від конструктивних параметрів імплантата

Як видно з графіка, з збільшенням ширини кріючка та товщини пластини напруження в системі зменшуються. Однак, слід зауважити, що максимальні напруження в тілі кістки значно менше допустимих (в 10 раз).

Аналіз напруженого стану системи «бедренна кістка - імплантат» показує, що товщина пластини може зменшуватися до 3 мм. Це свідчить про те, що всю навантаження, яка діє на систему, приймають фіксуючі гвинти та тіло кістки. В даній системі пластина виконує роль фіксатора гвинтів для забезпечення їх нерухомості відносно одна одної. При цьому зміна ширини кріючка дозволяє контролювати величину навантаження, яку приймає шийка бедренної кістки.

Для індивідуального вибору конструкції та параметрів імплантата в залежності від характеру перелому можна запропонувати наступну методику:

1. Збір початкової інформації:
 - 1.1 Томографічний знімок, за яким визначається складність перелому (кількість, розташування та кут нахилу елементів перелому або переломів);
 - 1.2 Визначення густоти кортикальної та губчастий кісткової тканини;
 - 1.3 Визначення характеристик міцності кісткової тканини;
 - 1.4 Перевірка загального стану здоров'я пацієнта.
2. Трансляція моделі бедренної кістки в розрахунковий модуль ANSYS;
3. Проектування імплантата
 - 3.1 На основі аналізу початкових даних з допомогою розробленої програми проектування імплантата в середовищі ANSYS попередньо задаються наступні параметри:
 - кількість гвинтів, які фіксують перелом на проксимальній частині кістки;
 - кількість гвинтів, які фіксують пластину в області циліндричної частини кістки;
 - кількість гвинтів, які фіксують переломи, що знаходяться на циліндричній частині кістки;
 - кут нахилу гвинтів;

- исходя из количества винтов, выбирается их диаметр и длина;
- диаметр и длина винта, который фиксирует крючок фиксатора в сферической части кости;
- толщина и ширина пластины;
- ширина крючка.

3.2 Автоматическое построение фиксатора

4. Расчет на прочность системы "бедренная кость - имплантат"

5. Анализ напряженно-деформированного состояния системы "бедренная кость - имплантат".

Сравнение фактических значений напряжений и перемещений с допустимыми.

При анализе результатов возможны следующие варианты корректировки имплантата.

Фактическое максимальное напряжение и (или) перемещение значительно меньше допустимого. Так как при расчетах уже задан коэффициент запаса по прочности то можно уменьшить количество винтов, их диаметр, толщину пластины или ширину крючка. Далее повторить расчет на прочность;

Фактическое напряжение и (или) перемещение значительно больше допустимых. В этом случае необходимо изменить некоторые параметры фиксатора: увеличить количество винтов, их диаметр, толщину пластины или ширину крючка.

Расчет в среде ANSYS и корректировка конструкции проводится до тех пор, пока фактические напряжения и перемещения не достигнут допустимых величин.

Если фактическое напряжение и перемещения немного меньше допустимых величин. В этом случае параметры фиксатора остаются неизменными.

Спроектированный имплантат транслируется в среду PowerFeatureCAM для автоматического написания управляющей программы для обработки имплантата на станке.

Выводы

В результате проведенной работы была получена расчетная модель системы «бедренная кость - имплантат». При этом, тело бедренной кости было выполнено полным в его диафизарной части.

Разработана программа в среде ANSYS для исследования напряженно-деформированного состояния системы «бедренная кость - имплантат», которая позволила впервые исследовать характер распределения напряжений в системе "бедренная кость - имплантат". Возникающие в системе, максимальные напряжения, имеют место в элементах конструкции фиксатора. Напряжение, возникающее в теле кости, сосредоточено в области пересечения винтов с кортикальным слоем кости. Напряжения в системе на порядок меньше допустимых значений.

Разработана конструкция фиксатора с крючком, который воспринимает часть нагрузки, действующей на шейку бедренной кости. Применение имплантата позволяет не только фиксировать переломы на проксимальном участке, но и уменьшать в два раза возникающие в системе напряжения, не изменяя при этом характера перемещения системы "бедренная кость - имплантат".

Впервые разработаны автоматизированные процессы проектирования и изготовления имплантата под индивидуальный характер перелома бедренной кости.

Список литературы

1. Сименач Б. И. Фрактурология – некоторые аспекты построения учения о переломах. Ч. 2. Управление процессами регенерации / Б. И. Сименач // Ортопедическая травматология. – 2000. – №4. – С. 105-111.

2. Киричек С. И. Травматология и ортопедия / С. И. Киричек // Ортопедическая травматология. – 2002. – С. 156-159.
3. Лакша А.М. Теоретичні основи обчислювальних експериментів в ортопедичній біомеханіці / А.М. Лакша // Сучасні аспекти військової медицини: збірник наукових праць Головного військово-медичного клінічного центру «ГВКГ». – 2010. – Вип. 17. – С. 467-472.
4. Brown T. Mechanical property distribution in the cancellous bone of the human proximal femur / T. Brown, J. Ferguson // Acta Orthop Scand. – 1980. – Vol. 13. – P. 687-699.

Надійшла до редакції 22.03.2013

Рецензент: Л.П. Калафатова

В.В. ГУСЄВ, В.М. ВАКУЛЕНКО, А.Д. МОЛЧАНОВ, Ю.О. НОВІКОВА

Донецький національний технічний університет, Донецька обласна клінічна травматологічна лікарня

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ СИСТЕМИ «ТАЗОСТЕГНОВИЙ СУГЛОБ - МЕТАЛЕВІ ПЛАСТИНИ»

Розроблена модель в середовищі ANSYS для дослідження напружено-деформованого стану системи «стегнова кістка-імплантат», яка показала, що існуюче напруження в системі не тільки не перевищує припустиме, але і менше його за величиною на порядок.

Ключові слова: імплантат, остеосинтез, міцність, стегнова кістка, модель.

V.V. GUSEV, V.M. VAKULENKO, A.D. MOLCHANOV, Yu.O. NOVIKOVA

Donetsk National Technical University, Donetsk Regional Clinical Traumatological Hospital

STUDY OF STRESS-STRAIN STATE OF "HIP JOINT - METAL PLATE"

A program in ANSYS environment to study the stress-strain state of "thigh bone - implant" allowed for the first time to investigate the nature of stress distribution in "thigh bone - implant." The study has shown that the stress in the system does not exceed permissible value, moreover it is even less.

Keywords: implants, osteosynthesis, strength, thigh bone, model.

УДК 621.951.7: 004.896

О.В. МІРОШНИЧЕНКО (канд. техн. наук, доцент), lab_os_instr@mail.ru

В.А. ВОЛОЩУК (магістр)

Донецький національний технічний університет

АНАЛІЗ МОЖЛИВОСТЕЙ АВТОМАТИЗАЦІЇ ПОБУДОВИ ЗБІРНИХ ОСЬОВИХ ІНСТРУМЕНТІВ ЗА ДОПОМОГОЮ CAD-СИСТЕМИ POWER SHAPE

У роботі розглянуті практичні аспекти створення збірних осьових інструментів в автоматичному режимі в CAD-системі Power Shape. Головною відмінною особливістю автоматизації побудови елементів інструменту є використання внутрішніх макросів системи. Після об'єднання елементів інструменту, формується його твердотіла модель. У результаті дослідження можливостей системи PowerShape були виявлені недоліки в роботі з параметризацією об'єктів та при роботі з таблицями даних. Основним недоліком досліджуваної САПР системи є відсутність можливості кінцево-елементного аналізу отриманих моделей.

Ключові слова: автоматизація, свердло, зенкер, макрос, модель інструменту, алгоритм, хвостовик.

Вступ

Методологічні основи автоматизованого проектування різних об'єктів і процесів були закладені і великою мірою реалізовані у вітчизняній промисловості у 70 – 80-х роках минулого сторіччя. З середини 90-их, незважаючи на загальний економічний спад, спостерігалася інтенсивна комп'ютеризація, як досліджень, так і виробництва, а також різке розширення можливостей технічного та програмного забезпечення. Виникле протиріччя зумовило необхідність впровадження різних систем автоматизованого проектування, у тому числі систем автоматизованого проектування різального інструменту (САПР РІ).

Ю.Є. Петухов [1] виділяє наступні актуальні та перспективні напрямки в створенні САПР РІ: 1) розробка та розвиток баз даних і систем управління ними, що разом утворюють банк даних; 2) розробка модулів бази знань та використання методів математичного моделювання та оптимізації; 3) візуалізація проектування; розробка галузевих САПР РІ.

Однак, крім узагальнення завдань, що розв'язують САПР РІ, в роботі не розглянуті практичні аспекти створення таких систем. Не наведено основних елементів інструменту, а також параметрів цих елементів, їх вплив на якість і продуктивність роботи. Крім того, автор опускає вплив виду та умов оброблення на вибір геометричних форм і розмірів інструменту. Тобто, робиться акцент не на практичну сторону застосування САПР РІ, а на теоретичну складову і актуальність впровадження подібних систем та інформаційну складову їх побудови.

В роботі [2] автор пропонує робити ідентифікацію РІ. Під ідентифікацією об'єктів мається на увазі розробка наукових основ уподібнення однотипних об'єктів. В якості моделі для ідентифікації автор пропонує універсальну кінематичну модель процесу різання.

Однак запропонований метод, незважаючи на універсальність, має ряд недоліків: 1) складність практичного застосування зазначеної системи побудови внаслідок того, що для одержання конкретної моделі інструменту доводиться вводити безліч додаткових даних; 2) модель не враховує спосіб виконання інструменту (цільний, збірний); запропонована модель не враховує впливу умов роботи інструменту на його геометрію.

Таким чином, найбільш актуальним на сучасному етапі розвитку САПР РІ є створення автономних систем проектних програмних модулів за окремими напрямками [3]. Існує велика кількість комп'ютерних програм, за допомогою яких можливо вирішити задачу створення баз даних інструментів. Найбільш відомі із них: Компас 3D, SolidWorks, AutoCAD, сімейство програмних продуктів компанії Delcam та інші. Найбільш сучасною та такою, що відповідає усім вимогам, що пред'являються до САПР систем, є продукт Power Shape компанії Delcam. Головною рисою системи Power Shape є можливість поверхнево-твердотільного моделювання та можливість роботи з локальними системами координат, що значно полегшує можливості створення збірних інструментів, тому що це дозволяє не перераховувати усі параметри в абсолютну систему координат.

Основна частина

Основні принципи створення САПР цільних різальних інструментів за допомогою макросів у середовищі Power Shape викладені у роботі [3]. Аналогічним чином робляться бази даних складових частин збірних інструментів. Розглянемо особливості автоматизації побудови збірних осьових інструментів на прикладі збірного свердла.

В залежності від умов обробки, необхідно щоб система могла виконувати побудову базових елементів, що відрізняються за конструкцією. Наприклад при виникненні необхідності побудови системою хвостовика HSK або хвостовика з конусністю 7:24, вибір здійснюється на основі жорсткості корпусу інструменту. Відповідні команди в системі мають такий вигляд:

```
Let $jost1=($L_obr/$Diam>0)&($L_obr/$Diam<3)
Let $jost2=($L_obr/$Diam>=3)&($L_obr/$Diam<5)
if $jost1 {
Macro run ShaftHSK.mac $Diam $L_obr
} elseif $jost2 {
Macro run Shaft7to24.mac $Diam $L_obr
}

```

де $\$Diam$, $\$L_obr$ – відповідно діаметр і глибина отвору, що оброблюється;
 $\$jost1$, $\$jost2$ – умови вибору системою виконуваних підпрограм – макросів, засновані на алгебрі логіки;

ShaftHSK.mac, *Shaft7to24.mac* – імена макросів-підпрограм, що пропонують різні варіанти виконання хвостовика.

Після того, як система обирає підпрограму згідно із закладеними умовами, на дисплеї відображається процес побудови в прискореному темпі. Користувач може бачити, з яких елементів система складає розроблюваний елемент інструменту.

Форма проєктованих елементів інструменту часто являє собою декілька спрощений варіант порівняно з реальним виконанням цих елементів. Такі спрощення часто стосуються поверхонь, для створення яких потрібні складні операції, або поверхонь з невеликим розміром що не мають впливу на міцнісні характеристики інструменту. Форма елементів може бути також отримана за допомогою набору тіл-примітивів і відповідних булевих операцій. Форма примітивів може відрізнятися: від найпростіших кола і прямокутника до складних багатоступінчастих профілів для операції обертання. Складна форма визначається ескізом. У різних САПР процес створення таких ескізів багато в чому однаковий. Побудова починається з вибору робочої площини. Далі, в обраній площині створюється контур, який повинен відповідати певним вимогам:

- контур повинен бути замкнутим;
- контур не повинен містити перетинання ліній, що утворюють петлі;

– контур, призначений для операції обертання, не повинен перетинати вісь обертання.

Надалі, на основі виділеного контуру створюються тіла заданої форми.

В цілому, можна розділити весь процес створення твердотільної моделі елементів інструменту на окремі типові блоки. На початковому етапі створюється ескіз основного тіла елемента в заданій площині. Найчастіше такий ескіз призначений для операції обертання і містить в собі велику частину розмірів елемента. Надалі, на основі отриманого тіла створюються все більш і більш дрібні деталі, які використовуються в наступних булевих операціях. Переважно побудова кожного тіла починається зі створення персональної локальної системи координат. Система PowerShape надає можливість створення подібних систем координат з заданим положенням в просторі а також вказаним ім'ям. Використовуючи останню зазначену можливість, системі координат присвоюється таке ж ім'я, що і тілу, створеному в цій системі координат. Приклад створення системи координат наведено нижче:

create workplane SINGLE

X Y Z

Modify

Name « ім'я »

ACCEPT

select clearlist

де *X, Y, Z* – координати системи координат щодо активної системи координат;
«ім'я» – ім'я системи координат.

Слід враховувати, що створена нова система координат автоматично оголошується активною. Для того, щоб зробити активною будь-яку існуючу систему координат використовується наступна команда:

ACTIVATE WORKPLANE «ім'я системи координат»

У випадку, якщо необхідно провести побудови в глобальній системі координат використовується команда:

ACTIVATE WORKPLANE World

Після виведення на дисплей прихованих елементів, ці елементи зберігають ієрархію і залишаються виділеними. Це дозволяє відразу ж приступати до булевого відімання (рис. 1). Таким чином, використання реєстру прихованих елементів не тільки робить зручніше і наочніше створення елементів інструменту, але і дозволяє спростити підготовку тіл до логічних операцій.

Після закінчення проектування, система збирає дані про моделі, необхідні для подальшої роботи і передає їх у головний макрос. Для експорту даних між макросами використовується команда «EXPORT». Зокрема, в якості вихідних даних після проектування корпусу інструменту виступають як змінні, так і імена елементів, а так само ім'я файлу.

Завершальним етапом побудови моделі інструменту є об'єднання елементів у збірку. Етап зборки елементів інструменту в загальну модель починається з імпорту даних.

Для створення збірки спочатку потрібно додати всі побудовані об'єкти до бібліотеки компонентів системи. Дана операція виконується наступної командою.

CREATE COMPONENT ON_CURSOR

SELECT

BROWSE FILESELECTOR PAT 'PowerSHAPE Файл моделі
(*.psmodel)|*.psmodel|' TITLE OPENFILECONTEXT

Шлях до моделі\модель.psmodel

MODEL C:/ Шлях до моделі / модель.psmodel/

2*0

ACCEPT

X Y Z

Cancel

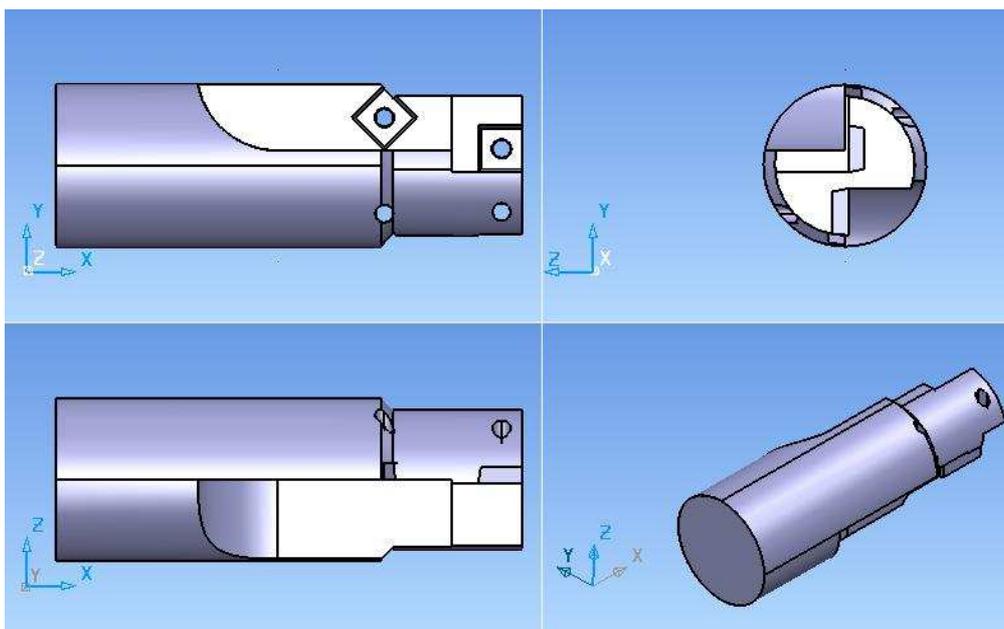


Рис. 1. Результат булевого відіймання при створенні корпуса збірного свердла

Після внесення всіх елементів інструмента в базу даних системи необхідно створити прив'язки між елементами. Тіло макроса прив'язки має наступний вигляд:

CREATERELATION

Add Component "ім'я зборки" "ім'я компонента 1"

SELECT ATTACHMENT "ім'я компонента 1" тип прив'язки \$X \$Y \$Z \$X1 \$Y1

\$Z1

Add Component "ім'я зборки" "ім'я компонента 2"

SELECT ATTACHMENT "ім'я компонента 2" тип прив'язки \$X \$Y \$Z \$X1 \$Y1

\$Z1

APPLY

де ім'я зборки – ім'я зборки, утворене додаванням до імені файлу зі зборкою позначення «assembly»;

ім'я компонента 1, ім'я компонента 2 – імена компонентів, що утворюють прив'язку;

\$X, \$Y, \$Z – координати ключової точки об'єкта, щодо якого утворюється прив'язка.

