

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ,
МОЛОДІ ТА СПОРТУ УКРАЇНИ**

НАУКОВІ ПРАЦІ
ДОНЕЦЬКОГО НАЦІОНАЛЬНОГО
ТЕХНІЧНОГО УНІВЕРСИТЕТУ

Серія: «Машинобудування і машинознавство»

Випуск 9(205)

Заснований у травні 2003 року

Виходить 1 раз на рік

Донецьк 2012

УДК 621.6-9; 658.5; 662.7; 921.6

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.

Публікується відповідно до рішення Вченої ради Донецького національного технічного університету, протокол № 5 від 18 травня 2012 р.

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. Нечепасєв 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. Тат'янченко А.Г., д-р техн. наук, проф. Шевченко Ф.Л.

Адреса редакції: 83000, Україна, м. Донецьк, вул. Артема, 58, ДонНТУ.

Свідоцтво про державну реєстрацію друкованого засобу масової інформації: 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

Бурдін О.В. Вплив зернистості алмазів на продуктивність та питому собівартість шліфування комбінованого зразка „ВК8 – сталь 45”	9
Вітренко О.С., Кириченко І.О., Белозьорова В.В. Дослідження процесу формоутворення гіперболоїдних зубчастих коліс за допомогою інструментального зубчастого колеса	16
Івченко Т.Г. Дослідження впливу параметрів механічної обробки на температуру різання під час фрезерування	23
Ковальов В.Д., Васильченко Я.В. Адаптація точнісних показників важких верстатів	30
Матюха П.Г., Габітов В.В., Благодарний А.О. Визначення сили підтискання робочої поверхні круга до поверхні заготовки, обмеженої точністю оброблення, при внутрішньому врізному шліфуванні на верстаті 3a227п за пружною схемою	38
Новіков Ф.В., Анділахай О.О. Аналітичні дослідження енергоємності абразивної обробки деталей затопленими струменями	49
Полтавець В.В., Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б. Вплив явищ, які супроводжують процес алмазного шліфування важкооброблюваних матеріалів на висотні параметри шорсткості обробленої поверхні	56
Сидорова О.В. Обґрунтування вибору МОТЗ для забезпечення мінімального зносу ріжучого інструмента	64
Стреляна Ю.О., Братан С.М., Сидоров Д.Є. Взаємозв'язок переміщень в технологічній системі при токарній обробці	72
Філатов Ю.Д., Філатов А.Ю., Сідорко В.І., Ковальов С.В., Руденко М.А. Стан поверхні робочого шару інструменту при поліруванні неметалевих матеріалів	77

Проектування прогресивних конструкцій різальних інструментів та технологічного оснащення

Азарова Н.В. Визначення закону та параметрів розподілу відстані між зернами на робочій поверхні алмазного шліфувального круга	82
Бутенко В.І., Гусакова Л.В., Шаповалов Р.Г. Розробка та дослід шліфувальних кругів для обробки деталей із хромонікелевих сплавів	90
Вітренко В.О., Кашура М.О. Розробка схеми виготовлення гіперболоїдного притира з метою підвищення точності обробки зубів зубчастих коліс	100
Гусєв В.В., Гриньов Ю.О., Мірошніченко О.В., Кундеус В.В., Воєводіна Т.А. Визначення конструктивних параметрів збірних свердел, що забезпечують мінімальну радіальну складову сили різання	108
Гусєв В.В., Молчанов А.Д., Медведєв А.Л. Теоретичні дослідження механізму взаємодії вільного абразиву зі зв'язкою шліфувального круга й притира	118

при правці

- Майборода В.С., Джулій Д.Ю., Ткачук І.В.** Формування магнітно-абразивного інструмента в робочих зонах установок типу «кільцева ванна» 127
- Новіков П.А., Канарєєв Ф.М., Братан С.М.** Похибки профілю різьби мітчика, що виникають у результаті шліфування бокових твірних 134

Створення і застосування прогресивних технологій в машинобудуванні

- Жовтобрюх В.О., Новіков Ф.В., Бенін Є.Ю.** Визначення оптимальних умов механічної обробки по найменших витратах на операцію 143
- Лещенко О. І.** Точність обробки складно-профільних поверхонь в залежності від кривизни її різних ділянок 148
- Мелконов Л.Д.** Дослідження шорсткості робочої поверхні валкових калібрів. 154
- Нечепасв В.Г., Гницько О.М., Мишов М.С.** Системний підхід до забезпечення якості обробки профільних пазів 163
- Новіков Г.В., Іванов І.Є., Дитиненко С.О.** Підвищення ефективності фінішної механічної обробки деталей машин 170
- Новіков Ф.В., Полянський В.І., Рябенков І.О., Іванов Є.І.** Підвищення якості й продуктивності обробки отворів у кільцях з високотвердих магнітних сплавів 178
- Калафатова Л. П., Поєзд С. А.** Аналіз технологічної собівартості шліфування ситалів як функції від параметрів режиму обробки 186
- Тімофєєв Ю.В., Шелковий О.М., Ключко О.О., Шаповалов В.Ф., Печений В.І.** Імпульсна електроконтактна технологія зубообробки великогабаритних зубчастих вінців накатними роликами 194

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

- Залога В.О., Зінченко Р.М.** Автоматизація побудови ступневого вала в системі PowerSHAPE 202
- Мірошниченко О.В., Волощук В.А.** Автоматизація розрахунку та побудови розверток за допомогою cad системи PowerSHAPE 209
- Дерев'янченко О.Г., Сіньковський А.С., Косс О.В., Долинський А.О.** Формування і аналіз 3Д – моделей різальних кромок різців прецизійної обробки 217

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

- Артюх В.Г., Сорочан О.М.** Визначення крутильного моменту для вала тріфазного з'єднання 225
- Ворожбицький О.С. Алієв Н.А.** Дослідження та стендові випробування термогенеруючих агрегатів 230
- Воронов А.Е., Вітренко В.О.** Нарізання зубів на гіперболоїдній поверхні 242
- Кириченко І.О., Кіреєв А.М., Кашура О.Л.** Метод визначення характеристик загасання ультразвуку в полікристалічних матеріалах 247

СОДЕРЖАНИЕ

Исследование процессов механической обработки материалов и разработка прогрессивных способов их реализации

Бурдин А.В. Влияние зернистости алмазов на производительность и удельную себестоимость шлифования комбинированного образца «вк8 – сталь 45» с периодическими электроэрозионными воздействиями в автономной зоне	9
Витренко О.С., Кириченко И.А., Белозерова В.В. Исследование процесса формообразования гиперболоидных зубчатых колес при помощи инструментального зубчатого колеса	16
Ивченко Т.Г. Исследование влияния параметров механической обработки на температуру резания при фрезеровании	23
Ковалев В.Д., Васильченко Я.В. Адаптация точностных показателей тяжелых станков	30
Матюха П.Г., Габитов В.В., Благодарный А.О. Определение усилия поджима рабочей поверхности круга к поверхности заготовки, ограниченной точностью обработки, при внутреннем врезном шлифовании на станке 3а227п по упругой схеме	38
Новиков Ф.В., Андилахай А.А. Аналитические исследования энергоемкости абразивной обработки деталей затопленными струями	49
Полтавец В.В., Матюха П.Г., Цокур В.П., Стрелков В.Б. Влияние явлений, сопровождающих процесс алмазного шлифования труднообрабатываемых материалов, на высотные параметры шероховатости обработанной поверхности	56
Сидорова Е.В. Обоснование выбора СОТС для обеспечения минимального износа режущего инструмента	64
Стреляная Ю.О., Братан С.М., Сидоров Д.Е. Взаимосвязь перемещений в технологической системе при токарной обработке	72
Филатов Ю.Д., Филатов А.Ю., Сидорко В.И., Ковалев С.В., Руденко М.А. Состояние поверхности рабочего слоя инструмента при полировании неметаллических материалов	77

Проектирование прогрессивных конструкций режущих инструментов и технологической оснастки

Азарова Н.В. Определение закона и параметров распределения расстояний между зёрнами на рабочей поверхности алмазного шлифовального круга	82
Бутенко В.И., Гусакова Л.В., Шаповалов Р.Г. Разработка и исследование шлифовальных кругов для обработки деталей из хромоникелевых сталей и сплавов	90
Витренко В.А., Кашура М.А. Разработка схемы изготовления гиперболоидного притира с целью повышения точности обработки зубьев зубчатых колес	100
Гусев В.В., Гринёв Ю.А., Мирошниченко А.В., Кундеус В.В., Воеводина Т.А. Определение конструктивных параметров сборных сверл, обеспечивающих минимальную радиальную составляющую силы резания	108
Гусев В.В., Молчанов А.Д., Медведев А.Л. Теоретическое исследование ме-	118

ханизма взаимодействия свободного абразива со связкой шлифовального круга и притиром при правке
Майборода В.С., Джулий Д.Ю., Ткачук И.В. Формирование магнитно-абразивного инструмента в рабочих зонах установок типа «кольцевая ванна» 127
Новиков П.А., Канареев Ф.Н., Братан С.М. Погрешности профиля резьбы метчика, возникающие в результате шлифования боковых образующих 134
Создание и применение прогрессивных технологий в машиностроении

Жовтобрюх В.А., Новиков Ф.В., Бенин Е.Ю. Определение оптимальных условий механической обработки по наименьшим затратам на операцию 143
Лещенко А.И. Точность обработки сложно-профильных поверхностей в зависимости от кривизны ее различных участков 148
Мелконов Л.Д. Исследование шероховатости рабочей поверхности валковых калибров 154
Нечепаяев В.Г., Гнитько А.Н., Мышов М.С. Системный подход к обеспечению качества обработки профильных пазов 163
Новиков Г.В., Иванов И.Е., Дитиненко С.А. Повышение эффективности финишной механической обработки деталей машин 170
Новиков Ф.В., Полянский В.И., Рябенков И.А., Иванов Е.И. Повышение качества и производительности обработки отверстий в кольцах из высокотвердых магнитных сплавов 178
Калафатова Л. П., Поезд С. А. Анализ технологической себестоимости шлифования ситаллов как функции от параметров режима обработки 186
Тимофеев Ю.В., Шелковой А.Н., Ключко А.А., Шаповалов В.Ф., Печеный В.И. Импульсная электроконтактная технология зубообработки крупногабаритных зубчатых венцов накатными роликами 194

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

Залого В.А., Зинченко Р.Н. Автоматизация построений ступенчатого вала в системе PowerSHAPE 202
Мирошниченко А.В., Волощук В.А. Автоматизация расчёта и построений развёрток с помощью CAD-системы PowerSHAPE 209
Деревянченко А.Г., Синьковский А.С., Косс Е.В., Долинский А.О. Формирование и анализ 3д – моделей режущих кромок резцов прецизионной обработки 217

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

Артюх В.Г., Сорочан Е.Н. Определение предельного крутящего момента для вала трёфового соединения 225
Ворожбицкий А.С., Алиев Н.А. Исследование и стендовые испытания термодогенерирующих агрегатов. 230
Воронов А.Э., Витренко В.А. Нарезание зубьев на гиперболоидной поверхности 242
Кириченко И.А., Киреев А.Н., Кашура А.Л. Метод определения характеристик затухания ультразвука в поликристаллических материалах 247