\$X1, \$Y1, \$Z1 – координати одиничного вектора. Одиничний вектор представляє напрям прив'язки, будується паралельно осі або перпендикулярно площині, щодо яких створюється прив'язка. При вказівці одиничного вектора повинна виконуватися умова:

$$\sqrt{X1^2 + Y1^2 + Z1^2} = 1$$

Після відкриття у файлі-зборці всіх необхідних компонентів необхідно створити між тілами відповідні зв'язки – прив'язки. Система PowerShape пропонує наступні види прив'язок:

– POINT – прив'язка до точки. У цьому випадку після оголошення прив'язки необхідно додати три координати цієї точки. Дана прив'язка не використовує одиничний вектор.

– LINE – прив'язка до лінії. Зазначаються координати початкової і кінцевої точки. Дана прив'язка не використовує одиничний вектор. При вказівці у прив'язці відстані до обраної лінії слід враховувати, що введена відстань буде розрахована не від точок, що безпосередньо знаходяться на прямій, а від уявного продовження лінії у напрямку прив'язки. Приклад подібної побудови показано на рис. 2.

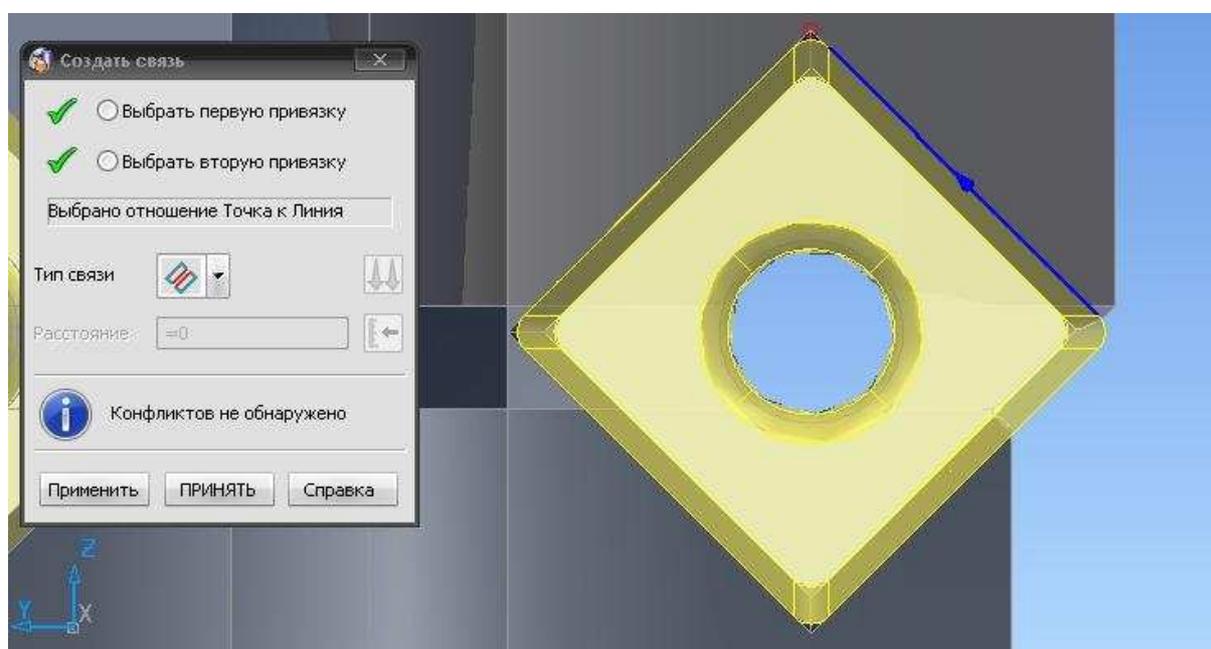


Рис. 2. Приклад прив'язки пряма – точка

– PLANE – прив'язка до площини. Ключова точка в даному випадку – геометричний центр площини. Дана прив'язка використовує одиничний вектор. Одиничний вектор спрямований назовні тіла, частиною якого є обрана площина.

– AXIS – прив'язка по осі. У разі використання цього типу прив'язок ключова точка – геометричний центр поверхні, щодо осі якої створюється прив'язка. Напрямок одиничного вектора обирається системою.

Звичайно у роботі САПР PI використовуються всі наведені типи прив'язок. Для того щоб створити прив'язку між двома елементами, необхідно вказати потрібний тип прив'язки для обох елементів. При цьому, для того, щоб надати одному компоненту необхідне положення в просторі, буває необхідно задати кілька прив'язок.

При додаванні моделей координати нульових точок кожного тіла підбираються згідно з деякими умовами (рис 3):

- корпус інструмента прив'язується до координат 0, 0, 0. Надалі корпус інструмента буде відігравати роль головного тіла в прив'язці.

```

CREATE COMPONENT ON_CURSOR
SELECT
BROWSE FILESELECTOR PAT 'PowerSHAPE Файл моделі
(*.psmodel)/*.psmodel/' TITLE OPENFILECONTEXT
C:\Макрос\деталі\Cage.psmodel
MODEL C:\Макрос\деталі\Cage.psmodel/
2*0
ACCEPT
0 0 0
cancel

```

- хвостовик поміщений у координати 0 0 100. При таких координатах хвостовик знаходиться на одній осі з корпусом інструменту, що полегшує його подальшу прив'язку.

```

CREATE COMPONENT ON_CURSOR
SELECT
BROWSE FILESELECTOR PAT 'PowerSHAPE Файл моделі (*.psmodel)/*.psmodel/' TITLE
OPENFILECONTEXT
C:\Макрос\деталі\Shaft.psmodel
MODEL C:\Макрос\деталі\Shaft.psmodel/
2*0
ACCEPT
0 0 100
cancel

```

- пластини поміщені в координати 60 0 0, 70 0 0, 80 0 0, 90 0 0. Такі координати дозволяють уникнути накладення компонентів один на одного.

```

CREATE COMPONENT ON_CURSOR
SELECT
BROWSE FILESELECTOR PAT 'PowerSHAPE Файл моделі (*.psmodel)/*.psmodel/' TITLE
OPENFILECONTEXT
C:\Макрос\деталі\Plate.psmodel
MODEL C:\Макрос\деталі\Plate.psmodel/
2*0
ACCEPT
60 0 0
70 0 0
80 0 0
90 0 0
cancel

```

Другий етап складання – створення прив'язок, був описаний вище. Між компонентами інструмента треба робити наступні прив'язки.

Корпус інструменту – хвостовик: для зв'язку компонентів використовуються прив'язки «площина – площина» і «вісь – вісь». У якості площин, було обрано поверхні, на яких лежить центр глобальної системи координат (точка 0 0 0). Слід враховувати, що ця прив'язка використовує одиничний вектор, який спрямований назовні компонента. За замовчуванням прив'язка «площина – площина» будується таким чином, щоб напрямки одиничних векторів обох тіл збігалися. Однак у подібному випадку тіла будуть накладені один на одне. Для того, щоб уникнути накладення тіл використовується ко-

манда «ALIGNMENT ANTIALIGN». Дана команда ставиться після зазначення всіх необхідних елементів прив'язки, але перед підтвердженням прив'язки командою «APPLY». Друга прив'язка поміщає компоненти на одну вісь. Однак, за умовами додавання компонентів у складальну одиницю, корпус інструменту і хвостовик вже знаходяться на одній осі, тому дана прив'язка зазначена тільки на випадок збою при додаванні компонентів.

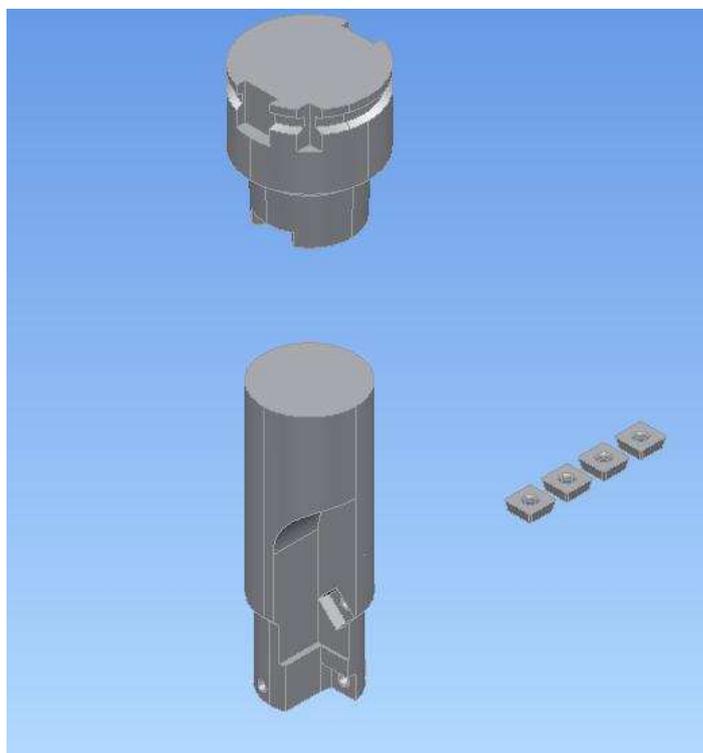


Рис. 3. Приклад додавання компонентів за координатами у збірку

Корпус інструменту – різальна пластина: для зв'язку компонентів використовуються прив'язки «вісь – вісь» і «точка – площина». Для прив'язки «вісь – вісь» на корпусі інструмента вказується циліндрична поверхня, утворена елементами «база гвинт_1» і «база гвинт_2». При створенні цієї прив'язки компонент «пластина» переміщується в нове положення. Однак для надання потрібного положення в просторі необхідно вказати додаткові зв'язки. Прив'язка «точка – площина» переміщує модель пластини у відповідну виточку в моделі корпусу. Якщо потрібно, в якості додаткової прив'язки треба використовувати прив'язку «точка – лінія».

Для зручності сприйняття моделі користувачем, бажано використовувати можливість задати колір кожного компонента. Приклад відповідного блоку команд наведено нижче:

```
add Component "Drill_assembly" "shaft"  
Style Colour RaiseOtherColour RGB  
RGB 0,24314 0,24314 0,24314  
ASEDIT MATERIAL FROM_SUBITEMS_OFF  
ASEDIT STYLE FROM_SUBITEMS_ON  
FORMAT MATERIAL COLOURON ACCEPT  
Select clearlist
```

Після надання відповідного виду компонентів і їх взаємної прив'язки система зберігає отриману модель в окремий файл і завершує роботу. Приклад моделі збірного інструменту, побудованої в автоматичному режимі наведено на рис. 4.

Висновки

Система PowerShape показала як ряд переваг, так і ряд недоліків з точки зору автоматизації побудови збірних інструментів. До переваг можна віднести наступне:

- наочність побудови – всі етапи автоматичної побудови відображаються на дисплеї користувача. На стадії налагодження дана особливість системи значно спрощує роботу;

- робота з локальними системами координат – система пропонує зручний спосіб створення, редагування і роботи відразу з декількома системами координат. Дана можливість сильно полегшує написання підпрограм, так як дозволяє не перераховувати усі параметри в абсолютну систему координат, а проектувати елемент за заданими параметрами в локальній системі.

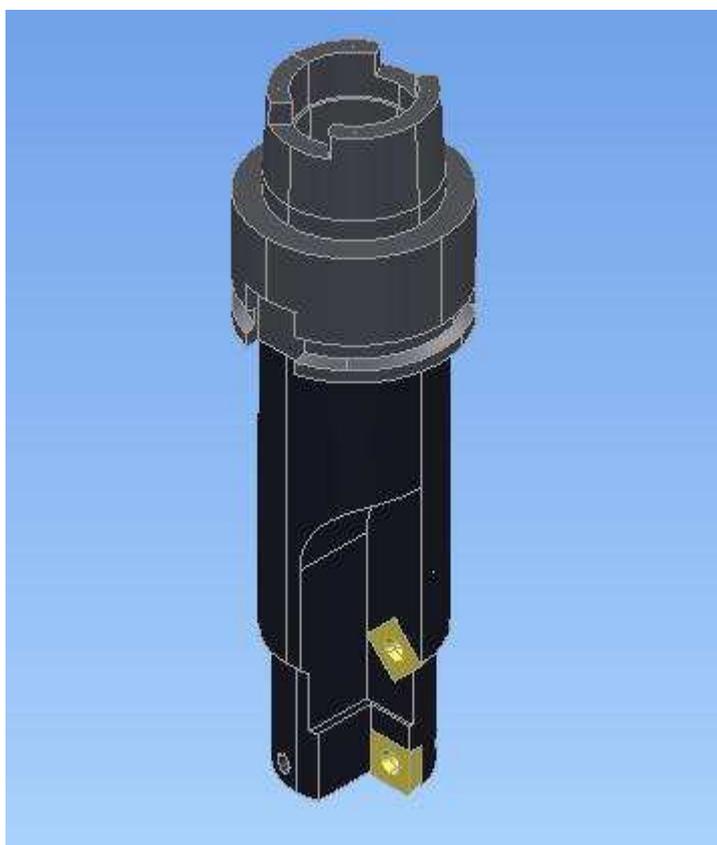


Рис. 4. Приклад збірного інструменту, побудованого в автоматичному режимі за допомогою CAD-системи Power-Shape

- Можливість додаткових налаштувань базових примітивів – дана можливість значно спрощує створення складних тіл, зменшуючи обсяг додаткових розрахунків і побудов.

В ході роботи з системою PowerShape були виявлені наступні недоліки:

- параметризація – в системі PowerShape параметрично можна поставити тільки базові примітиви. Ні системи координат, ні ескізи параметризації не підтриму-

ють. Крім того, з точки зору користувача процес зміни значень параметрів виконаний досить незручно;

– робота з таблицями параметрів – в системі PowerShape не реалізована можливість збереження таблиць даних у зовнішніх файлах;

– експорт моделей – експорт моделей в пакеті DELCAM здійснюється програмою «Exchange». Проте ця програма екпортує моделі не як твердотільні елементи, а як перелік поверхонь, що обмежують тіло. В той же час для аналізу методом кінцевих елементів необхідна твердотільна модель. Таким чином, моделі, отримані в системі PowerShape, потребують додаткового доопрацювання в програмі кінцевоелементного аналізу. У деяких випадках час на виправлення такої моделі може навіть перевищувати час на створення такої ж моделі вручну.

Список літератури

1. Петухов Ю.Е. Некоторые направления развития САПР режущего инструмента / Ю.Е. Петухов // СТИН. - 2003. - № 8. - С. 26 – 30.

2. Новосёлов Ю. А. Проблематика автоматизации проектирования режущих инструментов / Ю. А. Новосёлов // СТИН. - 2008. - № 9. - С. 13 – 21.

3. Мірошніченко О.В. Автоматизація розрахунку та побудови розверток за допомогою CAD системи POWER SHAPE. / О.В. Мірошніченко, В.А. Волощук // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2012. - Випуск 9 (168). – С. 209 – 216.

Надійшла до редакції 19.04.2013

Рецензент: В.В. Полтавець

А.В. МИРОШНИЧЕНКО

В.А. ВОЛОЩУК

Донецкий национальный технический университет

АНАЛИЗ ВОЗМОЖНОСТЕЙ АВТОМАТИЗАЦИИ ПОСТРОЕНИЯ СБОРНЫХ ОСЕВЫХ ИНСТРУМЕНТОВ С ПОМОЩЬЮ CAD-СИСТЕМЫ POWER SHAPE

В работе рассмотрены практические аспекты создания сборных осевых инструментов в автоматическом режиме в CAD-системе Power Shape. Главной отличительной особенностью автоматизации построения элементов инструмента является использование внутренних макросов системы. После объединения элементов инструмента, формируется его твердотельная модель. В результате исследования возможностей системы PowerShape были выявлены недостатки в работе с параметризацией объектов и при работе с таблицами данных. Основным же недостатком исследуемой САПР системы является отсутствие возможности конечно-элементного анализа полученных моделей.

Ключевые слова: автоматизация, сверло, зенкер, макрос, модель инструмента, алгоритм, хвостовик.

O.V. MIROSHNICHENKO

V.A. VOLOSCHUK

Donetsk National Technical University, Ukraine

ANALYSIS OF THE POSSIBILITIES FOR AUTOMATION OF CONSTRUCTION OF BUILT-UP AXIAL TOOLS BY MEANS OF POWERSHAPE CAD-SYSTEM

The paper discusses the practical aspects of design of built-up axial tools automatically in the PowerShape CAD-system. The main distinguishing feature of automation of construction of tool elements is the use of internal macroinstructions of system. After combining of tool elements its solid model is formed. The following advantages are considered: all stages of automatic construction are displayed for the user. At the stage of debugging this feature greatly simplifies the work, the system

offers a convenient way to create, edit, and work with a few coordinate systems. There is a possibility of additional adjustments of basic primitives – this feature greatly simplifies the creation of complex bodies, reducing the quality of additional calculations and constructions.

The main drawback of the researched system is the following: in the PowerShape system it is possible to put parametrically only basic primitives. Coordinate systems and sketches do not support parameterization. In addition, from the point of view of the user the process of changing the values of the parameters is made inconvenient enough; PowerShape system do not realize an option to save the data tables in external files, export of models in DELCAM is carried out by the program “Exchange”. However, this program exports the model not as solid elements, but as a list of surfaces that limit the body. At the same time, for finite element analysis the solid model is necessary. Thus the models obtained in the PowerShape system need further modification in the finite element analysis program. In some cases, the time for correction of such a model can even exceed the time of creating it by hand.

Keywords: automation, drill, core drill, macroinstruction, tool model, algorithm, shank.

УДК 62-50:621.91:004.924

Ю.В. ПЕТРАКОВ (д-р техн. наук, профессор), yp-86@yandex.ru
Р.Р. СИМУТА (канд. техн. наук, ст. преподаватель), simutaroman@gmail.com
Национальный технический университет Украины «КПИ», г. Киев

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИСХОДНЫХ ДАННЫХ СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ 3D ФРЕЗЕРОВАНИЕМ НА СТАНКАХ С ЧПУ

Предложена математическая модель представления исходной информации для новой САМ системы автоматизированного проектирования управляющих программ 2,5D и 3D фрезерования на станках с ЧПУ. Математическая модель разработана в рамках новой концепции параллельного проектирования управляющих программ. Рассмотрены основные свойства и разработаны математические модели траектории движения инструмента, непосредственно инструмента и заготовки. Разработано программное приложение, реализующее предложенную математическую модель, и рассмотрен пример его использования.

Ключевые слова: ЧПУ, 3D фрезерование, САМ система, моделирование процесса фрезерования.

Введение

В современном машиностроительном производстве широко используются разнообразие интегрированные CAD/CAM системы автоматизированной подготовки управляющих программ для станков с ЧПУ. Как показал анализ таких систем [1, 2] и производственный опыт, все они имеют весьма существенный недостаток, состоящий в полном игнорировании процесса резания, что приводит к различным коллизиям при обработке и значительным потерям производительности. Такая причина привела к падению рынка САМ систем [3] и вынудила их производителей искать новые технологические решения в плане учета процесса резания. Здесь наиболее преуспела компания Delcam с новой стратегией Vortex в САМ системе PowerMILL 2013 [4]. Однако, принятая стратегия (траектория движения по трохоидам) требует учета динамических свойств станка, где она будет использоваться [5].

Таким образом, проблема автоматизации проектирования управляющих программ для станков с ЧПУ с учетом процесса резания остается весьма актуальной.

Постановка задачи

На кафедре технологии машиностроения НТУУ «КПИ» разработана новая концепция проектирования управляющих программ для станков с ЧПУ [6]. Эта концепция состоит в предварительном моделировании процесса срезания припуска с целью определения условий резания на каждом участке формообразующей траектории и по результатам выполняется автоматическое проектирование управляющей программы в три этапа: стабилизация условий резания, оптимизация всего процесса обработки и, если необходимо, коррекция формообразующей траектории.

Поскольку создание интегрированной новой, полноценной CAD/CAM системы, в соответствии с этой концепцией является весьма сложной задачей, было решено реализовать ее через подсистему, которая функционирует параллельно используемой на производстве конкретной CAD/CAM системе. Основным модулем такой подсистемы является модуль моделирования срезания припуска. Поскольку необходимо обеспечить универсальность подсистемы, т.е. возможность ее функционирования с разными CAD/CAM системами, была поставлена задача опираться на информацию,

содержащуюся в файле управляющей программы, который генерируется используемой на производстве конкретной CAD/CAM системой и соответствующим постпроцессором.

Основное содержание работы

В соответствии с новой концепцией была разработана структурно-логическая схема параллельного проектирования управляющей программы (рис.1). Первым этапом проектирования управляющей программы обработки любой детали является ввод исходной информации о детали, данных о заготовке из которой изготавливается данная деталь, инструменте, которым предполагается вести обработку и режимах резания для данного инструмента. Перед непосредственным проектированием управляющей программы технолог-программист выбирает общую стратегию обработки и дополнительные параметры (высоты врезания и ускоренных перемещений инструмента, тип подвода и отвода инструмента и т.п.). Как правило, этот процесс носит итерационный характер, и количество итераций зависит от опыта технолога-программиста. После окончательного ввода исходных данных САМ система в автоматическом режиме создает траектории движения инструмента и на их основе управляющую программу.

Именно на этом этапе, согласно разработанной концепции, технологу программисту предлагается использовать подсистему управления 3D фрезерованием, которая реализует задачи моделирования процесса снятия припуска, стабилизации процесса резания, оптимизации режимов резания и коррекции траекторий движения инструмента. И именно технологу предлагается решить, какой из вариантов программы ввести в систему управления станком. Этот процесс отображен на рис.1 пунктирными стрелками.

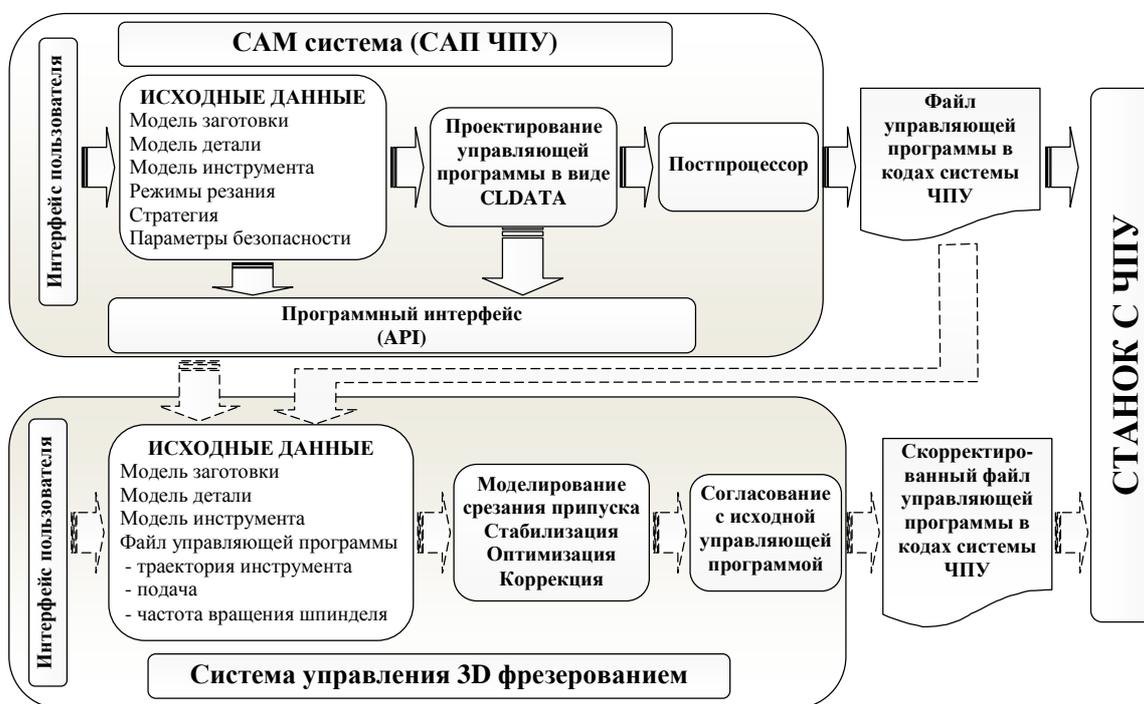


Рис.1. Структурно-логическая схема проектирования управляющей программы

Исходные данные и способы их ввода в систему. Исходными данными для системы управления 3D фрезерованием являются: геометрическая форма и материал заготовки; геометрическая форма и материал инструмента; траектория движения инструмента и значение подачи для каждого ее участка; частота вращения шпинделя. Для

проверки результатов моделирования также необходима геометрическая форма детали, характеристики качества ее поверхностей, допуски на размеры, отклонения от формы и расположения поверхностей.

Традиционным способом ввода исходных данных в любую систему является их ручной ввод оператором посредством интерфейса пользователя. Используя такой подход, пользователь должен вручную выбрать исходный файл УП и ввести необходимые данные. Однако некоторую часть исходной информации можно получить непосредственно из САМ системы, в случае, если ее разработчиками предусмотрен программный интерфейс приложения (Application Program Interface, API). Тогда необходимые данные о геометрической форме заготовки, инструмента и детали, режимах резания, а также о файле исходной управляющей программы, можно получить непосредственно из САМ системы.

Математическая модель траектории движения инструмента. Траекторию движения инструмента можно представить в виде множества S участков S_i , по которым перемещается некоторая исходная точка инструмента:

$$S = \bigcup_{i=1}^n S_i, \quad (1)$$

где n – количество участков траектории.

В свою очередь каждый участок S_i траектории движения инструмента можно описать в виде множества атрибутов (свойств) $s_{ij} \in S_i$, с помощью которых можно полностью описать каждый участок траектории

$$S_i = \{s_{i1}, \dots, s_{ij}, \dots, s_{im}\}, \quad (2)$$

где m – количество атрибутов участка траектории S_i .

В качестве атрибутов можно использовать любые наборы свойств, позволяющие однозначно идентифицировать данный участок траектории.

Основные свойства любого участка траектории можно определить из следующих соображений. Каждому участку траектории, соответствует определенный тип геометрической формы отрезка прямой или кривой линии. То есть, для каждого участка траектории S_i можно определить атрибут геометрической формы s_{iG} , который может принимать одно из следующих значений: прямая $G_{пр}$, дуга окружности $G_{окр}$, сплайн $G_{спл}$, спираль $G_{спир}$ и т.д.

Все участки траектории движения инструмента по скорости его перемещения относительно заготовки можно разделить на три основных типа:

- участки ускоренной подачи, на которых осуществляется быстрый отвод инструмента на безопасную высоту, быстрое его перемещение на безопасной высоте и быстрый подвод до высоты резания;
- участки подачи резания, на которых инструмент перемещается с предварительно заданной подачей резания;
- участки рабочей подачи, на которых инструмент перемещается со скоростью рабочей подачи.

Таким образом, для каждого участка траектории S_i можно определить атрибут подачи s_{iF} , определяющий скорость движения исходной точки инструмента на данном участке траектории. Свойство подачи может принимать только одно из трех значений подач: подачи врезания $F_{врез}$, рабочей $F_{раб}$ и ускоренной $F_{уск}$ подач.

Еще одним важным свойством траектории движения инструмента является наименьшая координата z_{min} , которой достигает инструмент. Координата z_{min} и соответствующий ей атрибут s_{iZ} учитываются в математической модели заготовки, что будет рассмотрено несколько ниже.

Как уже отмечалось, важнейшей задачей разработанной на кафедре технологии машиностроения НТУУ КПИ концепции является моделирование срезания припуска [7]. Для этого предлагается рассчитывать параметры срезаемого слоя материала и на их основе силовые характеристики процесса резания по всей траектории формообразующего движения. Геометрические модели заготовки и траекторий представляются в виде цифровых массивов, определяющих конкретные точки при геометрическом взаимодействии. Очевидно, что количество таких точек должно зависеть от длины участка траектории движения инструмента и от шага цифровых массивов, который определяет расстояние между ними. Причем точки, в которых будут производиться расчеты, имеет смысл определять только на участках, в которых происходит процесс резания материала, т.е. на участках подач врезания и рабочей подачи (рис.2). Таким образом, каждый участок траектории движения инструмента S_i будет состоять из множества отрезков S_{ik} , на которых обработка будет производиться по скорректированной после моделирования и оптимизации подаче:

$$S_i = \bigcup_{k=1}^p S_{ik}, \quad (3)$$

где p – количество отрезков. Очевидно, что каждое подмножество S_{ik} характеризуется таким же набором атрибутов, что и множество S_i . Единственное различие, что после выполнения процесса моделирования, атрибут подачи будет содержать скорректированное значение.

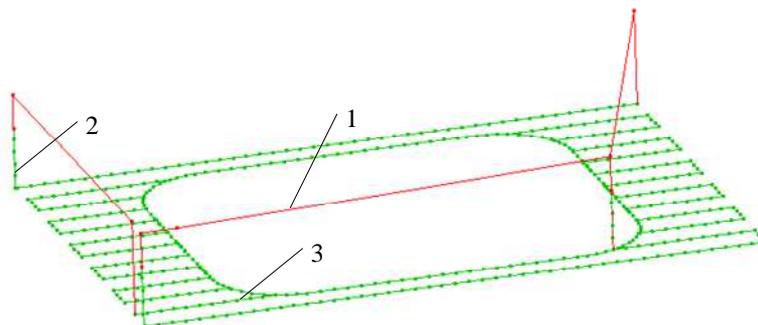


Рис.2. Траектория движения инструмента: 1 – участки ускоренной подачи; 2 – участки врезания инструмента; 3 – участки рабочей подачи

Математическая модель инструмента. При моделировании режущего инструмента (в данном случае фрезы), его можно представить в виде следующего множества атрибутов:

$$T = \{t_1, \dots, t_i, \dots, t_n\}, \quad (4)$$

где n – количество атрибутов инструмента T .

В качестве основных свойств инструмента, определяющих атрибуты t_i можно выделить следующие: тип конструкции фрезы t_T (концевая, сферическая, скругленная, торцевая и т.д.); диаметр t_D ; длина t_L и длина вылета t_{Lo} ; радиус скругления t_R ; материал t_M , наибольшая допустимая подача t_F и др.

Геометрическая форма инструмента может быть представлена в виде совокупности цилиндрических фрез различного диаметра и достаточно малой толщины [7].

Математическая модель заготовки. Для моделирования заготовки предлагается использовать оригинальный прием [7], основанный на аналогии с LOM (Laminated Object Modeling) технологиями. Сущность таких технологий, предназначенных для создания 3D моделей сложных деталей методом быстрого прототипирования (Rapid Prototyping), состоит в последовательном наращивании плоских слоев, каждый из которого имеет свой контур. В результате создается объем сложной 3D формы. Таким образом, геометрическую форму заготовки M можно представить в виде совокупности слоев L_i :

$$M = \bigcup_{i=1}^n L_i, \quad (5)$$

где n – количество слоев.

Поскольку срезание припуска происходит только до определенной высоты, которая, как указывалось выше, определяется координатой z_{min} траектории движения инструмента, то разбивать заготовку на слои предлагается, начиная с этой координаты. Величина шага между слоями Δ_z выбирается из соображений точности аппроксимации заготовки. Каждый слой L_i содержит один или несколько контуров C_{ij} сечений заготовки:

$$L_i = \bigcup_{j=1}^m C_{ij}, \quad (6)$$

где m – количество контуров в каждом слое.

Геометрическую форму каждого контура C_{ij} сечения предлагается представлять в виде множества отрезков l_{ijk} , аппроксимирующих контур с необходимой точностью Δ :

$$C_{ij} = \{l_{ij1}, \dots, l_{ijk}, \dots, l_{ijp}\}, \quad (7)$$

где p – количество отрезков в каждом контуре.

Поэтому в графическом окне программы моделирования геометрическая модель заготовки представляется в виде слоев, обозначенных соответствующими точками массива (рис.3).

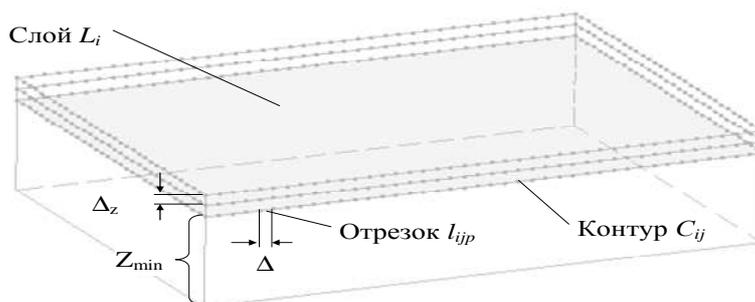


Рис.3. Моделирование заготовки

Практические результаты

Представленная в данной статье математическая модель исходных данных была использована при разработке подсистемы параллельного программирования для управления 3D фрезерованием. Ниже представлено функционирование разработанной программы подсистемы на примере работы с управляющей программы (УП), созданной в САМ системе DelCAM PowerMill (рис.4).