CONTENTS

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

Burdin A.V. Granularity Influence Research on Production and Unit Cost of Grinding of Complex Workpiece « Hardmetal - Steel»	9
Vitrenko O.S., Kirichenko I.A., Belozyorova V.V. Investigation of Shape Formation Process of Hyperbola Teeth Wheels Using Instrument-Making Gear	16
Ivchenko T.G. Research of Influence of Machining Parameters on Cutting Temperature at Milling	23
Kovalov V., Vasilchenko Y. Adaptation of Precision Indicators of Heavy Lathes	30
Matjuha P.G., Gabitov V.V., Blagodarnyi A.O. Determination of Forces Pursing Working Surface to the Terms of the Surface of Blanks, Limited Accuracy of Processing in Internal Trading-In Grinding on The Machine 3a227p on the Elastic Scheme	38
Novikov F.W., Andilahay A.A. Analytical Study of Energy Consumption of Abrasive Treatment of Parts with Submerged Jet	49
Poltavets V.V., Matjuha P.G., Tsokur V.P., Strelkov V.B. Influence of the Phenomena Accompanying Process of Diamond Grinding of Hard-To-Cut Materials on Surface Roughness Parameters of Machined Surface	56
Sydorova E.V Rationale for the Choice of Cutting Fluids to Provide Minimum Cutting Tool Wear	64
Strelianaya U.O., Bratan S.M., Sidorov D.E. Displacement Relationship in Process System for Turning	72
Filatov Y.D., Filatov A.Y., Sidorko V.I., Kovalyov S.V., Rudenko M.A. State of the Surface Layer of Working Tool for Polishing Nonmetallic Materials	77

Projection of progressive designs of cutting tools and technological equipment

Azarova N.V. Determination of Parameters of Distribution Law of Distance between Diamond Grains on the Working Surface of Grinding Wheel	82
Butenko V.I., Guskova L.V., Shapovalov R.G. Development and Research of Grinding Wheels for Machining of Workpieces from Chromo-Nickel Steels and Alloys	90
Vitrenko V.A., Kashura M.A. Development of Chart of Making of Hyperboloidal Lapping Tools with the Purpose of Increase of Exactness of Treatment of Points of Gear-Wheels	100
Gusev V., Grinyov Y., Miroshnichenko A., Kundeus V., Voyevodina T. Determination of Design Parameters Modular Drills Providing a Minimal Radial Component of Cutting Force	108
Gusev V.V., Molchanov A.D., Medvedev A.L. Theoretical Researches of Communications Mechanism Free Abrasive with Post During Dressing Grinding Wheels	118
Maiboroda V.S., Dzgulij D.Ju., Tkachuk I.V. Formation of a Magnetic - Abrasive	127

Tool in Working Areas of the Mashins Such as "Ring-Type Bosh "	
Novikov P.A., Kanarejev F.N., Bratan S.M. Errors of Thread Profile of Tap Be Brought about Grinding of Side Generatrices	134

Creation and application of advanced engineering technologies

Zhovtobryuh V.A., Novikov F.W., Benin E.Y. Determination of Optimal Machining Conditions with the Lowest Operational Cost	143
Leshenko A.I. Accuracy of Machining of Difficultly-Type Surfaces Depending on the Curvature of its Different Areas	148
Melkonov L. D. The study of the Working Surface Roughness of Roller Gauges	154
Nechepaev V.G., Gnitko O.M., Mushov M.S. The System Approach to Quality Providing of Type Slots Machining	163
Novikov G.V., Ivanov I.E., Ditinenko S.A. Enhancing the Effectiveness of Finish Machining of Machine Parts	170
Novikov F.V., Polyansky V.I., Ryabentkov I.A., Ivanov E.I. Improving the Quality and Productivity of Machining of holes in Rings of Magnetic Highly Consistent Alloys	178
Kalafatova L. P., Poezd S. A. Analysis of Manufacturing Cost of Grinding of Sittalls as Function of Parameters of Machining Process	186
Timofeev Y.V., Shelkovoy A.N., Klochko A.A., Shapovalov V.F., Pechenuy V.I. Pulse Electrocontact Technology of Tooth Machining of Large-Size Gear Ring by Rolling Rollers	194

Advanced Computer Technologies in Mechanical Engineering (CAD / CAM / CAE-systems)

Zaloha V.O., Zinchenko R.M. Automation of Construction of Multidiameter Shaft in PowerSHAPE System	202
Miroshnichenko A.V., Voloschuk V.A. Automation of Calculation and Construction of Reamers by Means of Power Shape Cad System	209
Derevianchenko A.G., Sinkovsky A.S., Koss E.V., Dolinsky A.O. Forming and analysis 3D – models of cutting edges tools for pretizionnoy treatment	217

Investigation of problems of kinematics, dynamics, strength and reliability of machines and machine units

Artukh V.G., Sorochan E.N. The Determination of Limited Turning Moment on Shaft of Wobbler Joint	225
Vorozhbitsky A.S., Aliyev N.A. Research and Bench Tests of Thermogenerating Units.	230
Voronov A.E., Vitrenko V.A. Teeth Cutting on the Hyperboloid Surface	242
Kirichenko I., Kireev A., Kashura A. The Method of Determining the Characteristics of Ultrasound Attenuation in Polycrystalline Materials	247

Дослідження процесів механічного оброблення матеріалів та розробка прогресивних способів їх реалізації

УДК 621.923

А.В. БУРДИН (асп.) mc@domntu.edu.ua

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ ЗЕРНИСТОСТИ АЛМАЗОВ НА ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬ И УДЕЛЬНУЮ СЕБЕСТОИМОСТЬ ШЛИФОВАНИЯ КОМБИНИРОВАННОГО ОБРАЗЦА «ВК8 – СТАЛЬ 45» С ПЕРИОДИЧЕСКИМИ ЭЛЕКТРОЭРОЗИОННЫМИ ВОЗДЕЙСТВИЯМИ В АВТОНОМНОЙ ЗОНЕ

Определено оптимальное время между электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга по критерию минимальной удельной себестоимости на основе анализа одного цикла «шлифование – шлифование с электроэрозионными воздействиями» при обработке комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» кругами различных зернистостей. Установлено, что шлифование с электроэрозионными воздействиями на рабочую поверхность круга обеспечивает увеличение производительности обработки кругами разных зернистостей от 2,1 раза для зернистости 100/80 до 2,93 раза – 200/160, по сравнению со шлифованием без электроэрозионных воздействий.

Ключевые слова: удельная себестоимость шлифования, производительность шлифования, зернистость, комбинированный образец.

Введение

Высокопроизводительное шлифование при условии получения заданных показателей качества и минимуме затрат обеспечивается оптимизацией режима шлифования.

При шлифовании с электроэрозионными воздействиями (ЭЭВ) на рабочую поверхность круга (РПК) оптимизация режимов шлифования твердого сплава осуществлялась методами многофакторного планирования эксперимента [1, 2, 3]. В работе [4] при нахождении оптимального периода между ЭЭВ на РПК использовалось понятие о «текущей лимитированной режущей способности круга» (ТЛРСК) [5], которая представляет собой текущее (мгновенное) значение производительности шлифования по упругой схеме с постоянной силой поджима образца к РПК, удовлетворяющей лимитирующему техническому ограничению. В работе [4] процесс шлифования с периодическими воздействиями на РПК представлялся в виде чередующихся циклов, состоящих из периода шлифования без ЭЭВ и периода восстановления параметров РПК с помощью ЭЭВ, путем последовательного дискретного увеличения времени шлифования ЭЭВ от 1 до 60 мин, было найдено время между электроэрозионными воздействиями на РПК, при котором удельная себестоимость обработки была минимальной. Однако, в соответствии с принятыми допущениями, количество удаляемой связки в процессе ЭЭВ не зависело от состояния РПК, с которого начиналось обновление, а при расчете технологической себестоимости не учитывалась стоимость израсходованных алмазов в период шлифования без электроэрозионных воздействий. При этом, данные о влиянии зернистости алмазов на производительность и удельную себестоимость шлифования комбинированных образцов «ВК8 – сталь 45» с периодическими ЭЭВ в автономной зоне в литературе отсутствуют.

Цель работы: определение влияния зернистости алмазов на время между ЭЭВ, соответствующее минимуму удельной себестоимости шлифования с периодическими

ЭЭВ на РПК в автономной зоне, на основе анализа цикла «шлифование – шлифование с ЭЭВ» при обработке комбинированного образца «ВК8 – сталь 45».

Основное содержание работы

Исходными данными для оптимизации режима обработки комбинированного образца за цикл «шлифование – шлифование с ЭЭВ» являются:

- уравнение, описывающее снижение ТЛРСК при шлифовании без ЭЭВ, $Q_{шл}(\tau)$, мм³/мин;
- уравнение, описывающее увеличение ТЛРСК за счет восстановления параметров РПК с помощью ЭЭВ, $Q_{шл+ЭЭВ}(\tau)$, мм³/мин;
- уравнение, описывающее расход алмазов при шлифовании без ЭЭВ, $M_{шл}(\tau)$, карат/мин;
- расход алмазов при шлифовании с ЭЭВ, $M_{шл+ЭЭВ}(\tau)$, карат/мин.

ТЛРСК и расхода алмазов определяются экспериментально при врезном алмазном шлифовании комбинированного образца по упругой схеме (рис.1), и описываются в период цикла шлифования без ЭЭВ экспоненциальной зависимостью:

$$Q_{шл}(\tau) = Q_{уст} + \Delta Q \exp(\beta_q(\tau - \tau_{исх})), \Delta Q = Q_{исх} - Q_{уст}; \quad (1)$$

$$M_{шл}(\tau) = M_{уст} + \Delta M \exp(\beta_m(\tau - \tau_{исх})), \Delta M = M_{исх} - M_{уст}; \quad (2)$$

где $Q_{исх}$, $Q_{уст}$ - исходная и установившаяся ТЛРСК соответствующие моментам времени $\tau_{исх}$ и $\tau_{уст}$ (рис. 2), мм³/мин; ΔQ - снижение ТЛРСК в течении часа шлифования, мм³/мин; $M_{исх}$, $M_{уст}$ - исходный и установившийся расход алмазов в соответствующие моменты времени $\tau_{исх}$ и $\tau_{уст}$ (см. рис. 2), карат/мин; ΔM - снижение расхода алмазов в течении часа шлифования, карат/мин.

В период шлифования с электроэрозионными воздействиями уравнениями – прямыми:

$$Q_{шл+ЭЭВ}(\tau) = B + K\tau; \quad (3)$$

$$M_{шл+ЭЭВ}(\tau) = \text{const}. \quad (4)$$

где K - эмпирический коэффициент увеличения ТЛРСК при ЭЭВ на РПК в автономной зоне (см. рис. 2), мм³/мин²; B - эмпирический параметр прямой, зависящий от выбора системы координат, мм³/мин.

Тогда, графическое изображение цикла будет иметь вид см. рис. 2.

На рис.1 показан комбинированный образец, выполненный с чередованием твердосплавной и стальной компонент образца в шахматном порядке, поскольку это обеспечивает идентичность состояния по всей РПК.

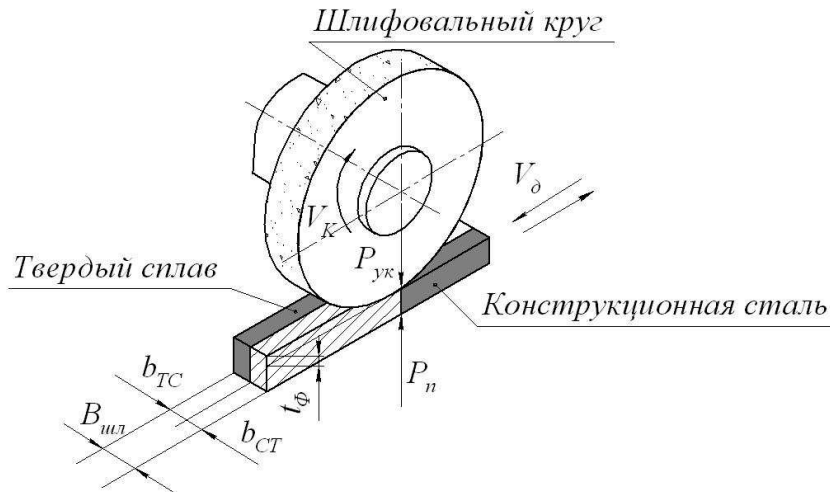


Рис.1. Схема плоского шлифования комбинированного образца по упругой схеме

При определении удельной себестоимости обработки за цикл «шлифование – шлифование с ЭЭВ» представим составляющие удельной себестоимости в функции времени между ЭЭВ T , грн/мм³,

$$C_{удЦ}(T) = \frac{C_{Ц}(T)}{V_{МЦ}(T)}, \quad (5)$$

где $C_{Ц}(T)$ - функция себестоимости обработки за цикл «шлифование – шлифование с ЭЭВ» от времени T между ЭЭВ на РПК, грн; $V_{МЦ}(T)$ - объем сошлифованного материала за полный цикл «шлифование – шлифование с ЭЭВ» в функции от T , мм³.

Себестоимость обработки за цикл «шлифование – шлифование с ЭЭВ» в функции от T определяется по следующей формуле, грн,

$$C_{Ц}(T) = (Z_{0M} + A_M + P_{TM})(T + \tau_{ЭЭВ}) + \frac{Ц_{1кВтч}}{60} \left(\frac{N_P}{\eta_{гд}} + N_2 + N_o \right) T + Ц_A \int_{\tau_c}^{\tau_c + T} M_{шл}(\tau) d\tau + \frac{Ц_{1кВтч}}{60} \left(\frac{N_P}{\eta_{гд}} + N_2 + N_o + N_{ЭЭВ} \right) \tau_{ЭЭВ} + Ц_A M_{шл+ЭЭВ} \tau_{ЭЭВ}. \quad (6)$$

где Z_{0M} - минутная заработная плата станочника, грн/мин; A_M - амортизация за минуту работы производственного оборудования, грн/мин; P_{TM} - минутные затраты на текущий ремонт и содержание оборудования, грн/мин; N_P - мощность резания (принята постоянной), кВт; $\eta_{гд}$ - КПД главного привода; N_2 - мощность двигателя насоса гидропривода продольной подачи стола станка, кВт; N_o - мощность двигателя насоса подачи СОТС в зону резания, кВт; $Ц_{1кВтч}$ - стоимость электроэнергии, грн/кВт·ч; T - длительность периода шлифования без ЭЭВ, мин; $N_{ЭЭВ}$ - мощность ЭЭВ, кВт; $\tau_{ЭЭВ}$ - длительность периода шлифования с ЭЭВ, мин; $Ц_A$ - стоимость карата алмазов, грн/карат; τ_c - время стабилизации параметров РПК после выпадения наиболее выступающих зерен, мин.

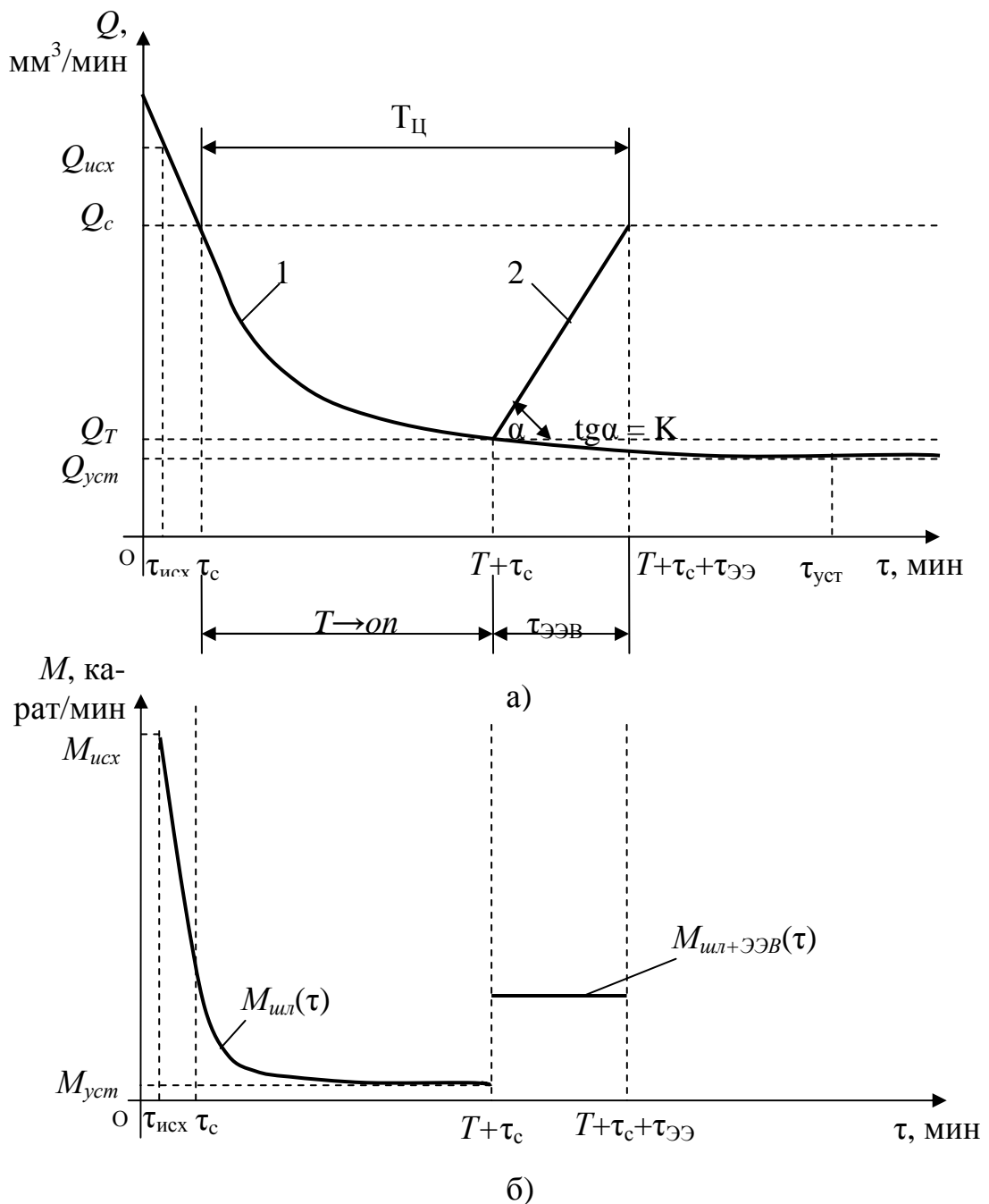


Рис. 2. а) изменение ТЛРСК в течение цикла обработки «шлифование – шлифование с ЭЭВ»: 1 – кривая, описывающая снижение ТЛРСК за период шлифования, 2 – прямая возрастания ТЛРСК, описывающая восстановление режущих свойств РПК за период шлифования с ЭЭВ в автономной зоне; б) расход алмазов шлифовального круга за время цикла «шлифование – шлифование с ЭЭВ»

Объем сошлифованного материала комбинированного образца за полный цикл обработки «шлифование – шлифование с ЭЭВ» определяется по формуле, мм³,

$$V_{MЦ}(T) = Q_{уст}T - \frac{\Delta Q}{\beta} (\exp(\beta(\tau_c - \tau_{исх})) - \exp(\beta(T + \tau_c - \tau_{исх}))) + \frac{\Delta Q}{2K} \left(2Q_{уст} (\exp(\beta(\tau_c - \tau_{исх})) - \exp(\beta(T + \tau_c - \tau_{исх}))) + \Delta Q (\exp(2\beta(\tau_c - \tau_{исх})) - \exp(2\beta(T + \tau_c - \tau_{исх}))) \right) \quad (7)$$

Минимум уравнения (5) с учетом (6, 7) найдем в среде MathCad из условия:

$$\frac{dC_{yдЦ}(T)}{dT} = 0.$$

Данные по изменению ТЛРСК и расхода алмазов кругами различных зернистостей определялись экспериментально (табл.1) при шлифовании комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» на станке, модернизированном для ЭЭВ в автономной зоне мод. 3Г71 с охлаждением 0,3% водным раствором кальцинированной соды, на механических режимах: $V_k = 35$ м/с, $V_d = 6$ м/мин. Для кругов из алмазов марки АС6 на связке М2-01 зернистостей: 100/80, 160/125 и 200/160 силы поджима образца к РПК были, соответственно, равны 65 Н, 52 Н и 61 Н, найденные из условия отсутствия окисления алмазных зерен РПК при шлифовании твердосплавной части комбинированного образца. Средний ток ЭЭВ на РПК составлял 10 А, при напряжении в межэлектродном промежутке 4,5 В.

Исходные данные для расчета удельной себестоимости шлифования комбинированного образца кругами различных зернистостей приведены в табл. 2.

Для расчета удельной себестоимости шлифования комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» с периодическими ЭЭВ на РПК в пакете MathCad была разработана программа, используя которую по данным из табл.1 и табл. 2, была определена удельная себестоимость обработки в разные моменты времени между электроэрозионными воздействиями T . Из расчета было определено, что удельная себестоимость шлифования комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» достигает минимального значения при $T_{opt} = 4$ мин. (для зернистости 100/80), $T_{opt} = 3$ мин. (для 160/125) и $T_{opt} = 0,1$ мин. (для 200/160).

Таблица 1. Параметры уравнений (1) – (4), описывающие изменения ТЛРСК и расхода алмазов за цикл обработки «шлифование – шлифование с ЭЭВ» комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» кругами разных зернистостей.

Обозначение параметра	Размерность	Зернистость, мкм		
		100/80	160/125	200/160
τ_c	мин	2		
$\tau_{исх}$	мин	1		
$Q_{уст}$	мм ³ /мин	429	367	461
ΔQ	мм ³ /мин	1587	900	1781
β_q	1/мин	-0,0971	-0,12	-0,128
K	мм ³ /мин ²	115	61,7	62,3
$M_{уст}$	карат/мин	0,01	0,01	0,02
ΔM	карат/мин	1,21	1,16	1,31
β_m	1/мин	-0,544	-0,4803	-0,395
$M_{ил+ЭЭВ}$	карат/мин	0,24	0,0885	0,118

Таблица 2. Исходные данные для расчета удельной себестоимости шлифования комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» по упругой схеме, кругами различных зернистостей.