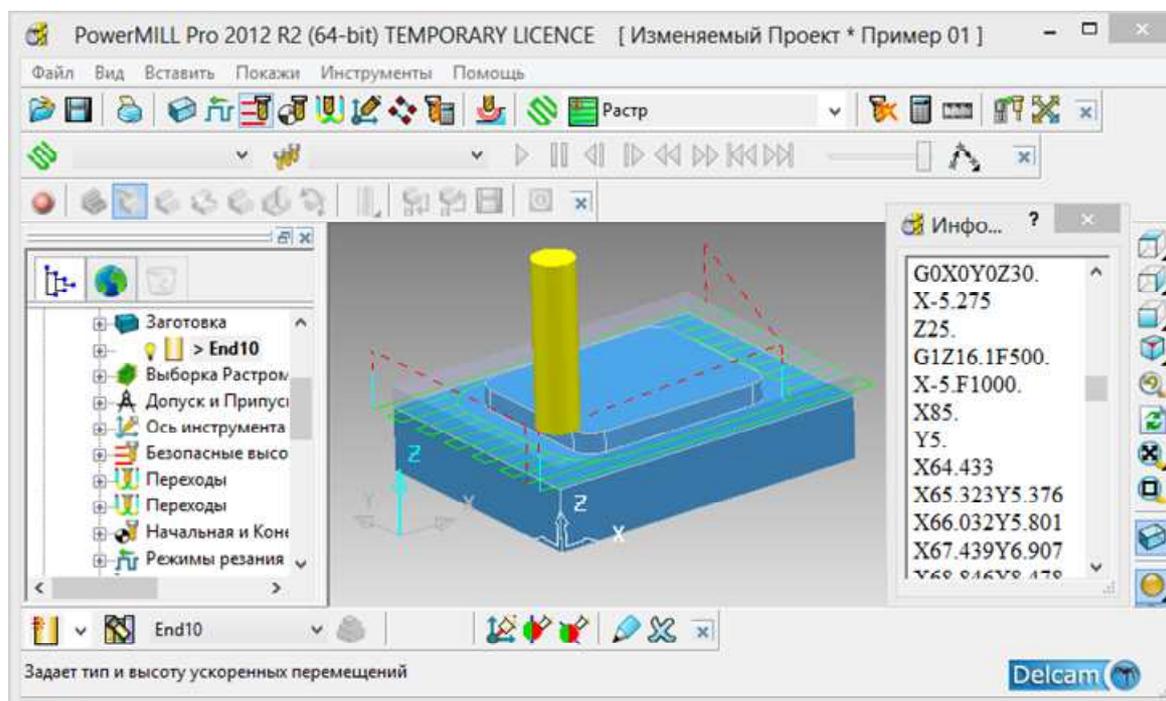


Рис.4. Проектирование управляющей программы в PowerMILL 2012

Обработка производится концевой фрезой. В качестве заготовки выбран брус с размерами, совпадающими с габаритными размерами детали. Стратегия обработки «растр» с шагом 0,7 диаметра фрезы. Режимы резания оставлены по умолчанию.

Результатом разработки управляющей программы является текстовый файл с УП в виде G-кодов. Пользователем этот файл импортируется в разработанную подсистему управления 3D фрезерованием, после чего производится его анализ. В ходе анализа система автоматически определяет количество участков траектории, подачу на каждом участке и, соответственно, режим работы на этом участке (холостой, врезание или режим обработки).

Поскольку САМ система DelCAM PowerMill сохраняет в файле управляющей программы также информацию о заготовке и инструменте, то в ходе анализа эти данные также выявляются и используются в дальнейшем при моделировании. Все недостающие для моделирования данные вводятся пользователем в ручном режиме. Результат моделирования 3D фрезерования для данного примера показан на рис.4.

После загрузки и анализа файла с исходной управляющей программой, система в автоматическом режиме автоматически воссоздает траекторию движения инструмента. При этом участки, на которых производится срезание припуска, разбиваются на отрезки, длина которых на данном этапе разработки задается пользователем. В зависимости от типа инструмента и его геометрических параметров строится его упрощенная трехмерная модель. Модель заготовки создается на основе ее типа (брус, цилиндр и т.п) и габаритных размеров. Координата z_{min} , с которой начинается разбиение заготовки на

слои, определяется системой в ходе анализа траектории движения инструмента. Величины точности аппроксимации заготовки определяются пользователем.

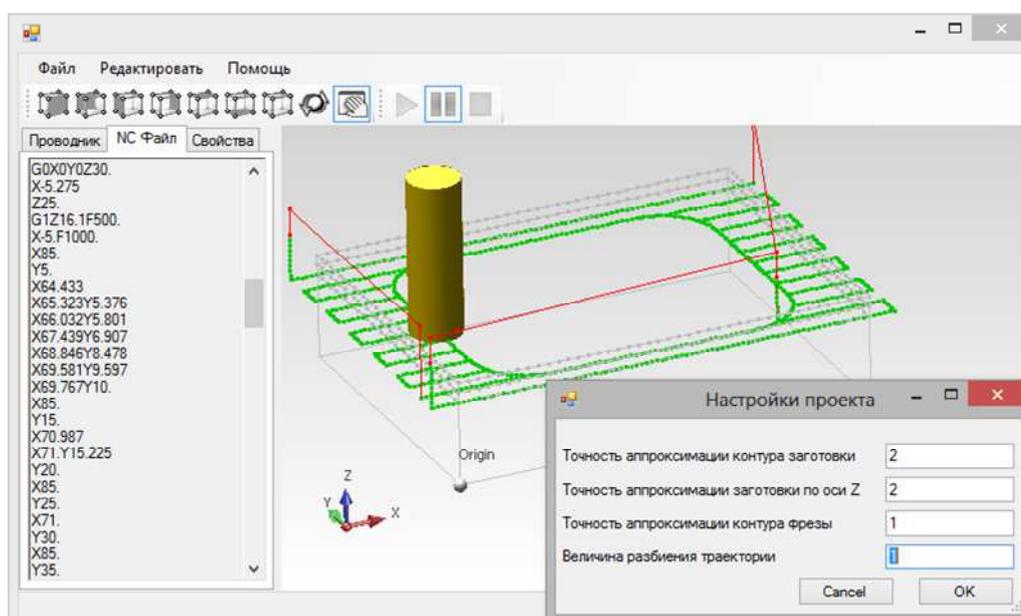


Рис.5. Результат моделирования в разработанной подсистеме на основе файла управляющей программы PowerMILL 2012

Выводы

1. Решена задача получения исходных данных для моделирования процесса среза припуска из управляющей программы в G-кодах, созданной при использовании CAD/CAM системы, в виде цифровых массивов, содержащих всю необходимую информацию о процессе.
2. Разработанная математическая модель исходных данных для системы управления 3D фрезерованием на станках с ЧПУ получила практическую реализацию и была внедрена в программном виде при моделировании процесса фрезерования. При необходимости предложенная математическая модель может быть дополнена.
3. В дальнейшем планируется доработка дальнейшая универсализация программного обеспечения таким образом, чтобы реализовать возможность непосредственного подключения системы управления 3D фрезерованием к различным CAD/CAM системам, используя их программный интерфейс.

Список литературы

1. Петраков Ю.В. Пути развития интегрированных CAD/CAM систем в машиностроении / Ю.В. Петраков // 36. Сучасні технології в машинобудуванні. - 2009. - Вип. 3. - С. 160 – 167.
2. Петраков Ю.В. Управление 2.5 D фрезерованием на станке с ЧПУ при использовании САМ систем / Ю.В. Петраков, А.М. Клавак, Р.Р. // Симута Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць. – 2012. – Вип. 44. - С. 198 – 205.
3. Суханов Ю. Проект «короли» и «капуста» на ниве САМ / Ю. Суханов // журн. САМ/CAD/CAE observer. – 2011. - #7 (67). - С. 28-36.
4. Евченко К. PowerMILL 2013: стратегия Vortex и новые возможности для программирования пятиосевой обработки / К. Евченко, А. Пинчук // САПР и графика. - 2012. - № 11. – С. 88 – 91.

5. Machine DNA Profiler — новая технология оптимизации управляющих программ для станков с ЧПУ от компании Delcam // САПР и графика. – 2012. - № 6. – С. 80 – 81.

6. Петраков Ю.В. Нова концепція автоматизованого проектування програм для верстатів з ЧПУ / Ю.В. Петраков // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний збірник наукових праць. – 2011. – Вип. 42. - С. 238 – 245.

7. Петраков Ю.В. 3D моделирование для САМ-систем / Ю.В. Петраков // Вісник СевНТУ. Серія «Машиноприладобудування та транспорт». - 2011. - вип. 118. – С. 119 – 126.

Надійшла до редакції 01.03.2013

Рецензент: В.В. Гусев

Ю.В. ПЕТРАКОВ, Р.Р. СІМУТА

Національний технічний університет України «КПІ»

**МАТЕМАТИЧНА МОДЕЛЬ ПОЧАТКОВИХ ДАНИХ СИСТЕМИ УПРАВЛІННЯ
3D ФРЕЗЕРУВАННЯМ НА ВЕРСТАТАХ З ЧПУ**

Запропонована нова математична модель представлення початкової інформації для нової САМ-системи автоматизованого проектування управляючої програми 2,5D та 3D фрезерування на верстатах з ЧПК. Математична модель розроблена в рамках нової концепції паралельного проектування управляючих програм. Розглянуті основні властивості і розроблені математичні моделі траєкторії руху інструмента, безпосередньо інструмента і заготовки. Розроблено програмне забезпечення, яке реалізує запропоновану модель і розглянутий приклад його використання.

Ключові слова: ЧПК, 3D фрезерування, САМ система, моделювання процесу фрезерування.

Y.V. PETRAKOV, R.R. SIMUTA

National Technical University of Ukraine “KPI”

**MATHEMATICAL MODEL OF INPUT DATA FOR 3D CNC MILLING
CONTROL SYSTEM**

CAD/CAM systems for automated preparation of CNC data for numerically controlled machine tools are widely used in modern industry. Analysis of such systems shows all of them have essential drawback because they completely ignore cutting process. This leads to various collisions when parts are cutting and to significant productivity loss.

The new conception of concurrent CNC data design was developed at mechanical engineering department of NTUU “KPI”. When results of cutting process modeling are ready the automated construction of CNC data is made in three stages: cutting conditions stabilization, complete manufacturing process optimization and, if needed, tool path correction. The user is proposed to choose from initial or corrected CNC data.

Since the creating of new of full value CAD/CAM system is quite a difficult task the decision to develop subsystem which functions concurrently to one used in workshop was done. The definition of structure of initial information and the development of the mathematical model of input data is one of the tasks for such subsystem realization.

In this article the mathematical model of input data representation for 2.5D and 3D CNC milling control system is proposed. The model is developed under new conception of concurrent design of CNC data. The main properties are considered and mathematical models of tool path, cutting tool and work piece are developed. The software which implements proposed model is developed, example of its use is considered.

Keywords: CNC, 3D milling, CAM system, milling process modeling.

Дослідження проблем кінематики, динаміки, міцності та надійності машин і їх вузлів

УДК 621.883.002.56

Р.М. ГРУБКА (канд. техн. наук, доцент), grubka_roman@mail.ru
ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТОЛЩИНЫ ЗУБА ПРОСТРАНСТВЕННО-МОДИФИЦИРОВАННОГО ЗУБЧАТОГО ВЕНЦА ВТУЛКИ ЗУБЧАТОЙ МУФТЫ

В работе представлена методика экспериментального определения толщины зуба пространственно-модифицированных зубчатых венцов втулок зубчатых муфт в зависимости от места расположения рассматриваемого сечения зубчатого венца, как по высоте зуба, так и по ширине зубчатого венца. Методика основывается на определении истинного значения координат точки, принадлежащей профилю зуба втулки на изображении, полученном со сканера с учетом погрешностей изготовления элементов зубчатых венцов и с учетом масштаба и возможных искажений изображения.

Ключевые слова: зубчатая муфта, зубчатая втулка, зубья, толщина зуба, пространственная геометрия.

Введение

Зубчатые муфты используются для передачи крутящего момента между валами, работающими в условиях наличия погрешностей монтажа. Эксплуатационные свойства зубчатых муфт зависят от вида и величины погрешностей монтажа валов и от конструктивных особенностей элементов зубчатых муфт [1, 2]. Наиболее современными способами повышения эксплуатационных свойств зубчатых муфт являются соединения, основанные на контакте между зубьями обоймы с прямолинейной образующей и зубьями втулки с пространственной геометрией на боковой поверхности [3], в том числе и способные компенсировать изменяющиеся погрешности монтажа валов [4, 5]. Применение втулок с пространственной геометрией зубьев приводит к повышению эксплуатационных характеристик зубчатых муфт за счет равномерного распределения зазоров и нагрузки между зубьями в пределах зоны контактирования, при этом также увеличиваются предельные значения компенсируемых зубчатыми муфтами углов перекоса осей валов.

Параметры точности изготовления зубчатых колес оказывают влияние на их эксплуатационные показатели и зависят, как от способа изготовления зубчатых венцов и применяемого технологического оборудования, так и от точности настройки технологического оборудования. Получение зубчатых венцов с теоретически точной пространственной геометрией основывается на соблюдении двух условий второго способа Оливье [3, 4], а получение зубчатых венцов с геометриями, приближенными к заданным пространственным, возможно на универсальном зуборезном оборудовании [4, 6]. ДСТУ 2742—94 (ГОСТ 5006—94) регламентирует требования, предъявляемые к точности изготовления зубьев втулок зубчатых муфт по длине общей нормали и накопленной погрешности шага с контролем их универсальными средствами измерения. Универсальные средства измерения не позволяют выполнять измерения параметров зубчатых венцов с пространственной геометрией на боковой поверхности зубьев [3, 4, 5]. Это связано со структурой любой пространственной геометрии боковой поверхности зубьев, которая в общем случае характеризуется непрерывным изменением толщины

зуба не только в зависимости от его высоты, но и в зависимости от расположения рассматриваемого сечения по ширине зубчатого венца. Таким образом, для обеспечения возможности контроля зубчатых венцов с пространственными геометриями боковой поверхности зуба необходима разработка или модернизация существующих универсальных средств контроля зубьев. Поэтому, актуальной является задача по разработке способов и средств измерения для определения геометрических параметров зубчатых венцов с пространственными геометриями боковой поверхности зубьев и параметров точности зубчатых венцов с пространственными геометриями боковой поверхности зубьев.

Целью данной работы является разработка методики экспериментального определения толщины зубьев пространственно-модифицированных зубчатых венцов втулок зубчатых муфт в зависимости от расположения рассматриваемого сечения зубчатого венца, как высоте зуба, так и по ширине зубчатого венца.

Задача, решение которой представлено в данной работе, заключается в определении истинного значения координат точки, принадлежащей профилю зуба втулки на изображении, полученном со сканера.

Основное содержание работы

В сечении зубчатого венца втулки зубчатой муфты плоскостью, параллельной плоскости базового торца, можно выделить поверхность основного отверстия и поверхности зубчатого венца: контур поверхности вершин зубьев, контур поверхности впадин зубьев и два контура боковых поверхностей зубьев [7]. Поверхность основного отверстия и поверхность вершин зубьев формируются на токарных операциях и не могут быть использованы в качестве объекта при проведении экспериментальных исследований толщины зубьев. Поверхность впадин зубьев и боковые поверхности зубьев получены при обработке зубчатого венца втулки на зубофрезерном станке, поэтому точки для последующих расчетов будем выбирать именно на этих элементах зубчатого венца. При этом следует учитывать, что в общем случае поверхности базового и рассматриваемого торцов не параллельны, а профили зубьев на изображении искажены, что является следствием получения этих поверхностей на различных операциях технологического процесса и особенностей структуры любой пространственной геометрии зубьев, когда толщина зуба непрерывно изменяется как в зависимости от его высоты, так и в зависимости от координаты по ширине зубчатого венца. В таком случае линия пересечения цилиндрической поверхности с плоскостью, не перпендикулярной ее оси, будет являться кривой второго порядка — эллипсом, а центр эллипса будет принадлежать оси вращения зубчатой втулки [7].

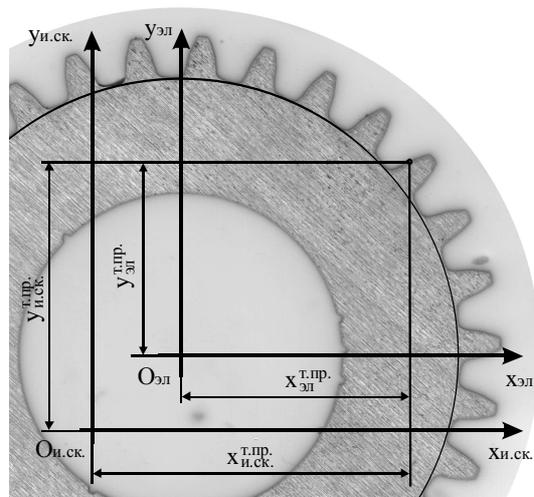
Поэтому, для определения толщины зуба в любом сечении по его высоте необходимо:

- выбрать точку, принадлежащую одному из профилей рассматриваемого зуба, на полученном со сканера изображении торца зубчатого венца;
- определить значения координат выбранной точки профиля в системе изображения рассматриваемого торца с учетом масштабного коэффициента;
- определить значения координат, рассматриваемой точки на профиле, в измерительной системе координат, связанной со стойкой с индикатором, на которой измерялось расстояние между рассматриваемым торцом и базовым;
- определить истинные значения координат, без искажений вызванных непараллельностью базового и рассматриваемого торцов;
- пересчитать, для удобства сравнения, полученные значения координат точки на профиле зуба втулки таким образом, чтобы ось симметрии зуба совпала с верти-

кальной осью системы координат, определив тем самым зависимость толщины зуба втулки от его высоты.

Для определения толщины зуба в произвольной точке на выбранном профиле рассмотрим изображение торца втулки, полученное со сканера рис. 1. При проведении измерений координат точек на изображении можно использовать одну из САД систем, например AutoCAD. Используя «примитивы» среды AutoCAD, поставим на профиле точку. Зайдя на вкладку «Свойства», определим координаты рассматриваемой точки профиля в измерительной системе координат, связанной с изображением, полученным со сканера.