Обозначение параметра из формулы (6)	Размерность	Зернистость, мкм		
		100/80	160/125	200/160
Z_{0m}	грн/мин	0,326		
A_m	грн/мин	0,086		
P_{Tm}	грн/мин	0,013		
N_p	кВт	0,796	0,637	0,747
η_{20}	–	0,8		
N_2	кВт	0,55		
N_o	кВт	0,15		
$C_{1кВтч}$	грн/кВт·ч	0,8		
C_A	грн/карат	0,72	0,82	0,91

Для момента времени между ЭЭВ T_{omm} были определены время электроэрозионных воздействий $\tau_{ЭЭВ}$, удельная себестоимость шлифования за цикл обработки $C_{удц}$ и повышение производительности шлифования с периодическими ЭЭВ на РПК в автономной зоне, в сравнении со шлифованием кругами, без ЭЭВ в процессе обработки. Данные расчета этих величин приведены в табл. 3.

Таблица 3. Показатели врезного шлифования по упругой схеме с периодическими ЭЭВ на РПК в автономной зоне.

Зернистость шлифовального круга	T_{omm} , мин	$\tau_{ЭЭВ}$, мин	$C_{удц}$, грн/мм ³	Повышение производительности, раз
100/80	4	3,27	$4,584 \cdot 10^{-4}$	2,1
160/125	3	3,91	$6,003 \cdot 10^{-4}$	2,1
200/160	0,1	0,32	$3,57 \cdot 10^{-4}$	2,93

Из табл. 3 видно, что с увеличением зернистости шлифовального круга с 100/80 до 200/160 оптимальное время между электроэрозионными воздействиями сокращается с 4 до 0,1 минуты, а производительность обработки повышается с 2,1 до 2,93 раза по сравнению со шлифованием без ЭЭВ кругом соответствующих зернистостей. При этом, наименьшая удельная себестоимость обеспечивается при шлифовании кругом зернистостью 200/160.

Выводы

1) При алмазном шлифовании комбинированного образца «ВК8 – сталь 45» с периодическими ЭЭВ на РПК в автономной зоне зернистость оказывает влияние на производительность и удельную себестоимость обработки.

2) Наименьшая удельная себестоимость и наибольшее повышение производительности обеспечивается при шлифовании кругом зернистостью 200/160.

Список литературы

1. Узунян М.Д. Оптимизация процесса алмазно-искрового шлифования композиции безвольфрамовый твердый сплав – сталь / М.Д. Узунян, В.В. Малыхин, А.В. Ходыкин // Резание и инструмент. – 1982. – Вып.28. – С. 33-36.

2. Узунян М.Д. Высокопроизводительное шлифование безвольфрамовых твердых сплавов / М.Д.Узунян, Ю.С.Краснощек. – М: Машиностроение, 1988. – 83 с.
3. Узунян М.Д. Алмазно-искровое шлифование твердых сплавов / М.Д. Узунян. – Х.: НТУ «ХПИ», 2003. – 359 с.
4. Стрелков В.Б. Повышение эффективности алмазного шлифования твердых сплавов за счет рационального использования режущих свойств круга: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.03.01 / В.Б. Стрелков; ДонГТУ. – Донецк, 2008. – 18 с.
5. Матюха П.Г. Определение режимов плоского шлифования твердых сплавов с использованием нового понятия о текущей лимитированной режущей способности круга / П.Г. Матюха, В.Б.Стрелков, В.В.Полтавец // Сверхтвердые материалы. – 2004. – №3. – С. 67 – 73.

Рецензент: Полтавец В. В.

Надійшла до редколегії 24.01.2012

О.В. БУРДИН

Донецький національний технічний університет

ВПЛИВ ЗЕРНИСТОСТІ АЛМАЗІВ НА ПРОДУКТИВНІСТЬ ТА ПИТОМУ СОБІВАРТІСТЬ ШЛІФУВАННЯ КОМБІНОВАНОГО ЗРАЗКА «ВК8 – СТАЛЬ 45» З ПЕРІОДИЧНИМИ ЕЛЕКТРОЕРОЗІЙНИМИ ДІЯМИ В АВТОНОМНІЙ ЗОНІ

Визначено оптимальний час між електроерозійними впливами на робочу поверхню круга за критерієм питомої собівартості на основі аналізу одного циклу «шліфування – шліфування з електроерозійними впливами» при обробці комбінованого зразка «ВК8 – сталь 45» кругами різних зернистостей. Встановлено, що шліфування з електроерозійними впливами на робочу поверхню круга забезпечує збільшення продуктивності обробки кругами різних зернистостей від 2,1 раза для зернистості 100/80 до 2,93 раза – 200/160, в порівнянні з шліфуванням без електроерозійних впливів.

Ключові слова: питома собівартість шліфування, продуктивність шліфування, зернистість, комбінований зразок.

A.V. BURDIN

Donetsk National Technical University

GRANULARITY INFLUENCE RESEARCH ON PRODUCTION AND UNIT COST OF GRINDING OF COMBINED SAMPLE «HARDMETAL - STEEL» WITH PERIODIC ELECTROEROSION DRESSING IN AN AUTONOMOUS ZONE

We determined the optimal time between periodical spark-erosion actions on working wheel surface with optimization criterion of cost per unit on the basis of analysis of cycle “grinding – grinding with spark-erosion actions” by wheels of various graininess. It was established that grinding with spark-erosion actions on working wheel surface by wheels of various graininess increase production from 2,1 for graininess 100/80 to 2,93 for 200/160, in comparison to without spark-erosion dressing of grinding wheel.

Keywords: specific manufacturing cost, productivity of grinding, graininess, combined sample.

УДК 621.9

О.С. ВИТРЕНКО (канд. техн. наук, ст. преп.) v...olga@mail.ru**И.А. КИРИЧЕНКО** (д-р техн. наук, проф.) i_kir@ukr.net**В.В. БЕЛОЗЕРОВА** (канд. техн. наук, ст. преп.) belozerova7979@i.ua

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ФОРМООБРАЗОВАНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНЫХ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ПРИ ПОМОЩИ ИНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗУБЧАТОГО КОЛЕСА

Предложены способы изготовления гиперболоидных зубчатых колес с различным числом зубьев на стандартном зубообрабатывающем оборудовании без дополнительной оснастки. В результате использования разработанных способов появляется возможность значительно уменьшить габаритные размеры нарезаемых гиперболоидных зубчатых колес с одновременным повышением коэффициента перекрытия зубьев в гиперболоидной передаче.

Ключевые слова: процесс формообразования, заготовка, зубчатое колесо, инструмент, зуб, передаточное отношение, гиперболоидная передача.

Введение

В последнее время гиперболоидные винтовые зубчатые передачи вызывают интерес, как у отечественных, так и у зарубежных исследователей и ученых. Объем выпуска зубчатых колес этих передач увеличивается с каждым годом. Множество зубчатых колес для винтовых зубчатых передач имеют различную конструктивную форму, изготовление которой требует множества различных технологий, а также различных зуборезных инструментов, основанных на схемах формообразования третьего класса. Такие передачи широко распространены в общем машиностроении и применяются в механизмах с малыми мощностями и значительными передаточными отношениями. Бесшумность и плавность работы является одним из основных преимуществ таких передач. Если передаточное отношение меньше восьми, то характер касания зубьев в передаче точечный. Начальное касание зубьев происходит в точке, при этом в зоне контакта возникают значительные скорости скольжения, приводящие к интенсивному износу зубьев.

Упомянутое выше, позволяет сказать, что использование любых резервов в области конструирования и технологии изготовления различного вида гиперболоидных зубчатых колес дает значительный экономический эффект, который можно получить за счет улучшения конструкции ортогональной винтовой зубчатой передачи, обусловленной выбором схемы ее формообразования, а также за счет повышения производительности изготовления зубчатых колес, улучшения их качества с одновременным снижением себестоимости их изготовления.

Целью данной работы является разработка принципиально новой схемы формообразования зубчатых колес ортогональной винтовой зубчатой передачи, позволяющей получить зубчатые колеса с линейным характером касания зубьев при любом передаточном отношении.

Основное содержание работы

Все многообразие зубчатых колес можно свести к трем большим группам. Первая группа колес монтируется на параллельных осях. В этом случае зубья конструируются на цилиндрических заготовках. Зуб бывает прямой, косой, шевронный и круговой. Профиль теоретически может быть любым, лишь бы выполнялась основная теорема зацепления $N \cdot V^{(12)} = 0$.

Вторая группа колес монтируется на пересекающихся осях. В этом случае зубья конструируются на конических заготовках. Зуб бывает прямой, косой, круговой. Профиль теоретически может быть любым, лишь бы выполнялся основной закон зацепления.

Третья группа колес монтируется на скрещивающихся осях. Зубья в этом случае должны проектироваться на гиперболоидных заготовках. В этом случае будет реализован линейный контакт при производстве зубьев на однополостном гиперболоиде при помощи эвольвентного инструмента.

Из теории формообразования хорошо известно, что зубья всех колес должны быть сконструированы на аксоидных поверхностях [1,2,3]. Аксоидная поверхность зубчатого колеса передачи – это каждая из поверхностей, описываемых мгновенной осью относительного движения зубчатых колес передачи, относящаяся к данному зубчатому колесу, что видно из рис.1.

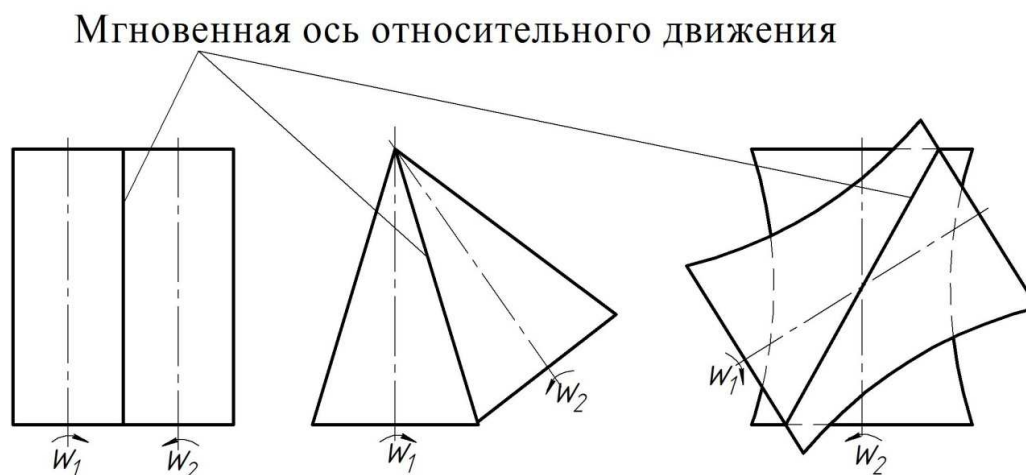


Рис. 1. Аксоидная поверхность зубчатого колеса передачи

У цилиндрической и конической передачи зубья спроектированы на цилиндрических и конических заготовках при помощи мгновенных осей относительного движения [4]. Что касается гиперболоидной передачи, состоящей из двух гиперболоидных колес или состоящей из гиперболоидного и цилиндрических колес, то на сегодняшний день гиперболоидное колесо не удастся получить при помощи мгновенной оси относительного движения.

Поэтому на практике исследователи во всем мире пытаются спроектировать зубья на «гиперболоидной» заготовке при помощи обкатки цилиндрических зубчатых колес. В результате такой схемы зубья получаются на квазигиперболоидных заготовках. При этом два квазигиперболоидных колеса могут зацепляться при передаточном числе равном только: $U = 1:1$. При других передаточных отношениях наступает интерференция зубьев. Квазигиперболоидное колесо может зацепляться только с одним цилиндри-

ческим колесом, огибающим квазигиперboloидное зубчатое колесо. Если цилиндрическое колесо изготовить по диаметру большим, чем расчетное огибающее цилиндрическое зубчатое колесо, то наступает интерференция, если цилиндрическое колесо изготовить по диаметру меньшим чем огибающее, то будет реализован точечный характер касания.

Из всего сказанного следует, что общая прямолинейная образующая однополостных гиперболоидов одновременно является прямой лежащей на гиперболоидах и инструментальных рейках, это значит, что эти прямые можно заменить шаблоном и контршаблоном (рис. 2).

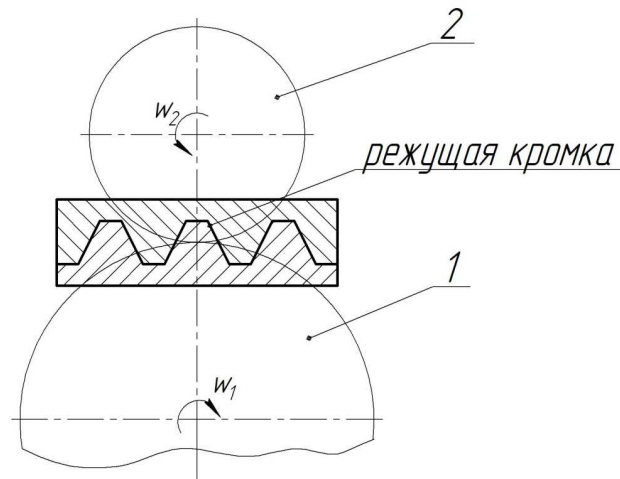


Рис. 2. Формообразование зубчатых колес при помощи инструментальной рейки

Такое положение привело к тому, что одной режущей кромкой одновременно нарезаются колесо 1 и колесо 2, которые будут сопряженными. В этом случае выполняется основной закон зацепления. Профили цилиндрических зубчатых колес криволинейны. Поэтому точное изготовление их затруднительно. При увеличении диаметра начальной окружности колеса кривизна профиля уменьшается, и в пределе, когда диаметр колеса приближается к бесконечности, криволинейные профили переходят в прямые линии. Поэтому для практических надобностей берется только гребенка или же рейка, т.к. они пригодны для зацепления любых колес с внешним зацеплением. Схема практического нарезания зубьев при помощи рейки представлена на рис.3.

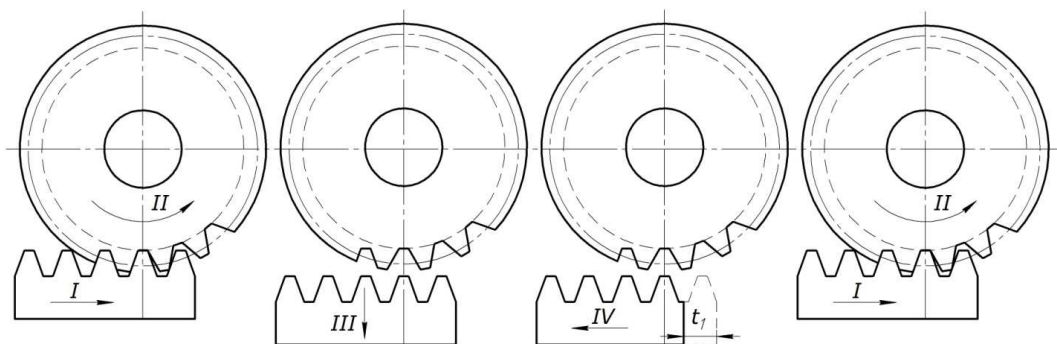


Рис. 3. Схема нарезания зубьев при помощи инструментальной рейки

Описанный выше процесс нарезания зубьев осуществим на зубообрабатывающем станке модели 515 завода «Комсомолец». При нарезании зубьев на однополостном гиперboloиде необходимо разорвать кинематическую цепь, обеспечивающую зубострогальное движение, а вертикальный суппорт повернуть на угол $\pm 60^\circ$ в зависимости от угла наклона зуба гиперboloидного зубчатого колеса. Такая переделка легко осуществима, однако нарезание зубьев на однополостном гиперboloиде будет малопродуктивным, а точность нарезания в значительной степени зависит от квалификации станочника.

Нарезать зубья на однополостном гиперboloиде при помощи цилиндрического зубчатого колеса в производственных условиях очень сложно. Для этого необходимо модернизировать станок таким образом, чтобы нарезаемое гиперboloидное зубчатое колесо и инструментальное колесо имели согласованные вращения за счет гитары деления станка, кроме того инструментальное зубчатое колесо должно двигаться в горизонтальной плоскости. Для этого необходимо в значительной степени модернизировать зубофрезерный станок или спроектировать зубообрабатывающие станки новой конструкции, что в настоящее время является весьма затруднительным процессом.

Попытаемся нарезать зубья на гиперboloиде при помощи стандартных зубофрезерных станков «Pfauter» и 5E32, которые в своей конструкции имеют протяжной суппорт. Для такого нарезания зубьев на однополостном гиперboloиде необходимо заготовку обработать на токарном станке, таким образом, чтобы ее наружная поверхность имела гиперboloидную форму. Эта заготовка устанавливается на инструментальной оправке, закрепленной в инструментальном шпинделе зубофрезерного станка. Шпиндель станка поворачивают на угол, равный углу подъема витка однополостного гиперboloида. На столе станка устанавливается инструментальное зубчатое колесо, таким образом, чтобы его передняя поверхность была параллельна прямолинейной образующей однополостного гиперboloида. При помощи гитары деления станка нарезаемое гиперboloидное зубчатое колесо и инструментальное колесо приводятся в согласованное вращение. Инструментальный суппорт имеет одновременно две подачи: осевую и тангенциальную. В результате этих двух подач гиперboloидное зубчатое колесо перемещается из положения I в положение II, а затем и в положение III, в котором колеса выходят из зацепления, и полностью прекращается процесс нарезания [5]. Схема такого нарезания представлена на рис. 4.

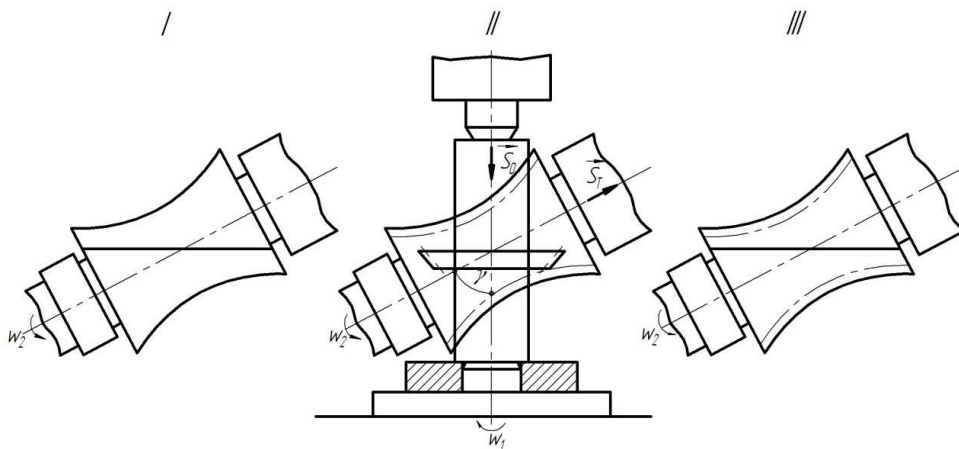


Рис. 4. Схема нарезания зубьев на гиперboloидной заготовке

При нарезании гиперболических зубчатых колес согласно схеме представленной на рис. 4., необходимо отметить, что наружная поверхность такой заготовки имеет не гиперболический профиль, профиль тела вида «однополостной гиперболической». Инструментальное зубчатое колесо формообразует, как зубья гиперболического колеса, так и наружную гиперболическую поверхность. В этом случае резание металла происходит закрытым режущим контуром, следовательно, условия резания неблагоприятны, что в значительной степени влияет на качество и точность обработки. С целью устранения этих недостатков в работе был разработан и запатентован принципиально новый способ нарезания зубьев, представленный на рис. 5.

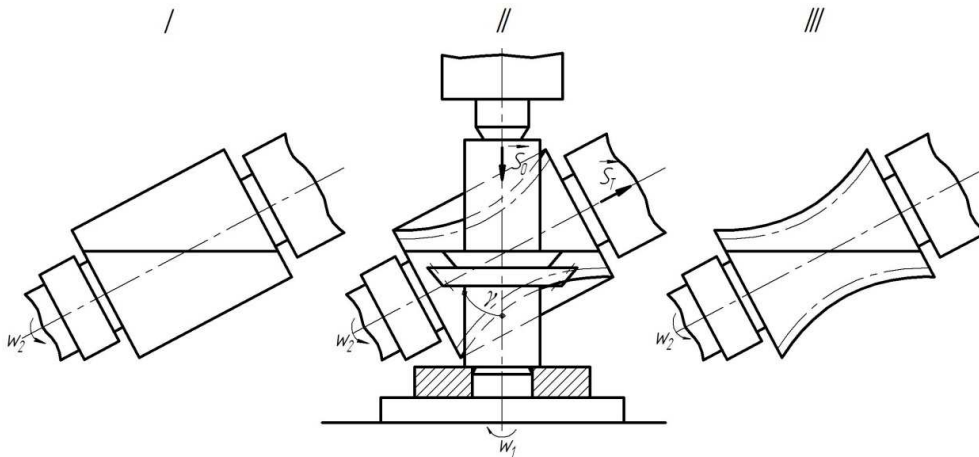


Рис. 5. Схема изготовления гиперболического зубчатого колеса

Нарезание зубьев на гиперболической заготовке осуществляют за два прохода. На первом проходе цилиндрическую заготовку устанавливают таким образом, что через ее среднее сечение проходит прямая, параллельная передней режущей кромке круглого резца. При этом нарезается наружная поверхность однополостной гиперболической. Диаметр круглого резца равен диаметру окружности впадин инструментального зубчатого колеса. На втором проходе гиперболическую заготовку опускают на величину, равную высоте круглого резца, таким образом, что передняя грань цилиндрического инструментального зубчатого колеса совпадает с прямолинейной образующей однополостной гиперболической [6]. Дальнейшее формообразование гиперболического зубчатого колеса аналогично формообразованию представленному на рис. 4.