Значения координат точки, принадлежащей профилю зуба $x_{эл}^{m.пр.}$ и $y_{эл}^{m.пр.}$ в системе координат, связанной с эллипсом, определяются по зависимостям:



$$\left. \begin{aligned} x_{эл}^{m.пр.} &= \mu(x_{и.ск.}^{m.пр.} - x_{ц.эл.}), \\ y_{эл}^{m.пр.} &= \mu(y_{и.ск.}^{m.пр.} - y_{ц.эл.}), \end{aligned} \right\}$$

где $x_{и.ск.}^{m.пр.}$ и $y_{и.ск.}^{m.пр.}$ — координаты точки на профиле зуба в измерительной системе координат, связанной с изображением, полученным со сканера;

μ - масштабный коэффициент изображения;

$x_{ц.эл.}, y_{ц.эл.}$ - координаты центра эллипса, в измерительной системе координат, связанной с изображением, полученным со сканера.

Масштабный коэффициент изображения определяется следующим отношением [8]:

$$\mu = \frac{R_M}{d},$$

Рис. 1. Схема для определения координат точки, принадлежащей профилю зуба в системе координат, связанной с эллипсом

где R_M — реальный размер объекта;

d – размер объекта измеренный на изображении.

Параметры эллипса, в том числе и координаты его центра, определяются решением системы уравнений [7]:

$$\left. \begin{aligned} &\frac{(x_1 \cos(\alpha_{эл}) + y_1 \sin(\alpha_{эл}) - x_{ц.эл} \cos(\alpha_{эл}) - y_{ц.эл} \sin(\alpha_{эл}))^2}{a^2} + \\ &\frac{(-x_1 \sin(\alpha_{эл}) + y_1 \cos(\alpha_{эл}) + x_{ц.эл} \sin(\alpha_{эл}) - y_{ц.эл} \cos(\alpha_{эл}))^2}{b^2} = 1, \\ &\dots \\ &\frac{(x_5 \cos(\alpha_{эл}) + y_5 \sin(\alpha_{эл}) - x_{ц.эл} \cos(\alpha_{эл}) - y_{ц.эл} \sin(\alpha_{эл}))^2}{a^2} + \\ &\frac{(-x_5 \sin(\alpha_{эл}) + y_5 \cos(\alpha_{эл}) + x_{ц.эл} \sin(\alpha_{эл}) - y_{ц.эл} \cos(\alpha_{эл}))^2}{b^2} = 1, \end{aligned} \right\}$$

где x_i, y_i — координаты точек, принадлежащих линии пересечения поверхности впадин зубчатого венца и плоскости, параллельной плоскости базового торца, при этом i изменяется от 1 до 5;

$\alpha_{эл}$ — угол между положительным направлением оси $x_{и.с.к} O_{и.с.к}$ и большой осью эллипса (рис. 1);

a, b — значения половины длин соответственно большой и малой осей эллипса.

Система уравнений для перехода от системы координат эллипса $x_{эл}y_{эл}z_{эл}$ к измерительной системе координат $x_{уз}$, связанной со стойкой с индикатором, на которой измерялось расстояние между базовым и рассматриваемым торцами, т.е. координата по ширине зубчатого венца, имеет вид [9]:

$$\left. \begin{aligned} x &= x_{эл} \cos \phi_y + z_{эл} \sin \phi_y; \\ y &= -x_{эл} \sin \phi_x \sin \phi_y + y_{эл} \cos \phi_x + z_{эл} \cos \phi_y \sin \phi_x; \\ z &= -x_{эл} \cos \phi_x \sin \phi_y - y_{эл} \sin \phi_x + z_{эл} \cos \phi_x \cos \phi_y + z_{и.эл}. \end{aligned} \right\}$$

где ϕ_x и ϕ_y — углы поворота системы координат $x_{эл}y_{эл}z_{эл}$, относительно осей $O_{эл}x_{эл}$ и $O_{эл}y_{эл}$ соответственно, при переходе к системе координат $x_{уз}$.

Для определения истинного значения координат рассматриваемой точки необходимо найти местоположение плоскости, перпендикулярной оси вращения втулки, то есть положение идеального торца и определить координаты точки в системе координат связанной с идеальным торцом. Положение плоскости идеального торца определим, используя ранее найденные значения параметров эллипса, для чего выполним переход от системы координат эллипса $x_{эл}y_{эл}z_{эл}$ к системе координат идеального торца $x_{и.т.}y_{и.т.}z_{и.т.}$ (рис. 2) путем:

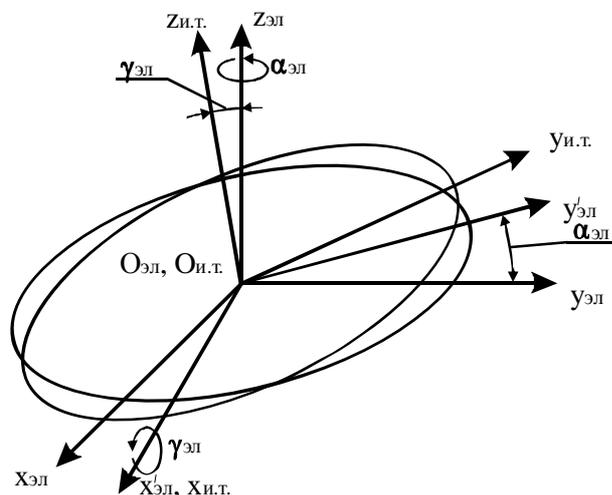


Рис. 2. Схема для определения истинных значений координат точек на боковой поверхности зуба

— поворота системы координат эллипса н $x_{эл}y_{эл}z_{эл}$ а угол $\alpha_{эл}$ вокруг оси $Oz_{эл}$;

— поворота полученной системы координат вокруг малой оси эллипса на угол $\gamma_эл$ определяемый отношением длин осей эллипса:

$$\gamma_{эл} = \arccos \frac{b}{a}.$$

Матрицы перехода от системы координат эллипса $x_{эл}y_{эл}z_{эл}$ к системе координат идеального торца $x_{и.т.}y_{и.т.}z_{и.т.}$:

— при повороте системы координат на угол $\alpha_{эл}$ вокруг оси $Oz_{эл}$:

$$M_{\alpha_{эл}} = \begin{pmatrix} \cos \alpha_{эл} & \sin \alpha_{эл} & 0 & 0 \\ -\sin \alpha_{эл} & \cos \alpha_{эл} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix};$$

— при повороте системы координат на угол $\gamma_эл$ вокруг малой оси эллипса:

$$M_{\gamma_2} = \begin{vmatrix} \cos \gamma_{\text{эл}} & 0 & \sin \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ -\sin \gamma_{\text{эл}} & 0 & \cos \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Найдя произведение матриц $M_{\alpha_{\text{эл}}}$ и $M_{\gamma_{\text{эл}}}$, получим матрицу перехода от системы координат идеального торца $x_{u.m.} y_{u.m.} z_{u.m.}$ к системе координат эллипса $x_{\text{эл}} y_{\text{эл}} z_{\text{эл}}$:

$$M = M_{\alpha_{\text{эл}}} M_{\gamma_{\text{эл}}} = \begin{vmatrix} \cos \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} & \sin \alpha_{\text{эл}} & \cos \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ \sin \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} & \cos \alpha_{\text{эл}} & -\sin \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ -\sin \gamma_{\text{эл}} & 0 & \cos \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Система уравнений при переходе от системы координат идеального торца $x_{u.m.} y_{u.m.} z_{u.m.}$ к системе координат эллипса $x_{\text{эл}} y_{\text{эл}} z_{\text{эл}}$ имеет вид:

$$\left. \begin{aligned} x_{\text{эл}} &= x_{u.m.} \cos \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} + y_{u.m.} \sin \alpha_{\text{эл}} + z_{u.m.} \cos \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}}; \\ y_{\text{эл}} &= x_{u.m.} \sin \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} + y_{u.m.} \cos \alpha_{\text{эл}} - z_{u.m.} \sin \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}}; \\ z_{\text{эл}} &= -x_{u.m.} \sin \gamma_{\text{эл}} + z_{u.m.} \cos \gamma_{\text{эл}}. \end{aligned} \right\}$$

Матрица перехода от системы координат эллипса $x_{\text{эл}} y_{\text{эл}} z_{\text{эл}}$ к системе координат идеального торца $x_{u.m.} y_{u.m.} z_{u.m.}$ имеет вид:

$$M' = \begin{vmatrix} \cos \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} & -\sin \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} & -\sin \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ \sin \alpha_{\text{эл}} & \cos \alpha_{\text{эл}} & 0 & 0 \\ \cos \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} & -\sin \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} & \cos \gamma_{\text{эл}} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}.$$

Система уравнений при переходе от системы координат эллипса $x_{\text{эл}} y_{\text{эл}} z_{\text{эл}}$ к системе координат идеального торца $x_{u.m.} y_{u.m.} z_{u.m.}$ имеет следующий вид:

$$\left. \begin{aligned} x_{u.m.} &= x_{\text{эл}} \cos \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} - y_{\text{эл}} \sin \alpha_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}} - z_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}}; \\ y_{u.m.} &= x_{\text{эл}} \sin \alpha_{\text{эл}} + y_{\text{эл}} \cos \alpha_{\text{эл}}; \\ z_{u.m.} &= x_{\text{эл}} \cos \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} - y_{\text{эл}} \sin \alpha_{\text{эл}} \sin \gamma_{\text{эл}} + z_{\text{эл}} \cos \gamma_{\text{эл}}. \end{aligned} \right\}$$

Выполнив указанные действия и, рассмотрев точку, принадлежащую профилю зуба в системе координат идеального торца, получим истинные значения ее координат без искажений вызванных непараллельностью базового и рассматриваемого торцов.

Для удобства сравнения полученных результатов по отдельным сечениям и с теоретическими значениями пересчитаем координаты рассматриваемых точек на профиле таким образом, чтобы ось симметрии зуба совпала с вертикальной осью системы координат (рис. 3):

$$\left. \begin{aligned} x_g &= \sqrt{x_{u.m.}^2 + y_{u.m.}^2} \sin(\gamma_{m.m.} - \gamma_{o.c.} + \Delta\gamma), \\ y_g &= \sqrt{x_{u.m.}^2 + y_{u.m.}^2} \cos(\gamma_{m.m.} - \gamma_{o.c.} + \Delta\gamma), \end{aligned} \right\}$$

где $\gamma_{m.m.}$ — угол, определяющий положение текущей точки относительно вертикальной оси системы координат идеального торца:

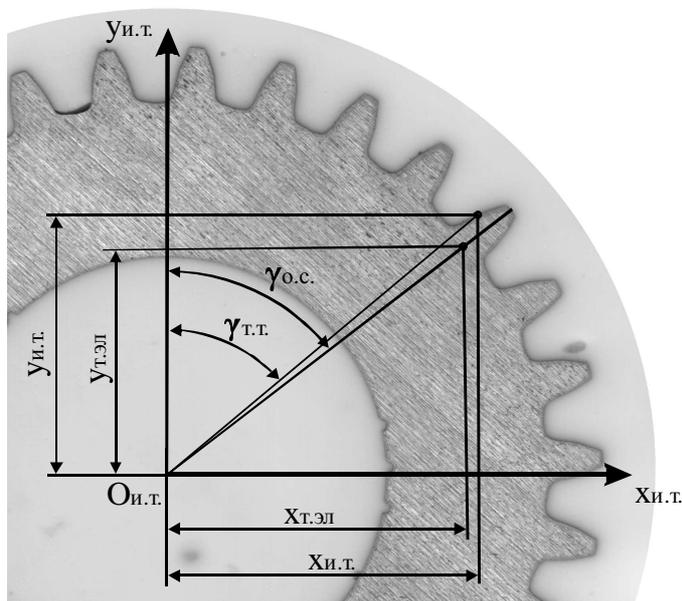


Рис. 3. Схема расчета значений координат точки принадлежащей профилю зуба при приведении ее к вертикальной оси

$$\gamma_{m.m.} = \arctg \frac{x_{u.m.}}{y_{u.m.}},$$

$\gamma_{o.c.}$ — угол, определяющий положение точки на оси симметрии рассматриваемого зуба относительно вертикальной оси системы координат идеального торца:

$$\gamma_{o.c.} = \arctg \frac{x_{m.эл.}}{y_{m.эл.}},$$

$x_{m.эл.}$, $y_{m.эл.}$ — значение координат точки принадлежащей оси симметрии рассматриваемого зуба в системе координат идеального торца [10];

$\Delta\gamma$ — поправка, учитывающая разность в определении положения оси симметрии при переходе от системы координат эллипса к системе координат идеального торца:

$$\Delta\gamma = \arctg \frac{x_{m.эл.}}{y_{m.эл.}} - \arctg \frac{x_{н.з.}}{y_{н.з.}} + \alpha_{m.з.}. \quad (1)$$

Знаки при значениях углов $\gamma_{m.m.}$, $\gamma_{o.c.}$ и $\Delta\gamma$ в системе уравнений (1) приведены с учетом расположения рассматриваемого зуба в первой координатной четверти и могут меняться на противоположные в зависимости от его местоположения.

Толщина зуба в рассматриваемом сечении определяется по зависимости:

$$S = 2 \cdot x_g.$$

Выполнив расчеты для нескольких точек, принадлежащих одному из профилей зуба, можно получить зависимость изменения толщины зуба с пространственной геометрией на боковой поверхности от высоты зуба. Рассмотрев ряд последовательных сечений, можно получить зависимость изменения толщины зуба с пространственной геометрией на боковой поверхности от координаты по ширине зубчатого венца.

Выводы

В работе представлена методика экспериментального определения толщины зуба пространственно-модифицированных зубчатых венцов втулок зубчатых муфт в зависимости от места расположения рассматриваемого сечения зубчатого венца. Методика основывается на определении истинного значения координат точки, принадлежащей профилю зуба втулки на изображении, полученном со сканера с учетом погрешностей

изготовления элементов зубчатых венцов и с учетом масштаба и возможных искажений изображения.

Предложенная методика позволяет экспериментально определять зависимость изменения толщины зубьев цилиндрических зубчатых колес с внешними пространственно-модифицированными зубьями, как по высоте зуба, так и по ширине зубчатого венца. Результаты работы могут быть использованы при сравнении экспериментально полученных значений координат точек на боковой поверхности зубьев с теоретическими значениями координат, а также для контроля зубчатых колес с пространственно модифицированными зубчатыми венцами.

Список литературы

1. Айрапетов Э. Л. Зубчатые соединительные муфты / Э. Л. Айрапетов, Д. Б. Миржаджанов. - М.:Наука, 1991. - 250 с.
2. Ряхновский О.А. Справочник по муфтам / О.А. Ряхновский, С.С. Иванов. – Л.: Политехника, 1991. – 384 с.
3. Основы синтеза геометрии внутренних пространственных зацеплений с равным числом внутренних и наружных зубьев / [А.Н. Михайлов, С.А. Рыбина, Д.В. Перов, Т. Оливер] // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. — 2000. — Вып. 10. — С. 149-161.
4. Грубка Р.М. Технологічне забезпечення формоутворення зубців втулок муфт із просторовою геометрією, що компенсує змінні похибки монтажу валів: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / Р.М. Грубка. — Донецьк, 2010. — 22 с.
5. Грубка Р.М. Синтез структуры групповой пространственной геометрии зубьев втулок зубчатых муфт / Р.М. Грубка, А.Н. Михайлов // Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Международный сб. научных трудов. — 2004. — Вып. 27. — С. 71-75.
6. Фрезерование зубьев втулок муфт с геометрией приближенной к групповой пространственной методом обкатки на существующем серийном оборудовании / [Р.М. Грубка, А.Н. Михайлов, Л.Н. Феник, С.И. Лучко] // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. — 2011. — Вип. 42. — С. 98-103.
7. Грубка Р.М. Определение параметров линии пересечения поверхности впадин зубьев втулок муфт с плоскостью параллельной базовому торцу / Р.М. Грубка, А.Н. Михайлов, Х.А. Каюмов // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. — 2012. — Вип. 43. — С. 120-124.
8. Грубка Р.М. Определение масштабного коэффициента изображения втулки зубчатой муфты / Р.М. Грубка, А.Н. Михайлов, Х.А. Каюмов // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. — 2012. — Вип. 44. — С. 120-124.
9. Грубка Р.М. Определение связи между координатами точки, измеренными в секущей плоскости и координатой, определяющей ширину зубчатого венца втулки / Р.М. Грубка // Прогресивні технології і системи машинобудування: Міжнародний зб. наукових праць. — 2013. — Вип. 45. — С. 102-107.
10. Грубка Р.М. Визначення координат точок, які належать до осей симетрії зубців зубчастої втулки в перерізі площиною, паралельною базовому торцю / Р.М. Грубка // Вісник ДонНУЕТ. - 2013. - №1 (56). - С. 22-26.

Надійшла до редакції 16.04.2013

Рецензент: В.Г. Неченаєв

Р.М. ГРУБКА

Донецький національний технічний університет

**ВИЗНАЧЕННЯ ТОВЩИНИ ЗУБЦЯ ПРОСТОРОВО-МОДИФІКОВАНОГО
ЗУБЧАСТОГО ВІНЦЯ ВТУЛКИ ЗУБЧАСТОЇ МУФТИ**

В роботі представлена методика експериментального визначення товщини зубця просторово-модифікованих зубчастих вінців втулок зубчатих муфт в залежності від місця розташування перерізу зубчастого вінця, що розглядається, як по висоті зуба, так і по ширині зубчастого вінця. Методика ґрунтується на визначенні істинного значення координат точки, що належить профілю зубця втулки на зображенні, яке отримано зі сканера, з урахуванням похибок виготовлення елементів зубчастих вінців і з урахуванням масштабу і можливих спотворень зображення.