При помощи перечисленных выше способов изготовления гиперболических зубчатых колес можно получать прямозубые зубчатые колеса. Но в механизмах очень часто при одних габаритных размерах необходимо менять передаточное отношение. Следовательно, возникает необходимость нарезать зубчатые колеса одного размера с разным углом наклона зуба. Для этого был разработан и запатентован способ нарезания гиперболических зубчатых колес, представленный на рис. 6. Этот способ изготовления гиперболических зубчатых колес по кинематике аналогичен способам, представленным на рис. 4 и рис. 5. Отличие способа заключается в том, что при нарезании зубьев дополнительно настраивают гитару дифференциала зубофрезерного станка. В этом случае получаем возможность изготовить гиперболические зубчатые колеса принципиально новой геометрии, у которых линия зуба отклоняется от прямолинейной образующей однополостной гиперболической [7].

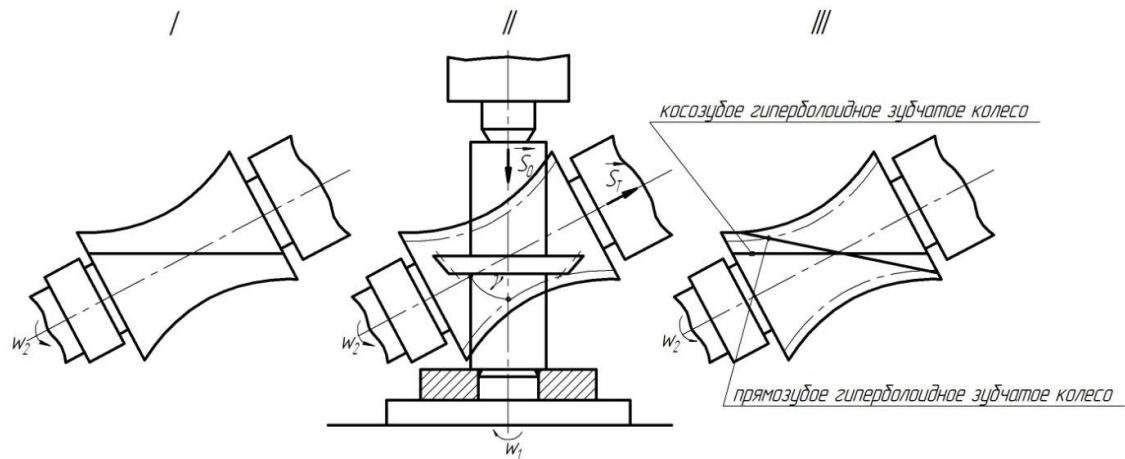


Рис. 6. Схема нарезания косозубых гиперболических зубчатых колес

Выводы

В работе разработан ряд новых схем формообразования гиперболических зубчатых колес дающих возможность получить гиперболические зубчатые колеса одного и того же размера с различным углом наклона зуба с увеличенным коэффициентом перекрытия. Одновременно повышается качество обработки зуба, снижается ее себестоимость и увеличивается производительность.

Список литературы

1. Родин П.Р. Основы формообразования поверхностей резанием / П.Р. Родин. – К.: Вища школа, 1977. – 192 с.
2. Литвин Ф.Л. Теория зубчатых зацеплений / Ф.Л.Литвин. – М.: Наука, 1968. – 584 с.
3. Шевелева Г.И. Теория формообразования и контакта движущихся тел: монография / Г.И.Шевелева. – М.: Станки, 1999. – 494 с.
4. Мамлюк О.В. Развитие теории формообразования поверхностей резанием: дис. на соискание ученой степени доктора техн. наук: 05.03.01 / Олег Владимирович Мамлюк. – К., 2007. – 247 с.
5. Спосіб нарізування гіперболоїдних зубчастих коліс: пат. 34475 : МПК В23F 9/00 / О.В. Вітренко, О.С. Вітренко, І.О. Кириченко ; заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. Україна – №200803692; заявл. 24.03.2008 ; опубл. 11.08.2008, Бюл. №15.
6. Спосіб нарізування гіперболоїдних зубчастих коліс: пат. 40480 : МПК В23F 9/00 / О.В. Вітренко, О.С. Вітренко, І.О. Кириченко ; заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. Україна – №200813259 ; заявл. 17.11.2008 ; опубл. 10.04.2009, Бюл. № 7.

7. Спосіб нарізування гіперболоїдних зубчастих коліс : пат. 44215 : МПК В23F 9/00 / О.В. Вітренко ; заявник і патентовласник Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля. Україна. – №200903482 ; заявл. 10.04.2009 ; опубл. 25.09.2009, Бюл. № 18.

Рецензент: Матюха П.Г.

Надійшла до редколегії 05.12.2011

**О.С. ВІТРЕНКО
І.О. КИРИЧЕНКО
В.В. БЕЛОЗЬОРОВА**

Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля
ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ФОРМОУТВОРЕННЯ ГІПЕРБОЛОЇДНИХ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС ЗА ДОПОМОГОЮ ІНСТРУМЕНТАЛЬНОГО ЗУБЧАСТОГО КОЛЕСА

Запропоновано способи виготовлення гіперболоїдних зубчастих коліс з різною кількістю зубців на стандартному устаткуванні, на якому обробляються зубці, без додаткового оснащення. У результаті використання розроблених способів з'являється можливість значно зменшити габаритні розміри нарізаних гіперболоїдних зубчастих коліс з одночасним підвищенням коефіцієнта перекриття зубців у гіперболоїдній передачі.

Ключові слова: процес формоутворення, заготовка, зубчасте колесо, інструмент, зубець, передавальне відношення, гіперболоїдна передача.

**O.S. VITRENKO
I.A. KIRICHENKO
V.V. BELOZYOROVA**

East-Ukrainian National University named after Vladimir Dahl
INVESTIGATION OF SHAPE FORMATION PROCESS OF HYPERBOLA TEETH WHEELS USING INSTRUMENT-MAKING GEAR

The methods of making of hyperbola gear-wheels with the different number of teeth on a standard equipment without the additional equipment have been offered. As a result of the developed methods usage it becomes possible to decrease the overall sizes of the cut hyperbola gear-wheels with the simultaneous increase of teeth overlap coefficient in a hyperbola transmission.

Keywords: the process of forming, cutting, gear wheel, tool, tooth, the gear ratio, the hyperboloid transfer.

УДК 621.9: 658.5

Т.Г. ІВЧЕНКО (канд. техн. наук, доц.)

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ВПЛИВУ ПАРАМЕТРІВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ НА ТЕМПЕРАТУРУ РІЗАННЯ ПІД ЧАС ФРЕЗЕРУВАННЯ

Виконано аналіз закономірностей формування теплових потоків та температур різання в залежності від параметрів процесу фрезерування. Розроблена методика розрахунку температури різання під час фрезерування з урахуванням уривчастості процесу різання в умовах несталого теплообміну. Встановлені характер та ступінь впливу швидкості різання, подачі та глибини різання на температуру різання під час фрезерування.

Ключові слова: тепловий потік, температура, фрезерування, швидкість різання, подача.

Вступ

Теплові явища мають важливе значення в обґрунтуванні раціональних параметрів процесу різання матеріалів, в забезпеченні продуктивності механічної обробки та якості поверхневого шару деталей машин. У цьому зв'язку вельми актуальні виконані дослідження по визначенню температур різання під час фрезерування – одного з найбільш поширених методів обробки плоских поверхонь.

В наступний час як теоретичні, так і експериментальні методи теплофізичного аналізу зони механічної обробки достатньо добре відомі [1, 2]. Проте, вони встановлюють лише загальні підходи до визначення теплового стану зони обробки та охоплюють насамперед безперервну лезову обробку в умовах сталого теплообміну, інформація ж про уривчасте різання досить обмежена.

Дослідження теплового стану ріжучого інструменту в умовах нестационарного різання [3] та загальних закономірностей формування температур в інструменті під час фрезерування [4] виконані на підставі подання законів розподілу температур у безрозмірному вигляді, без урахування складного характеру змін теплових потоків для несталого теплообміну. Крім того, вони встановлюють температуру лише окремих точок леза інструмента, насамперед – його вершини, що не дає повного уявлення про температуру різання. Подальший розвиток досліджень направлений на удосконалення методики розрахунку теплових потоків в умовах несталого теплообміну [5]. В них виконаний аналіз закономірностей формування теплових потоків і особливостей їх впливу на розподіл в часі температур різання в залежності від параметрів обробки для безперервного різання. Однак, в них не розглянуті питання, пов'язані з розрахунками температури різання для уривчастого різання, що не дає можливості теоретичного визначення температур різання під час фрезерування, обмежує можливості раціонального вибору параметрів обробки та потребує розширення досліджень в цьому напрямку.

Мета роботи - визначення теплових потоків і температур різання під час фрезерування з урахуванням уривчастості процесу різання в умовах несталого теплообміну та встановлення взаємозв'язку температури різання з основними параметрами обробки.

Основний зміст роботи

Аналіз стаціонарності теплових процесів виконується на підставі безрозмірного критерія часу, або критерія Фур'є: $F_o = \omega \tau / l^2$ (ω - коефіцієнт теплопроводності леза інструменту; τ - реальний час різання; l – довжина джерела теплоти).

Температура різання в умовах несталого теплообміну Θ може бути визначена

як середня температура на передній Θ_{nm} та задній Θ_{zn} поверхнях леза з урахуванням функції безрозмірного часу $m(Fo)$ [1]:

$$\Theta = \frac{(\Theta_{nm}l + \Theta_{zn}h)m(Fo)}{l+h} = \frac{[q_1l(M_1l + N_1h) + q_2h(M_2h + N_1l)]m(Fo)}{(l+h)\lambda_u}, \quad (1)$$

де l - довжина контактної площадки між стружкою і передньою поверхнею леза зуба фрези; h - знос по задній поверхні леза; q_1 і q_2 - щільність теплових потоків на передній і задній поверхнях леза; $M_{1,2}$, $N_{1,2}$ - безрозмірні функції, що визначають нагрів площадок на передній і задній поверхнях леза: $M_{1,2} = (4,88 + 2,64\eta_{1,2}^{0,5} \lg \eta_{1,2})\beta^{0,85}$; $N_{1,2} = (0,04 + 0,02\eta_{1,2}^{0,6} \lg \eta_{1,2})B_{1,2}(h/l)$; η - безрозмірна ширина зрізу: $\eta_1 = b/l$, $\eta_2 = b/h$; b - ширина зрізу; β - кут загострення; λ_u - коефіцієнт теплопровідності матеріалу інструменту;

Функція безрозмірного часу $m(Fo)$ може бути визначена наступним чином:

$$m(Fo) = T(Fo)/T(\infty), \quad (2)$$

де $T(Fo)$, $T(\infty)$ - безрозмірні температура характерної точки леза - його вершини відповідно під час несталого та сталого теплообміну:

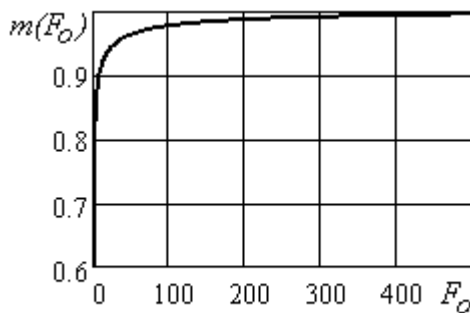


Рис. 1. Графік зміни функції безрозмірного часу $m(Fo)$ в залежності від критерія Фур'є

$$T(Fo) = \int_0^1 d\psi_u \int_{-\alpha}^{\alpha} \frac{1 - \operatorname{erf} \left[\frac{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}}{2\sqrt{Fo}} \right]}{\sqrt{\psi_u^2 + \zeta_u^2}} d\zeta_u,$$

де $\psi_u = x_u/l$, $\zeta_u = z_u/l$, - безрозмірні координати; $\alpha = 0,5b/l$ - безрозмірна ширина зрізу.