Ключові слова: зубчаста муфта, зубчаста втулка, зубці, товщина зубця, просторова геометрія.

R.M. GRUBKA

Donetsk National Technical University

**DEFINING THE THICKNESS OF THE TOOTH OF DIMENSIONALLY
MODIFIED GEAR CLUTCH HUB RIM**

The paper presents the methods to experimentally define the thickness of the tooth of dimensionally modified gear clutch hub rim depending on the location of the considered rim section, both by the tooth height and by the rim width. The method is based on defining the actual coordinates of the point belonging to hub tooth profile on the picture obtained from the scanner taking into account the error in the process of rim components production, the scale and probable image faults.

Keywords: gear clutch, toothed hub, teeth, tooth thickness, spatial geometry.

УДК 662.741.3

А.С. ПАРФЕНЮК (д-р техн. наук, профессор)
ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет»

ПОВЫШЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ УСТРОЙСТВ И МЕХАНИЗМОВ КОКСОВЫХ МАШИН ПУТЕМ ИЗМЕНЕНИЯ ИХ КИНЕМАТИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ

Предложены некоторые технические решения изменения кинематики устройств и механизмов коксовых машин для повышения безопасности, а в ряде решений повышение долговечности и ремонтпригодности.

Принципиальные особенности предлагаемых изменений конструкций двересъемных устройств и дверей коксовых печей сводятся к изменению силового взаимодействия элементов конструкции коксовых машин с элементами конструкции коксовой батареи, повышению точности контакта и взаимного расположения элементов машин и обслуживаемых машинами коксовых батарей.

Ряд технических решений выталкивающих планирных устройств коксовыталкивателей наряду с повышением надежности обеспечивает технологические преимущества, которые заключаются в повышении разовой загрузки коксовых печей угольной шихтой. Это повышает производительность коксовых батарей на 5-7%.

Ключевые слова: кинематика, механизмы и устройства, коксовые машины, надежность, безопасность, ремонтпригодность.

Введение

Традиционные конструкции механизмов коксовых машин существуют десятилетия без существенных изменений. Это можно объяснить с одной стороны довольно удачными решениями, что подтверждают свою жизнеспособность, а с другой - консервативностью разработчиков и отсутствием заинтересованности владельцев коксохимических предприятий во внедрении в производство более прогрессивных разработок и инноваций.

На основе кинематического и силового анализа предложены принципиальные изменения кинематики устройств и механизмов коксовых машин, которые повышают надежность и безопасность их работы.

Конструктивная проработка изменений кинематики устройств и механизмов коксовых машин показала, что их внедрение не требует существенных дополнительных затрат и может быть реализовано на основе действующих конструкций. Принципиальные особенности предлагаемых изменений, собственно их сущность, сводится к изменению силового взаимодействия элементов конструкции коксовых машин с элементами конструкции коксовой батареи, повышению точности контакта и взаимного расположения элементов машин и обслуживаемых машинами коксовых батарей. При этом значительно сокращается, не меньше, чем вдвое количество элементов, испытывающих максимальные нагрузки и характер их взаимодействия и, следовательно, ресурс нагруженных элементов возрастает и значительно уменьшится вероятность отказов.

Основное содержание работы

В качестве базового научно-методического подхода при анализе эффективности предлагаемых технических решений были использованы методы и теоретические положения, изложенные ранее [1-3], а также результаты, исследования эксплуатационной

надежности современных коксовых машин, обслуживающих коксовые батареи печей большой емкости [4, 5].

Эти исследования позволили выявить механизмы и устройства коксовых машин, имеющие наиболее низкую надежность и лимитирующие надежность машины в целом. Были установлены главные причины отказов, которые заключаются в значительном увеличении нагрузок на конструктивные элементы механизмов и устройств, что обусловлено увеличением их массы и габаритов. При этом традиционные конструктивные решения, ранее обеспечивающие удовлетворительные показатели надежности в новых условиях становятся неэффективными из-за значительного увеличения статических и динамических нагрузок. Это потребовало более глубокого кинематического и силового анализа наименее надежных устройств и механизмов с целью снижения действующих на конструктивные элементы различных силовых воздействий [6, 7].

Это привело к созданию ряда принципиально новых технических решений механизмов и устройств коксовых машин, выполняющих прежние функции, но значительно более рациональных с точки зрения кинематики и количества вовлеченных в силовое взаимодействие узлов и деталей.

В традиционных конструкциях двересъемных устройств коксовыткатывателей и двересъемных машин при удалении дверей предельным нагрузкам подвергается большое количество элементов коксовых машин и коксовой батареи. На основе исследований для повышения надежности подсистемы «коксовая печь - двери коксовой печи - двересъемное устройство» разработаны решения, изменяющие характер силового взаимодействия ее элементов и «замыкания» усилий по кратчайшему контуру. Принципиально новые решения схематично представлены на рис. 1 и 2 [8, 9].

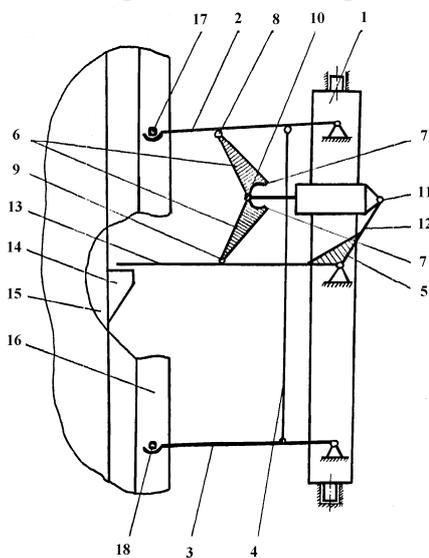


Рис. 1. Кинематическая схема механизма съема дверей коксовой печи:

1 - поворотная рама; 2 - рычаг верхний; 3 - рычаг нижний; 4 - тяга; 5 - двухплечевой рычаг; 6 - распорные звенья; 7 - упоры; 8 - шарниры; 12 - короткое плечо; 13 - длинное плечо; 14 - опорный кронштейн; 15 - рама; 16 - двери; 17 - верхний карман; 18 - нижний карман

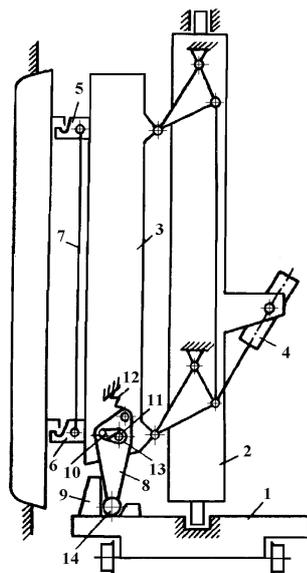


Рис. 2. Кинематическая схема механизма подвода двересъемного устройства
1 - платформа; 2 - поворотная рама; 3 - штанга; 4 - привод; 5 - верхний восторг; 6 - нижний восторг; 7 - тяга; 8 - опорная стойка; 9 - упор; 10 - пружинный узел; 11 - паз горизонтальный; 12 - пружина; 13 - ось нижнего захвата; 14 - ролик

Сущность решений заключается во введении нескольких дополнительных конструктивных элементов, обеспечивающих опору на базовые металлоконструкции машин и коксовых батарей в момент наибольших рабочих усилий и разгрузкой всех деталей исполнительных механизмов.

Дверь коксовой печи большой ёмкости в традиционном исполнении имеют низкую ремонтпригодность и недостаточную герметичность, что ведет к длительным простоям, значительным материальным потерям и экологическому ущербу. Новые технические решения в конструкции дверей коксовой печи обеспечивают лучшую герметичность [10]. Снижение нагрузки на элементы системы «дверь-бронерама» достигается благодаря конструкции затвора дверей коксовой печи, в которой используется аналогичный принцип замыкания сил по кратчайшему контуру (рис. 3) [11].

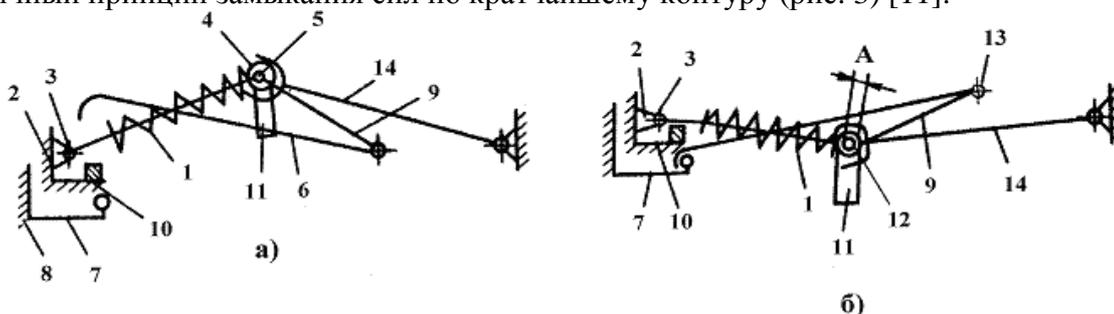


Рис. 3. Кинематическая схема затвора дверей коксовой печи:

а - в открытом состоянии; б - в закрытом состоянии:

1 - подпружиненный рычаг; 2 - корпус двери; 3 - горизонтальная ось; 4- ригельный вал; 5 - хвостовик ригельного вала; 6 - скоба; 7 - упоры; 8 - рама; 9 - кривошип; 10 - упор; 11 - серьга; 12, 13 - шарниры; 14 - вилка механизма запирания дверей коксовой машины.

Характерной причиной отказов, связанных с работой коксонаправляющей корзины и механизма ее передвижения, является неточная установка коксонаправляющей в отношении камеры коксования и ее отход от сечения печной камеры во время выдачи кокса. С этим связана повышенная опасность заклинивания пирога и, как следствие, отказ процесса выдачи. Ликвидация причин таких отказов достигается путем повышения точности и жесткости крепления коксонаправляющей за раму печи (рис. 4) [12].

Преимущество предлагаемой конструкции коксонаправляющего устройства заключается в более высокой эксплуатационной надежности, которое обеспечивает точное центрирование корзины коксонаправляющей относительно дверного проема коксовой печи, жесткую фиксацию корзины и плотное прижатие ее к дверной раме с помощью захватов, благодаря жесткости соединения корзины с крючьями рамы, предотвращение отхода корзины и попадание кокса в зазор между корзиной и дверной рамой, что улучшает условия выдачи пирога, уменьшение нагрузок на элементы конструкции коксонаправляющей и уменьшение за счет этого вероятности их отказа из-за поломок в процессе выдачи, уменьшение массы подвижной части коксонаправляющей и уменьшение мощности привода передвижения корзины, более равномерное распределение нагрузок на неподвижную и подвижную части, удобство замены и ремонта подвижной части корзины в случае выхода ее из строя благодаря снижению - веса и габаритов этой части. Таким образом, предлагаемое устройство обеспечивает снижение вероятности тяжелых аварий и поломок элементов конструкции коксонаправляющей и повышает безопасность процесса выдачи коксового пирога.

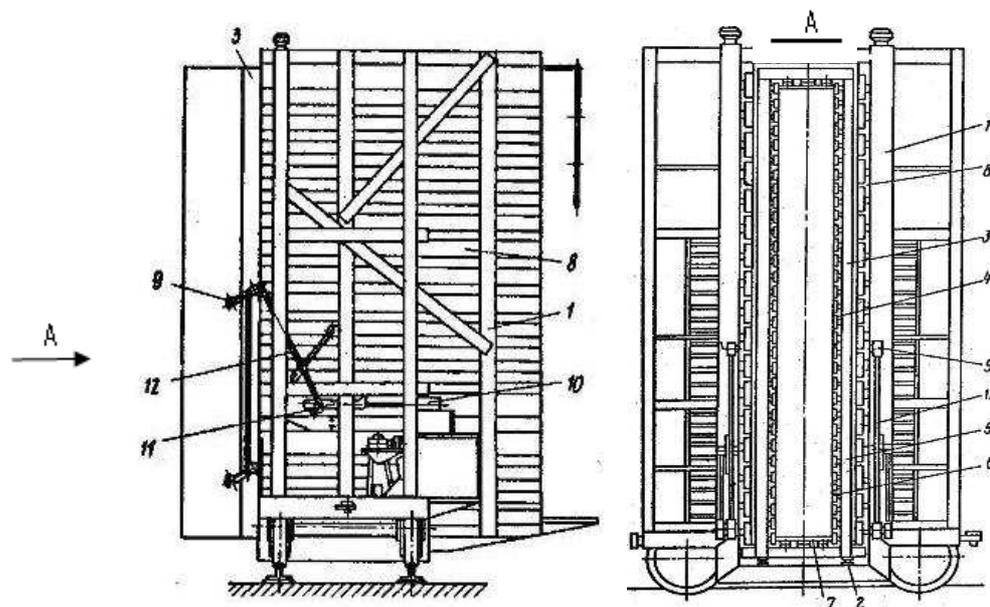


Рис. 4 Телескопическое коксонаправляющее устройство

1 – металлоконструкция; 2 – направляющие; 3 – подвижная корзина; 4 – каркас подвижной корзины; 5 – стойки каркаса; 6 – боковые стенки; 7 – подина; 8 – неподвижная корзина; 9 – захваты; 10 – привод возвратно-поступательного перемещения корзины; 11 – направляющая; 12 – тяга двухзвенной рычажной системы; 13 – кривошип рычажной системы; 14 – паз; 15 – палец;

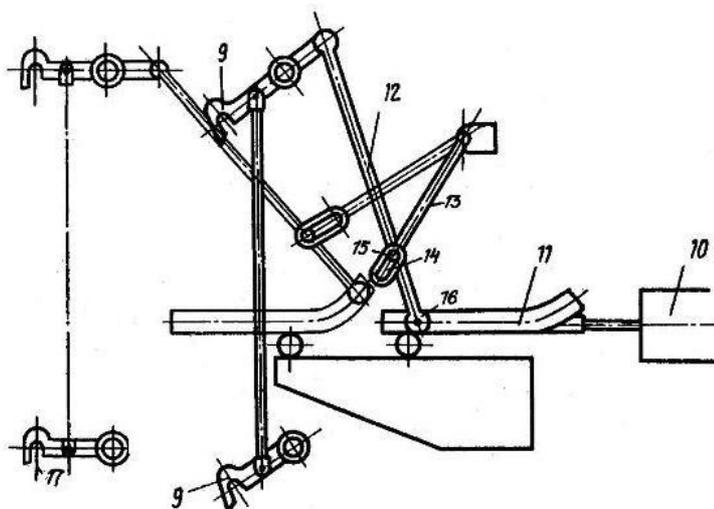


Рис. 5 Узел захватов с приводом

9 – захваты; 10 – привод перемещения корзины; 11 – направляющая; 12 – тяга двухзвенной рычажной системы; 13 – кривошип; 14 – паз; 15 – палец; 16 – ролик; 17 – крючья дверной рамы.

Новое техническое решение по компенсации неравномерности наложения давления выталкивающей штанги коксовыталкивателя на коксовый пирог учитывает повышенную вероятность обрушения головки коксового пирога и сопротивление выталкиванию вблизи пода печи и обеспечивает повышение надежности процесса выдачи коксового пирога. Схема штанги представлена на рис. 6 [13].

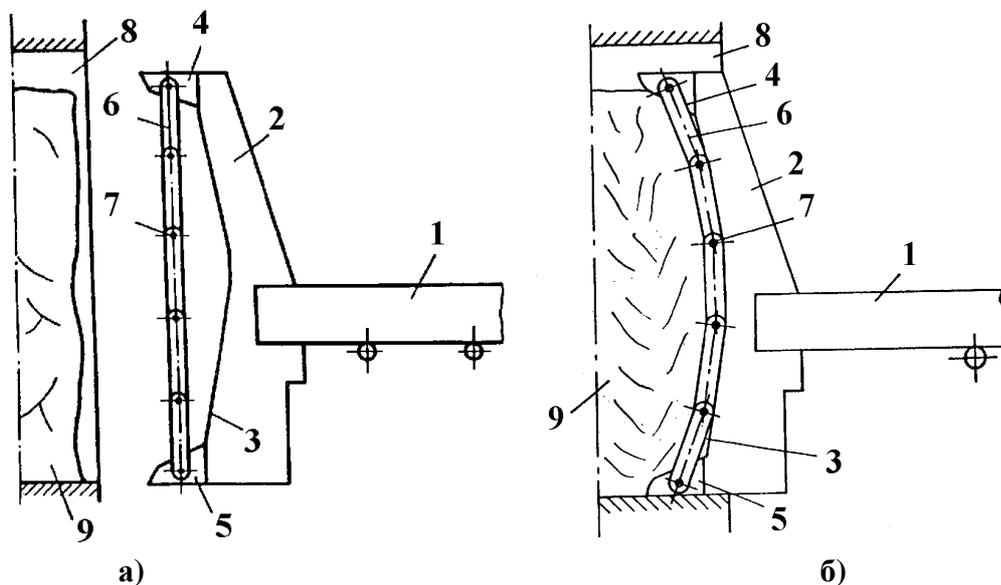


Рис. 6. Выталкивающая штанга:

а - в исходном положении; б - во время контакта с выталкиваемой массой;
1 - штанга; 2 - головка; 3 - вогнута торцевая поверхность; 4 - верхний выступ;
5 - нижний выступ; 6 - плиты; 7 - шарниры; 8 - камера коксовой печи; 9 - выталкиваемая масса

Нестабильность плотностных характеристик угольной шихты создает предпосылки неравномерной плотности и прочности коксового пирога, что повышает вероят-

ность самозаклинивания. Используемые в настоящее время планирные устройства лишь частично решают проблему повышения равномерности и плотности загрузки. Надежность типовых конструкций невысокая из-за разрушений, в основном, поперечных перегородок планирных штанг при циклических механических и температурных воздействиях. Повышение плотности угольной загрузки и надежности планирного устройства обеспечивают решение, представлены на рис. 7 и 8 [14, 15].