Графік зміни функції безрозмірного часу $m(Fo)$ в залежності від критерія Фур'є наведений на рис.1. В початковий момент функція безрозмірного часу $m(0) = 0$; далі вона швидко зростає і наближується до 1; значення функції безрозмірного часу $m(Fo) = 1$ характеризує сталий теплообмін. Для практичних розрахунків з похибкою, що не перевищує 1% може бути прийнято $m(200) \approx 1$, з похибкою 0,5% - $m(500) \approx 1$.

Щільності теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза під час безперервного різання в умовах несталого теплообміну також визначаються з урахуванням функції безрозмірного часу $m(Fo)$ [4]:

$$q_1 = \frac{K_1 K_3 \lambda_u - K_2 N_2 m(Fo) h + K_1 M_2 m(Fo) h}{K_3 K_4 \lambda_u + M_2 K_4 h - N_1 N_2 (m(Fo))^2 l h / \lambda_u}; \quad q_2 = \frac{(K_1 - K_4 q_1) \lambda_u}{N_2 m(Fo) h}, \quad (3)$$

$$\text{де } K_1 = \frac{(1+c)\omega_d k b' q_d}{\lambda_d V} + \frac{K_{c1} q_{1T}}{\lambda_d} \sqrt{\frac{\omega_d k l}{V}}; \quad K_2 = \frac{(1+c)\omega_d k b' q_d T_u}{\lambda_d V} + \frac{K_{c2} q_{2T}}{\lambda_d} \sqrt{\frac{\omega_d h}{V}};$$

$$K_3 = \frac{1,82 K_{c2}}{\lambda_d} \sqrt{\frac{\omega_d h}{V}}; \quad K_4 = \frac{1,3 K_{c1}}{\lambda_d} \sqrt{\frac{\omega_d k l}{V}} + \frac{M_1 m(Fo) l}{\lambda_u},$$

λ_d , λ_u , ω_d , ω_u - коефіцієнти теплопровідності і температуропровідності матеріалів деталі й інструменту відповідно; k - коефіцієнт усадки стружки; V - швидкість різання; c - ко-

ефіцієнт, що враховує підігрів шарів стружки за один оберт фрези; T_δ – безрозмірна функція розподілу температур деформації в деталі; b' – коефіцієнт відносної кількості теплоти, що йде в стружку; K_{c1} , K_{c2} – коефіцієнти, що враховують закони розподілу щільності теплових потоків на передній і задній поверхнях леза ($K_{c1} = 0,77$; $K_{c2} = 0,55$); q_{1T} , q_{2T} , q_δ – щільності теплових потоків від сил тертя на контактних площадках передньої та задньої поверхонь леза, а також в зоні деформації.

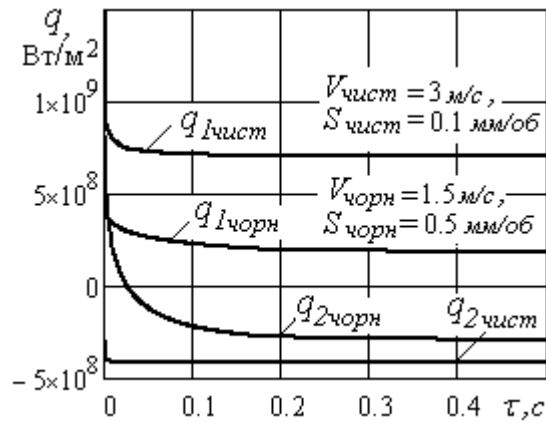


Рис. 2. Графіки зміни щільностей теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза в умовах несталого теплообміну для різних умов обробки

значно менші, ніж під час чистової обробки, коли швидкості різання збільшуються, а подачі – зменшуються.

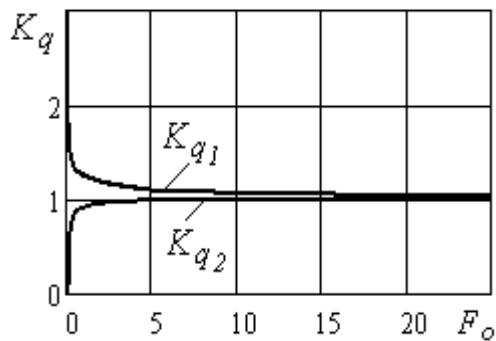


Рис. 3. Графіки зміни відносних щільностей теплових потоків на передній K_{q1} і задній K_{q2} поверхнях леза в умовах несталого теплообміну

відносних щільностей $K_{q1} \approx 1$. $K_{q2} \approx 1$ для $F_o = 25$, з похибкою 0,05% - для $F_o = 50$.

Переривчастий процес різання при фрезеруванні характеризується наявністю робочих ходів тривалістю t_p , які чергуються з холостими ходами тривалістю t_x і в сумі визначають тривалість циклу $t_o = t_p + t_x$.

Для торцевого фрезерування тривалість циклу t_o , тривалість робочого ходу t_p , тривалість холостого ходу t_x визначаються в такий спосіб:

Закономірності зміни в часі щільностей теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза під час безперервного різання в умовах несталого теплообміну наведені на рис. 2. Розрахунки виконувались для умов: оброблюваний матеріал - сталь 45; $\sigma_s = 750 \text{ МПа}$; коефіцієнт усадки $k = 2,0$; інструментальний матеріал Т15К6; знос по задній поверхні $h = 0,1 \text{ мм}$.

В початковий момент часу $\tau = 0$ щільності теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза високі і в декілька разів перевищують щільності теплових потоків під час сталого теплообміну ($F_o \geq 500$). Потім вони досить швидко зменшуються, а далі - стабілізуються. Під час чорнкової обробки з малими швидкостями різання та значними подачами щільності теплових потоків як на передній q_1 так і задній q_2 поверхнях леза

Загальний характер зміни щільностей теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза в умовах несталого теплообміну може бути визначений на підставі коефіцієнтів відносних щільностей теплових потоків на передній K_{q1} і задній K_{q2} поверхнях леза, наведених на рис. 3 в залежності від безрозмірного часу F_o :

$$K_{q1} = q_1(F_o)/q_1(500); K_{q2} = q_2(F_o)/q_2(500). \quad (4)$$

Графіки свідчать, що щільності теплових потоків на передній q_1 і задній q_2 поверхнях леза достатньо швидко стабілізуються. З похибкою, що не перевищує 1%, коефіцієнти

$$t_o = 60/n, \quad t_p = 60 \arcsin(B/D)/\pi, \quad t_x = 30(2\pi - \arcsin(B/D))/\pi, \quad (5)$$

де n – частота обертання; B – ширина фрезерування, D – діаметр фрези.

Циклічний процес зміни в часі температури різання Θ_o під час фрезерування аналітично може бути описаний наступним чином:

$$\Theta_o(\tau) = \begin{cases} \Theta(\tau - i t_o + x_i), & \text{якщо } t_o(i-1) \leq \tau \leq (t_p + t_o i), \quad i = 1, 2, \dots, n_o \\ \Theta(\tau_p + x_i) \exp[-0,04(\tau - \tau_p)], & \text{якщо } (t_p + t_o(i-1)) \leq \tau \leq t_o i \end{cases} \quad (6)$$

де $\Theta(\tau - i t_o + x_i)$ – температура різання при нагріванні в період робочого ходу; $\Theta(\tau_p + x_i) \exp[-0,04(\tau - \tau_p)]$ – середня температура при охолодженні в період холостого ходу; n_o – число циклів; x_i – період часу, що коректує початок відліку температури нагріву в кожному наступному циклі з обліком охолодження в попередньому.

Для кожного циклу x_i розраховується чисельними методами як корінь рівняння:

$$\Theta(x_i) = \Theta(\tau_p + x_{i-1}) \exp[-0,04(\tau_h)]. \quad (7)$$

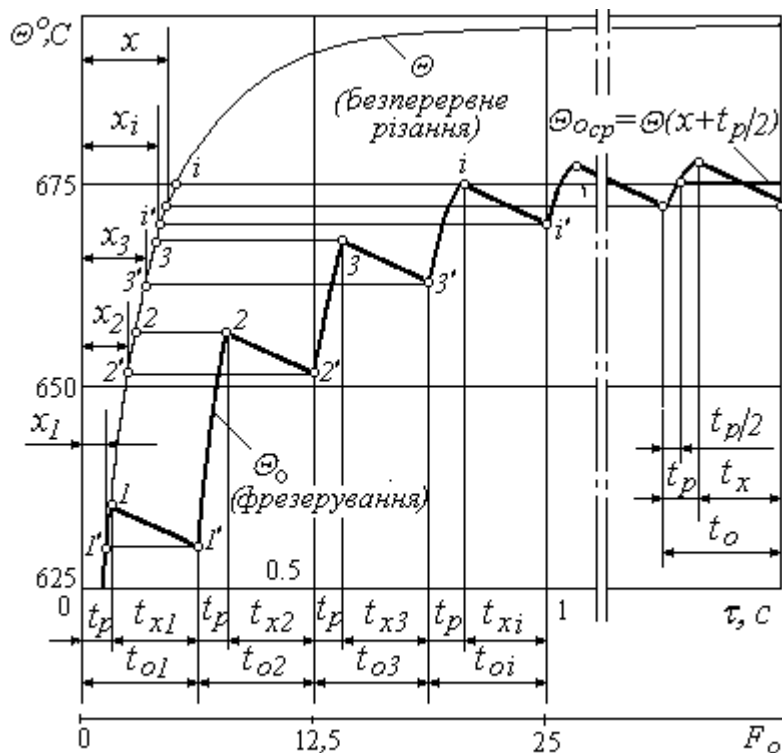


Рис. 4. Графік зміни в часі температури різання під час фрезерування в умовах несталого теплообміну

лого теплообміну температури різання дорівнюють нулю. У першому циклі t_{o1} спостерігається різке зростання температури протягом першого робочого ходу t_p до точки 1 ($\Theta_1 = 635^\circ\text{C}$) на кривій нагріву Θ , а потім протягом холостого ходу t_x відбувається

Графік циклічного процесу зміни в часі (реальному $\tau, \text{с}$ та безрозмірному F_o) температури різання Θ_o під час фрезерування в умовах несталого теплообміну наведені на рис. 4. Графіки побудовані для обробки сталі 45 торцевими насадними фрезами з механічним кріпленням пластин Т15К6 (діаметр торцевої фрези $D = 125 \text{ мм}$, ширина фрезерування $B = 85$, число зубів фрези $z = 8$) в умовах: швидкість різання $V = 1,5 \text{ м/с}$, подача $S = 0,1 \text{ мм/зуб}$, глибина різання $t = 1 \text{ мм}$, що забезпечують тривалість робочого ходу $t_p = 0,06 \text{ с}$, холостого $t_x = 0,19 \text{ с}$, тривалість циклу $t_o = 0,25 \text{ с}$.