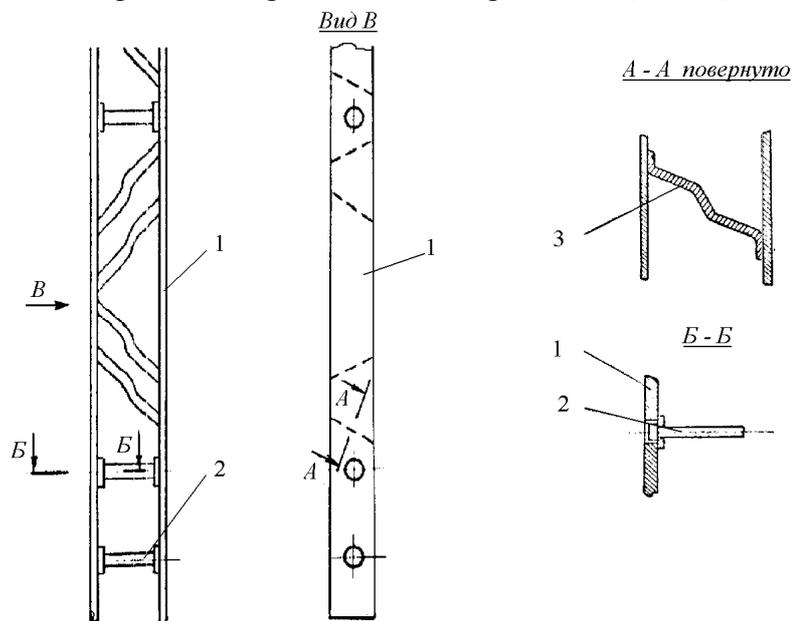


Рис. 7 Планирная штанга

1 - боковина; 2 - стержень; 3 - планирная перегородка.

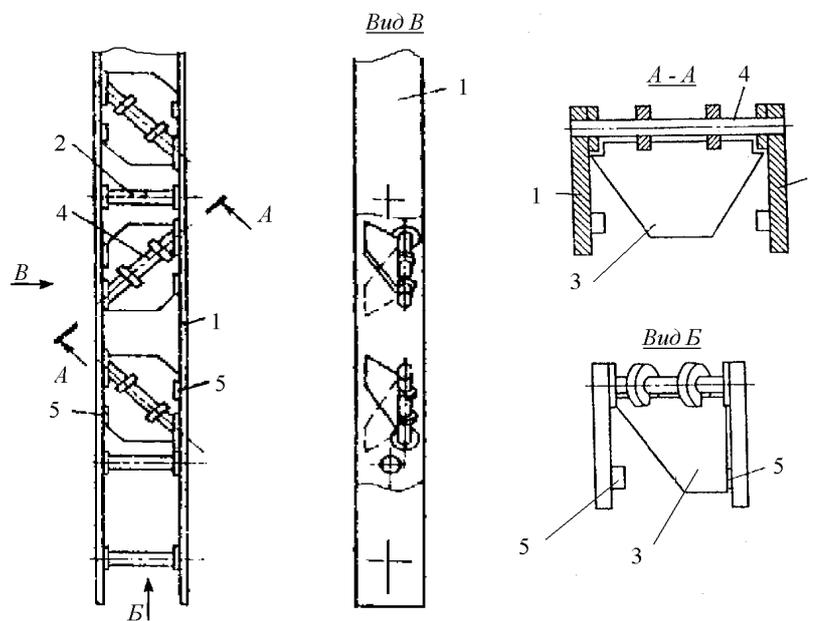


Рис. 8 Планирная штанга

1 - боковина; 2 - стержень; 3 - планирная перегородка; 4 - ось; 5 - упор

Применение предлагаемых планирных устройств позволит повысить производительность коксовых печей за счет обеспечения более плотной загрузки в коксовой печи. Одновременно ликвидировать зоны с пониженной плотностью угольной шихты,

уменьшается обратный выгреб шихты в бункер, благодаря чему повысится качество получаемого кокса и также производительность за счет увеличения выхода готового продукта. Активное управление процессом загрузки и планирования позволяет уменьшить пылегазовые выбросы в атмосферу при загрузке и коксовании, что тем самым, повышает техногенную и экологическую безопасность процесса коксования.

Выводы

Приведенный ряд технических решений, принципиально отличающихся от традиционных устройств и механизмов коксовых машин, обоснован расчетами, экспериментальными исследованиями и прошел обсуждение на коксохимических заводах и заводах-изготовителях предприятий коксового оборудования.

Конструкции представленных в обзоре механизмов и устройств имеют существенные преимущества по сравнению с традиционными конструкциями и по многим другим показателям, в частности, ремонтпригодности, удельной металлоемкости, энергопотреблению. Изменения кинематики устройств и механизмов коксовых машин обеспечило изменения параметров надежности коксовых машин в зависимости от режимов процесса, единичной мощности коксовых печей и агрегатов, срока службы различных категорий коксового оборудования. Эти результаты получены на основе проектной проработки и использования традиционных методов прогнозирования надежности на стадии проектирования.

Список литературы

1. Шубин В. С. Прикладная надежность химического оборудования / В. С. Шубин. – Калуга: Издательство Н. Бочкаревой, 2002. – 296 с.
2. Системный анализ коксохимического производства / [Г. А. Власов, В. И. Саранчук, В. М. Чуищев, В. В. Ошовский]. – Донецк: Восточный издательский дом, 2002. – 296 с.
3. Гадяцкий В. Г. Надежность машин и оборудования коксовых цехов / В. Г. Гадяцкий, Б. Д. Котляр. – К.: Техника, 1992. – 100 с.
4. Статистический анализ эксплуатационной надежности коксовых машин / [А. С. Парфенюк, А. А. Булатов, Н. А. Хромов, С. П. Веретельник] // Кокс и химия. – 1989. – № 11. – С. 40–43.
5. К вопросу об анализе эксплуатационной надежности оборудования коксового производства / [Г. А. Власов, А. С. Парфенюк, Н. А. Хромов, С. П. Веретельник] // Ремонт и эксплуатация металлургического оборудования: научн.–техн. сб. – М.: Металлургия, 1986. – С. 51–53.
6. Парфенюк А. С. Информационный подход к оценке надежности оборудования / А. С. Парфенюк, Е. Д. Костина, Г. А. Власов // Кокс и химия. – 2002. – № 2. – С. 25–27.
7. Хенли Э. Надежность технических систем и оценка риска / Э. Хенли, Х. Кумамото. – М.: Машиностроение, 1984. – 526 с.
8. Устройство для съема и установки двери коксовой печи: А. с.1174458 СССР, МКИ4 С 10 В 25/12 / [С. П. Веретельник, А. С. Парфенюк, Г. А. Власов и др.] (СССР). – № 3654919/23; заявл. 20.10.83; опубл. 23.08.85, Бюл. № 31.
9. Устройство для съема и установки дверей коксовой печи: А. с. 1447833 СССР, МКИ4 С 10 В 25/12 / А. С. Парфенюк, Б. Б. Борин, С. П. Веретельник (СССР). – № 4117473; заявл. 10.09.86; опубл. 25.12.88, Бюл. № 48.
10. Комолов В. Г. Машины для обслуживания коксовых батарей с печными камерами объемом 51 м³ / В. Г. Комолов, В. В. Беккер, А. А. Тараканов // Кокс и химия. –

1989. – № 7. – С. 39–41.

11. Затвор двери коксовой печи: А.с. 1286609 СССР, МКИ4 С 10 В 25/00 / А. С. Парфенюк, В. В. Ильинков, А. А. Булатов, Н. А. Хромов, С. П. Веретельник, В. Г. Комолов, Г. А. Власов, Е. П. Романенко, Н. В. Новикова (СССР). – № 3900287/31–26; заявл. 22.05.85; опубл. 30.01.87, Бюл. № 4.

12. Коксонаправляющее устройство: А.с. 1528783 СССР, МКИ4 С 10 В 33/14 / А. С. Парфенюк, Н. А. Хромов, А. А. Булатов, С. П. Веретельник, Г. А. Власов, Е. П. Романенко, Л. Н. Тявкина (СССР). – № 4343595/31–26; заявл. 05.12.87; опубл. 15.12.89, Бюл. № 46.

13. Проталкивающее устройство горизонтальной коксовой печи: А.с. 1511268 СССР, МКИ4 С 10 В 7/00 / А. С. Парфенюк, Н. А. Хромов, С. П. Веретельник, А. А. Булатов, С. В. Самарская (СССР). – № 4342563/31–26; заявл. 14.12.87; опубл. 30.09.89, Бюл. № 36.

14. Планирная штанга: А. с. 1237697 СССР, МКИ4 С 10 В / [А. С. Парфенюк, Н. А. Хромов, А. А. Булатов и др.] (СССР). – № 3815626/23; заявл. 02.11.84; опубл. 15.06.86, Бюл. № 22.

15. Планирная штанга: А.с. 1682378 СССР, МКИ4 С 10 В 37/02 / А. С. Парфенюк, Ф. И. Москалец, С. П. Веретельник, А. А. Булатов, Д. Ю. Сербин, Н. А. Хромов (СССР). – № 4700652/26; заявл. 02.06.89; опубл. 07.10.91, Бюл. № 37.

Надійшла до редакції 15.04.2013

Рецензент: В.П. Оніщенко

А.С. ПАРФЕНЮК

Донецький національний технічний університет

ПІДВИЩЕННЯ НАДІЙНОСТІ ПРИСТРОЇВ ТА МЕХАНІЗМІВ КОКСОВИХ МАШИН ШЛЯХОМ ЗМІНИ ЇХ КІНЕМАТИЧНИХ ПАРАМЕТРІВ

Запропоновані деякі технічні рішення зміни кінематики пристроїв і механізмів коксових машин для підвищення безпеки, а в ряді рішень підвищення довговічності і ремонтпридатності.

Принципові особливості пропонованих змін конструкцій дверезнімних пристроїв та дверей коксових печей зводяться до зміни силової взаємодії елементів конструкції коксових машин з елементами конструкції коксової батареї, підвищення точності контакту і взаємного розташування елементів машин, що обслуговуються машинами коксових батарей.

Ряд технічних рішень виштовхуючих планірних пристроїв коксовиштовхувачів поряд з підвищенням надійності забезпечує технологічні переваги, які полягають у підвищенні разового завантаження коксових печей вугільної шихтою. Це підвищує продуктивність коксових батарей на 5-7%.

Ключові слова: кінематика, механізми та пристрої, коксові машини, надійність, безпека, ремонтпридатність.

A.S. PARFENYUK

Donetsk National Technical University

IMPROVING THE RELIABILITY OF COKE MACHINE DEVICES AND MECHANISMS BY CHANGING ITS KINEMATICAL PARAMETERS

Some technical solutions to change the devices and mechanisms of coke oven machines kinematics to improve safety and increase the durability and maintainability are offered.

The main features of the proposed changes in the design of door-extracting devices and coke

ovens doors are confined to the changes in power interaction of coke machines elements with the elements of the coke framework, the improvement of the accuracy of the contact between the elements of the machines and coke batteries and their mutual arrangement.

A number of technical solutions for the strip-off levelling devices of coke pushing machine along with increased reliability provide technological advantages, which will increase single coke oven charging with coal charge, thus improving the efficiency of coke batteries by 5-7 percent.

Keywords: kinematics, mechanisms and devices, coke machines, reliability, security, maintainability.

ПРАВИЛА

представления рукописей статей в сборник научных трудов Донецкого национального технического университета серия: «Машиностроение и машиноведение»

Для публикации в сборнике подаются статьи, отражающие новые теоретические и практические результаты исследований в области машиностроения и машиноведения. Содержание статей должно соответствовать тематической направленности сборника.

ОСНОВНАЯ ТЕМАТИКА СБОРНИКА

1. Исследование процессов механической обработки материалов и разработка прогрессивных способов их реализации.
2. Проектирование прогрессивных конструкций режущих инструментов и технологической оснастки.
3. Проектирование современных технологических систем и комплексов механической обработки материалов и сборки узлов.
4. Создание и применение прогрессивных технологий в машиностроении.
5. Механизация и автоматизация производственных процессов механической обработки и сборки.
6. Перспективные компьютерные технологии в машиностроении (CAD/CAM/CAE-системы).
7. Разработка и создание перспективных конструкций машин и механизмов на базе мехатронных технологий.
8. Исследование проблем кинематики, динамики, прочности и надежности машин и их узлов.

В рамках сборника можно представлять рекламу продукции, которая будет помещена в отдельном разделе сборника.

Структура сборника соответствует приведенной выше тематике.

ТРЕБОВАНИЯ К СОДЕРЖАНИЮ СТАТЬИ

Согласно постановлению Президиума Высшей аттестационной комиссии Украины от 15.01.2003 г. № 7-05/1 «О повышении требований к специальным изданиям, внесенным в перечень ВАК Украины», к публикации принимаются **только** научные статьи, содержащие следующие необходимые элементы:

- 1) постановка проблемы в общем виде и её связь с важными научными и практическими задачами;
- 2) анализ последних исследований и публикаций, в которых начато решение данной проблемы и на которые опирается автор;
- 3) выделение нерешенных ранее частей общей проблемы, которым посвящается данная статья;
- 4) формулировка целей статьи (постановка задания);
- 5) изложение основного материала исследований с полным обоснованием полученных научных результатов;
- 6) выводы по данному исследованию и перспективы дальнейшего развития данного направления.

В соответствии с указанными требованиями **основной текст статьи** должен иметь следующую структуру (названия структурных разделов указываются **полужирным шрифтом**, но **не нумеруются**):

1. Введение (вступительная часть).

Во введении (вступительной части) приводятся:

- постановка проблемы или вопроса, которые рассматриваются в статье, их связь с актуальными научными и практическими задачами;
- краткие сведения по истории решения данной проблемы или исследования данного вопроса с обязательным указанием последних полученных результатов;
- формулировка цели выполненного исследования и частных или конкретных задач, которые решались автором.

2. Основная часть (основное содержание статьи, основное содержание работы).

В данном разделе излагаются и подробно разъясняются полученные автором теоретические положения и практические результаты. Приводятся принятые гипотезы и использованные допущения, разъясняются малоизвестные термины, аббревиатуры и условные обозначения. Для теоретических положений приводятся их доказательства и необходимые математические преобразования. Для эксперимен-

тальных исследований кратко описываются методики их проведения, способы обработки данных и результаты проверок адекватности и достоверности результатов.

3. Выводы (заключение).

В выводах (заключении) излагаются выводы по полученным автором результатам, описываются примеры их практического применения, предлагаются рекомендации относительно их использования, а также указываются перспективы дальнейших исследований по данной проблематике.

К основному тексту статьи прилагаются аннотации (summary) статьи на трёх языках: украинском, русском и английском. В аннотации сжато излагается формулировка задачи, которая решалась автором, и приводятся основные полученные результаты.

Тексты аннотаций на русском и украинском языках должны быть полностью идентичными, аннотация на английском языке расширенная, на половину страницы.

Примечания:

1. **Ответственность за нарушение авторских прав и несоблюдение действующих стандартов в подаваемых материалах возлагается на авторов статьи.**
2. **Ответственность за достоверность приведенных в статье фактов и данных, обоснованность сделанных выводов и научный уровень статьи несут авторы и рецензенты.**

ТРЕБОВАНИЯ К ОФОРМЛЕНИЮ СТАТЬИ

1. **Язык статьи** – украинский, русский английский или немецкий (по выбору авторов). Для публикации статей на других языках необходимо получить разрешение редакционной коллегии.
2. **Текст рукописи** статьи должен составлять от 5 до 10 *полных* страниц на белой бумаге формата А4 (210x297 мм). Ориентация бумаги – *книжная*. Поля: верхнее и нижнее – 30 мм, левое и правое – 25 мм. Расстояния от края бумаги до колонтитулов – 15 мм. Страницы в текстовом файле не нумеровать. Рукопись статьи оформить с применением текстового редактора Microsoft Word (не ниже версии 7.0) шрифтом Times New Roman Cyr. Тип текстового файла со статьей – документ Microsoft Word в формате DOC. Размер шрифта в основном тексте статьи – 12 пт. Межстрочный интервал по всей статье – *одинарный*. Расстановка переносов по всему тексту статьи – автоматическая. Оформленный по приведенным ниже требованиям текст статьи распечатать для передачи в редакцию *в одном экземпляре* с высоким качеством печати.
3. **Материалы статьи должны отвечать следующей структурной схеме:** индекс УДК; сведения об авторах статьи; полное наименование организации или учреждения; название города, страны; заглавие публикуемого материала; аннотация на языке публикуемого материала; ключевые слова на языке публикуемого материала; основной текст статьи; пристатейный библиографический список; аннотации и ключевые слова на других языках.
4. **Индекс УДК** печатать с первой строки. Размер шрифта – 12 пт. Без абзацного отступа, выравнивание по левому краю.
5. **Инициалы и фамилии** авторов печатать прописными буквами через одну пустую строку после УДК. Шрифт – 12 пт, полужирный. После каждой фамилии *в той же строке* в круглых скобках – учёная степень, учёное звание и должность автора, а также (за скобками) электронный адрес. Выравнивание по центру. *На следующей строке* строчными буквами – **полное название организации или учреждения**, название **города, страны** (через запятую, выравнивание по центру). Если у статьи несколько авторов, представляющих одну и ту же организацию, то название организации приводится *один раз*. Если у статьи несколько авторов, представляющих разные организации, то структура описания повторяется для каждого автора. См. образец оформления материалов.
6. **Заглавие статьи** печатать прописными буквами через одну пустую строку после названия организации или учреждения. Шрифт – 12 пт, полужирный. Без переносов, без абзацных отступов, выравнивание по центру.
7. **Аннотация (summary) на языке публикуемого материала** печатается через одну пустую строку после заглавия статьи. Шрифт обычный, размер шрифта – 11 пт, межстрочный интервал – *одинарный*, красная строка (абзацный отступ) – **1,25 см**. Выравнивание по ширине. В аннотации сжато излагается формулировка задачи, которая решалась автором (авторами), и приводятся основные полученные результаты. Рекомендуемый объём аннотации – *не более 700 знаков* (5-7 строк).
8. **Ключевые слова (keywords) на языке публикуемого материала** печатаются строчными буквами через одну пустую строку после аннотации. Начинаются с фразы «Ключевые слова:» («Ключові слова:», «Keywords:») Размер шрифта – 11 пт, межстрочный интервал – *одинарный*, красная строка

- (абзацний відступ) – **нет**. Вирівнювання по центру. Рекомендоване кількість ключових слів – **не більше 10**. Не допускаються поєднання більше ніж з двох ключових слів.
9. **Основной текст** статті друкувати через одну порожню рядок після ключових слів. Розмір шрифту – 12 пт, міжрядковий інтервал – **одинарний**, червона рядок (абзацний відступ) – **1,25 см**. Вирівнювання по ширині. Розстановка переносів – автоматична. Основний текст статті **обов'язково структурувати**, названія структурних розділів друкувати **через одну порожню рядок** від попереднього розділу. Названія розділів вказуються в тексті статті **полужирним шрифтом**, але не нумеруються. Названія розділів друкуються **на окремій рядку**, центрування по центру, без абзацного відступу.
10. **Графічний матеріал** (рисунок, графік, схема) слід виконувати в одному з наступних форматів: *.bmp, *.gif, *.jpg, *.psx, *.png, розмірами не менше 60x60 мм вбудованими в текст об'єктами. Рисунок повинен розташовуватися по ходу викладу матеріалу після згадки про нього. Позиції на рисунку повинні розташовуватися по годинній стрілці і бути пояснені в тексті статті. Під кожним рисунком вказується його **номер і назва**, наприклад: Рис. 3. Схема пристрою. Розмір шрифту в названні – 12 пт. Кожний рисунок повинен бути відокремлений від тексту одним інтервалом (порожньою рядком) зверху і знизу. Назва повинна бути **центровано** відносно рисунку, використання переносів, відступів і виступів в названні не допускається. Після назви допускається приводити пояснення позицій на рисунку, список позицій з поясненнями *рекомендується* центрувати відносно рисунку. Назва відокремлюється від рисунку одним інтервалом і від наступного тексту (за винятком пояснення позицій) теж одним інтервалом (**порожньою рядком**).
11. **Формули, математичні знаки, показателі степені і індекси переважно** виконуються *курсивом*. **Формули** набирати в редакторі формул Microsoft Equation не нижче версії 3.0, тільки, якщо їх не можна набрати курсивом. Математичні знаки, показателі степені і індекси в редакторі формул Microsoft Equation повинні виконуватися в відповідності з наведеними нижче вимогами до стилю і розміру. Все позначення величин, що входять в формулу, повинні бути пояснені одразу після неї або в тексті статті. Якщо після формули приводиться пояснення що входять в неї величин, то одразу після формули (в тій же рядку) ставиться кома, а перерахунок величин починається з нової рядку з союзом «де» **без відступу**. Після рядку з союзом «де» наступні рядки пояснення набираються з рівномірним відступом (для російської мови – 0,8 см, для української – 0,6 см), вирівнювання по ширині. Після вказання позначення величини в поясненні ставиться **коротке тире, а не дефіс**. Формули нумеруються (номер вказується справа в круглих дужках, не відступаючи від правого поля) **тільки в тому випадку**, якщо на них в тексті існують посилання. Формула відокремлюється від тексту одним інтервалом (**порожньою рядком**) зверху і знизу, вирівнювання **строго по центру**, незалежно від наявності номера. Якщо для розташування формули по центру використовується таблиця, відступлення від вирівнювання формул **строго по центру** також не допускається. Налаштування редактора формул Microsoft Equation наведені нижче.

Стиль і розміри формул для Microsoft Equation

Full (звичайний)	12 pt
Subscript/Superscript (великий індекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий індекс)	7 pt
Symbol (великий символ)	14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	7 pt
Функція	Шрифт Times New Roman Cyr
Змінна	Шрифт Times New Roman Cyr (нахилений)
Слово грецької	Шрифт Symbol (нахилений)
Слово грецької	Шрифт Symbol
Символи	Шрифт Symbol

12. **Таблиці** розташовуються по ходу викладу матеріалу після посилання на них. Над таблицею розміщується її назва і порядковий номер (зліва від краю сторінки, без відступу). Слово «Таблиця» в названні приводиться **повністю**, наприклад: Таблиця 2. Експериментальні дані. В названні таблиці не використовуються абзацні відступи і виступи, переносів слів в названні також слід уникати. Таблиця відокремлюється від основного тексту статті одним інтервалом (**порожньою рядком**) зверху і знизу. Якщо таблиця займає більше однієї сторінки, то на другій і наступних сторінках на місці назви вказується «Продовження табл...», приводиться номер таблиці, назва не повторюється. При необхідності одразу після таблиці допускається вказувати примітки до неї, починаючи з слова (слів) «Примітка (примічання)», без абзацного відступу.

13. **Пристатейный библиографический список** печатать через одну пустую строку от основного текста статьи в соответствии с образцом оформления материалов. В заглавии списка используют слово «список», например, так: «Список литературы» или «Библиографический список». Заглавие списка печатается *на отдельной строке*, центрирование по центру, без абзацного отступа. Размер шрифта в списке литературы – 12 пт, межстрочный интервал – *одинарный*. Выравнивание по ширине. Библиографические описания источников оформляются в соответствии с ДСТУ ГОСТ 7.1.: 2006 и ДСТУ 3582-97. Каждый источник в списке указывается с новой строки с абзацным отступом **1 см.** Номера позиций в списке выделяются **полужирным шрифтом**. В библиографическом списке не допускается отрыв инициалов от фамилии автора. Список источников в списке литературы должен быть составлен в порядке их упоминания в тексте статьи. Ссылки на источники в тексте статьи заключаются в квадратные скобки. **В списке литературы должно быть указано не менее 3 публикаций или источников, вышедших за последние 10 лет.**
14. **Аннотации (summary)** на двух других языках, кроме языка статьи, печатать через одну пустую строку после списка литературы. Каждая аннотация должна включать: инициалы и фамилии и авторов прописными буквами **полужирным шрифтом**; название организации или учреждения строчными буквами, название статьи на соответствующем языке строчными буквами **полужирным шрифтом**; текст аннотации (не более 5-7 строк за исключением аннотации на англ. языке). Инициалы и фамилии авторов, название статьи и организации выравнивать *по центру*; текст аннотации – *по ширине*, с красной строкой (абзацным отступом) **1,25 см**. Размер шрифта во всех частях аннотации – 11 пт, межстрочный интервал – *одинарный*. Аннотации на разных языках отделяются друг от друга одной пустой строкой или двумя пустыми строками (если позволяет место). Тексты аннотаций на всех языках должны быть полностью *идентичными*, за исключением расширенной аннотации на английском языке, которая должна составлять не менее 2000 знаков. См. образец оформления материалов.
15. **Ключевые слова (keywords)** на двух других языках, кроме языка статьи, печатать через одну пустую строку после соответствующей аннотации, начиная с фразы «Ключевые слова:» («Ключові слова:», «Keywords:»). Размер шрифта – 11 пт, межстрочный интервал – *одинарный*, красная строка (абзацный отступ) – **нет**. Выравнивание по центру. Рекомендованное количество ключевых слов – *не более 10*. Не допускаются сочетания более чем из двух ключевых слов. Ключевые слова на всех языках должны соответствовать друг другу.

ПРЕДСТАВЛЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ В РЕДАКЦИЮ

Для принятия решения о включении Вашей статьи в очередной выпуск сборника необходимо до 27 декабря 2013 года подать в редакцию следующие документы:

1. Заявку на публикацию в материалах сборника (в произвольной форме).
2. Сведения об авторах статьи и пожелания авторов о включении статьи в конкретный раздел сборника в соответствии с приведенной ранее тематикой.

В приведенных выше документах обязательно указываются контактные телефоны авторов и электронный адрес для переписки с редакцией.

Редакционная коллегия обращается к авторам статей с просьбой не забывать приводить контактную информацию!

3. Текст рукописи статьи, оформленный по приведенным выше требованиям и распечатанный **в одном экземпляре** с высоким качеством печати. Печатный экземпляр статьи должен быть подписан всеми авторами (на последней странице). Вместо подписи авторов на печатном экземпляре статьи допускается представлять в редакцию **копию авторской справки**.
4. Документ, подтверждающий возможность публикации статьи в открытых источниках информации (**в одном экземпляре**).

Основанием для принятия статьи в редакцию может быть один из следующих документов:

1. Выписка из протокола заседания ученого совета факультета или учебного заведения, содержащая решение о рекомендации статьи (с указанием авторов и полного названия) к публикации. Выписку из протокола заседания ученого совета факультета или учебного заведения *рекомендуется* представлять авторам, представляющим учебные заведения.

2. Письмо на бланке организации с ходатайством о публикации статьи (с указанием авторов и полного названия) в сборнике трудов ДонНТУ серия: «Машиностроение и машиноведение», подписанное руководителем организации.

3. Акт экспертизы, подтверждающий отсутствие в материалах статьи (с указанием авторов и полного названия) сведений, запрещенных к публикации в открытых источниках, подписанный председателем экспертной комиссии и утвержденный руководителем организации или учреждения.

Иные документы могут быть приняты в качестве основания для возможности публикации статьи только после их рассмотрения на заседании редакционной коллегии.

5. Файл с текстом статьи в формате текстового редактора Microsoft Word (*.DOC) на дискете размером 3,5 дюйма, которую нужно подписать следующим образом: фамилии и инициалы авторов, название статьи. Желательно поместить на дискету две копии файла.

Подаваемые в редакцию документы, включая рукопись статьи, желательно представлять без изгибов.

Допускается представление указанных выше материалов в электронном виде по электронной почте. В теме электронного письма необходимо указать «Статья в сборник трудов ДонНТУ».

Примечания:

1. Материалы, не отвечающие перечисленным выше требованиям, не соответствующие тематике данного сборника, а также поступившие в редакцию с опозданием, опубликованы не будут.
2. Присланные в редакцию рукописи статей подвергаются обязательному рецензированию. Рукописи статей авторам не возвращаются. Рецензия с замечаниями, требующими согласования с авторами или внесения исправлений в статью, высылается авторам электронной почтой.
3. Уведомление о том, что статья принята или не принята к публикации, дается по телефону или высылается авторам электронной почтой. Рецензия на статью, не принятую к публикации по причинам, указанным в примечании 1, может быть выслана авторам по их просьбе.
4. Если статья полностью отвечает перечисленным выше требованиям по содержанию, оформлению, и соответствует тематике данного сборника, но поступила в редакцию с опозданием, редакция переносит публикацию статьи на следующий выпуск сборника и уведомляет об этом авторов по телефону или по электронной почте.
5. Редакция не несет ответственности за неверно указанные авторами статей телефонные номера и электронные адреса.
6. Редакционная коллегия оставляет за собой право вносить в текст статьи изменения редакционного характера, не затрагивающие сути основных положений статьи, без согласия авторов.
7. Редакционная коллегия оставляет за собой право приводить оформление статьи в соответствие с указанными выше требованиями (при незначительных их нарушениях) без участия авторов статьи.

Образец оформления материалов:
(уменьшено)

УДК 621.923

И.П. БОНДАРЕНКО (д-р техн. наук, проф.) bond_ip@ua.net

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

Н.В. ПЕТРЕНКО (канд. техн. наук, ст. научн. сотр., зав. лабораторией) petren@mail.ru

Пермский государственный институт машиностроительной промышленности, г. Пермь, Россия

А.Е. СЕМЕНОВ (ведущий конструктор) semae@rambler.ru

Кировский проектный конструкторско-технологический институт тяжелого машиностроения,
г. Киров, Россия

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ОБРАБОТКИ ШЛИФОВАНИЕМ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ДЕТАЛЕЙ

Предложен способ обработки крупногабаритных деталей из ..., который обеспечивает повышение ... Применение указанного способа ... позволило уменьшить трудоёмкость ... на ...

Ключевые слова: механическая обработка, шлифование, крупногабаритная деталь, себестоимость изготовления

Введение

Механическая обработка крупногабаритных деталей из ... материалов – сложный и трудоёмкий технологический процесс. Существующие способы обработки ... предусматривают ряд этапов этого процесса [1, 2] ...

Основное содержание работы

Предложенная схема обработки (рис. 1) отличается тем, что ...

Выводы

В результате использования разработанного способа обработки ... производительность процесса шлифования повысилась на ...

Список литературы

1. Технология машиностроения: в 2-х т. / В.М. Бурцев, А.С. Васильев, А.М. Дальский и др. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 1999. – Т. 1. Основы технологии машиностроения. – 1999. – 564 с.
2. Производство деталей металлорежущих станков / Мухин А.В., Спиридонов О.В., Схиртладзе А.Г. и др. – М.: Машиностроение, 2001. – 560 с.
3. Ермаков Ю.М. Комплексные способы эффективной обработки резанием / Ю.М. Ермаков. – М.: Машиностроение, 2005. – 272 с.

І.П. БОНДАРЕНКО

Донецький національний технічний університет

М.В. ПЕТРЕНКО

Пермський державний інститут машинобудівної промисловості

О.С. СЕМЕНОВ

Кіровський проектний конструкторсько-технологічний інститут важкого машинобудування

ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ОБРОБКИ ШЛІФУВАННЯМ

ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ДЕТАЛЕЙ

Запропонований спосіб обробки великогабаритних деталей із ..., який забезпечує підвищення ... Застосування зазначеного способу ... дозволило зменшити трудомісткість ... на ...

Ключові слова: механічне оброблення, шліфування, великогабаритна деталь, собівартість виготовлення

I.P. BONDARENKO

Donetsk National Technical University

N.V. PETRENKO

Perm State Institute of Machinebuilding Industry

A.E. SEMENOV

Kirov Project Design and Technological Institute of Heavy Mechanical Engineering

INCREASE OF EFFECTIVENESS OF GRINDING OF LARGE-SIZE PARTS

It is proposed the method of machining of large size parts in ..., which ensures the rise of ... The use of this method ... has allowed to decrease the manufacturing cost ... by ...

Keywords: machining, grinding, large-size part, manufacturing cost

КОНТАКТНАЯ ИНФОРМАЦИЯ

Адрес редакции:

Украина, 83000,

г. Донецк, ул. Артема. 58

Государственное высшее учебное заведение

«Донецкий национальный технический университет»

кафедра «Мехатронные системы машиностроительного оборудования»

Редакционная коллегия сборника научных трудов ДонНТУ

серия: «Машиностроение и машиноведение»

Тел.: (062) 301-07-31,

Факс: (0622) 92-12-78,

E-mail: donntu-stanki@mail.ru

С правилами представления рукописей в сборник научных трудов ДонНТУ серия «Машиностроение и машиноведение» можно ознакомиться на странице кафедры «Мехатронные системы машиностроительного оборудования» факультета инженерной механики и машиностроения ДонНТУ: <http://www.mc.donntu.edu.ua>.

НАУКОВЕ ВИДАННЯ

**Наукові праці
Донецького національного
технічного університету**

Серія: “Машинобудування і машинознавство”

Випуск 1(10) 2013

(українською, російською, німецькою мовами)

Редагування, коректура: А.В. Зиль, Т.М. Шламенок

Підписано до друку 22.05.2012. Формат 60×84¹/₈

Ум. друк. арк. 23. Обл. - вид. арк. 20,2

Тираж 100 прим. Замовлення №

Адреса редакції: 83000, Україна, м. Донецьк, пл. Дзержинського, 1, Кафедра «Мехатронні системи машинобудівного обладнання».

Видавець та виготовлювач Державний вищий навчальний заклад «Донецький національний технічний університет»

Україна, 83001, м. Донецьк, вул. Артема, 58. Тел.: (062) 301-08-67, 301-09-67

Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта видавничої справи:
серія ДК №2982 від 21.09.2007