В початковий момент $\tau = 0$ та $F_o = 0$ під час несталого

оохолодження до точки 1' ($\Theta_{1'} = 630^\circ\text{C}$). Розраховане значення $x_1 = 0,053\text{с}$. У наступному циклі t_{o2} нагрів в період робочого ходу t_p походить від точки 1' до точки 2 ($\Theta_2 = 656^\circ\text{C}$), потім знов відбувається оохолодження до точки 2' ($\Theta_{2'} = 651^\circ\text{C}$). Розраховане значення $x_2 = 0,098\text{с}$. Наступний цикл t_{o3} починається в точці 2', нагрів протягом робочого ходу t_p відбувається до точки 3 ($\Theta_{3'} = 674^\circ\text{C}$), оохолодження закінчується в точці 3' ($\Theta_{3''} = 662^\circ\text{C}$). Розраховане значення $x_3 = 0,136\text{с}$. Потім процес багаторазово повторюється, поступово нагрів і оохолодження врівноважуються, процес стабілізується і може вважатися сталим для такого значення x , яке забезпечує однакове підвищення температури протягом робочого ходу та її зменшення під час оохолодження протягом холостого ходу. Значення x розраховується чисельним методом як корінь рівняння:

$$\Theta(x) = \Theta(\tau_p + x) \exp[-0,04(\tau_h)]. \quad (8)$$

Максимальна $\Theta_{o \max}$, мінімальна $\Theta_{o \min}$, а також середня температури циклу уривчастого процесу фрезерування під час сталого різання можуть бути визначені наступним чином:

$$\Theta_{o \max} = \Theta(x + \tau_p), \quad \Theta_{o \min} = \Theta(x), \quad \Theta_{o \text{ ср}} = \Theta(x + \tau_p/2). \quad (9)$$

Для розглянутих умов фрезерування $x = 0,185\text{с}$, $\Theta_{o \max} = 678^\circ\text{C}$, $\Theta_{o \min} = 673^\circ\text{C}$, $\Theta_{o \text{ ср}} = 676,4^\circ\text{C}$.

Графіки зміни в часі температури різання для різних подач (швидкість різання $V = 1,5\text{м/с}$) та швидкостей різання (подача $S = 0,1\text{ мм/зуб}$, глибина різання $t = 1\text{ мм}$) під час фрезерування в умовах несталого теплообміну наведені на рис. 5.

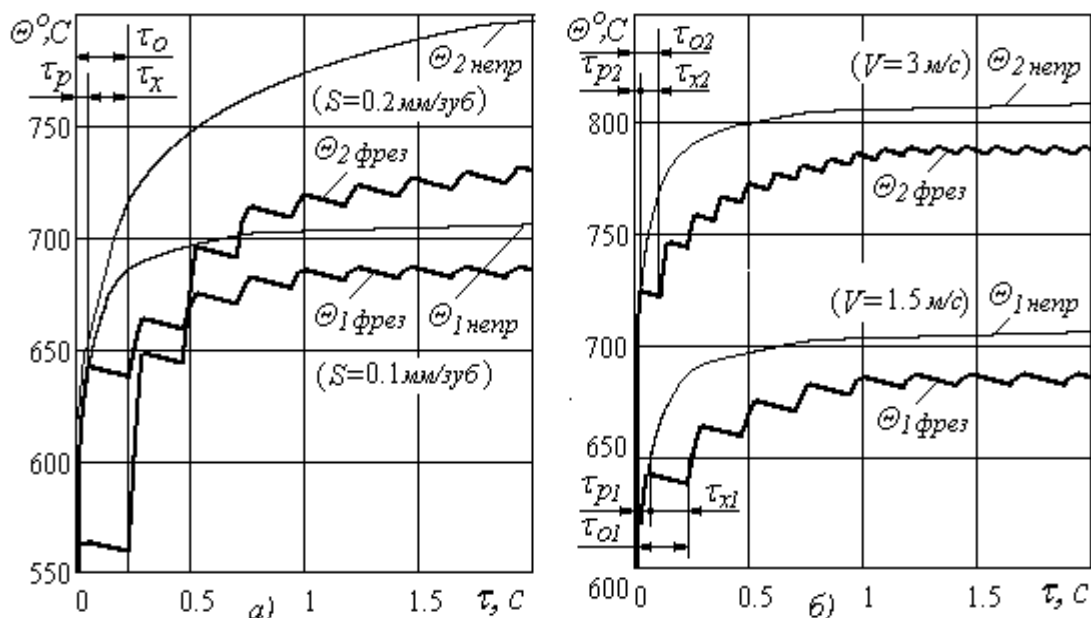


Рис. 5. Графіки зміни в часі температури різання для різних подач – а) та швидкостей різання – б) під час фрезерування та безперервного різання в умовах несталого теплообміну

В початковий момент часу температури різання різко зростають й поступово

стабілізуються. Чим вище подача та швидкість різання, тим інтенсивніше зростання температури та вище її рівень під час сталого теплообміну.

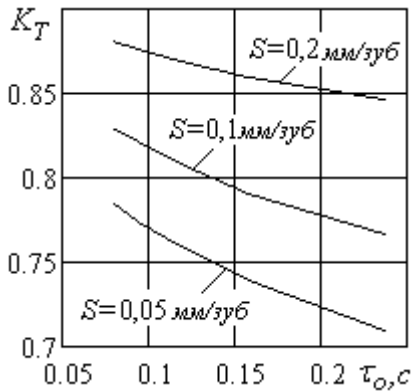


Рис. 6. Графіки залежності коефіцієнтів зниження температури різання під час уривчастого різання від тривалості циклу τ_o в порівнянні з безперервним

Середній рівень температури, досягнутої при сталому уривчастому різанні $\Theta_{o\text{cp}}$ нижче, ніж при безперервному $\Theta(50)$, що може бути порівняно за допомогою наступного коефіцієнта:

$$K_T = \Theta(x + \tau_p/2)/\Theta(50) \quad (10)$$

Графіки залежності коефіцієнтів зниження температур різання під час уривчастого різання в порівнянні з безперервним в умовах сталого теплообміну від тривалості циклу τ_o для різних подач наведені на рис.6. Тривалість циклу під час фрезерування залежить лише від частоти обертів, тому коефіцієнт K_T зменшується у зв'язку зі зменшенням частоти обертів та подачі.

На підставі розроблених теоретичних моделей визначення температури різання під час фрезерування конструкційних сталей з використанням множинного регресійного аналізу встановлені аналітичні залежності температури різання $\Theta_{теор}$ від швидкості різання V , подачі S та глибини t (похибка не перевищує 10%):

$$\Theta_{теор} = 424,4 V^{0,19} S^{0,11} t^{0,1} \quad (11)$$

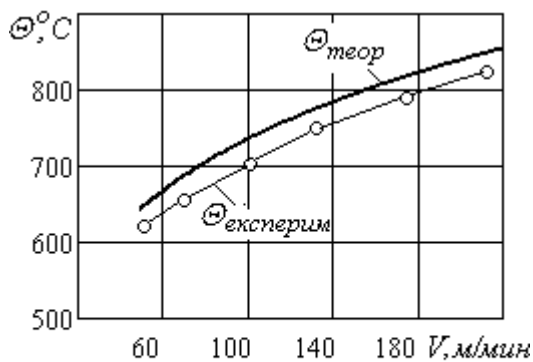


Рис. 7. Графіки залежності температури різання від швидкості для обробки сталі 30ХГСА

Для перевірки адекватності встановленої аналітичної залежності $\Theta_{теор}$ виконане її порівняння з результатами експериментальних досліджень температури різання $\Theta_{експерим}$ під час фрезерування сталі 30ХГСА (подача $S = 0,1$ мм/зуб, глибина різання $t = 0,5$ мм) [2], графіки яких наведені на рис. 7. Достатньо високий ступінь збігу теоретичних та експериментальних залежностей (похибка не перевищує 10%) свідчить про адекватність теоретичної моделі та можливості використання розробленої методики для розрахунків температури різання під час фрезерування.

Встановлені взаємозв'язки температури різання з режимами обробки дозволяють регламентувати режими різання, які забезпечують рівень температур під час фрезерування, що не перевищує заданий.

Висновки

Встановлені закономірності формування та розподіл у часі теплових потоків та температур різання під час фрезерування. Виконана кількісна оцінка зниження температури уривчастого різання в порівнянні з безперервним за рахунок холостих ходів

В результаті дослідження теплового стану зони різання під час фрезерування розроблені теоретичні моделі визначення теплових потоків та температур різання в залеж-

ності від умов обробки з урахуванням уривчастості процесу в умовах несталого теплообміну. Для практичного використання розроблена регресійна модель визначення температури різання в залежності від режимів різання - швидкостей, подач та глибин, що дає можливість обґрунтування раціональних параметрів фрезерування. Розроблена методика визначення параметрів може бути використана для будь-яких видів уривчастого різання.

Список літератури

1. Резников А.Н. Тепловые процессы в технологических системах / А.Н. Резников, Л.А. Резников. – М.: Машиностроение, 1990. – 288 с.
2. Макаров А.Д. Оптимизация процессов резания / А.Д. Макаров. – М.: Машиностроение, 1976. – 278 с.
3. Івченко Т.Г. Дослідження теплового стану ріжучого інструменту в умовах нестационарного різання / Т.Г. Івченко // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2006. – Вип. 110. – С. 17-23.
4. Івченко Т.Г. Теоретические исследования теплового состояния торцовых фрез / Т.Г. Івченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – 2006. – Вип.19. – С. 33-39.
5. Івченко Т.Г. Исследование тепловых потоков и температур в зоне резания при неустановившемся теплообмене / Т.Г. Івченко, И.А. Петряева, Е.В. Полякова // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – 2011. – Вип. 28. – С. 280-283.

Рецензент: Матюха П.Г.

Надійшла до редколегії 01.03.2012

Т.Г. ІВЧЕНКО

Донецкий национальный технический университет

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ПАРАМЕТРОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА ТЕМПЕРАТУРУ РЕЗАНИЯ ПРИ ФРЕЗЕРОВАНИИ

Выполнен анализ закономерностей формирования тепловых потоков и температур резания в зависимости от параметров процесса фрезерования. Разработана методика расчета температуры резания при фрезеровании с учетом прерывистости процесса в условиях неустановившегося теплообмена. Установлены характер и степень влияния скорости резания, подачи и глубины резания на температуру резания при фрезеровании.

Ключевые слова: тепловой поток, температура, фрезерование, скорость, подача, глубина.

T.G. IVCHENKO

Donetsk National Technical University

RESEARCH OF INFLUENCE OF MACHINING PARAMETERS ON CUTTING TEMPERATURE AT MILLING

The analysis of conformities to law of forming of thermal streams and cutting temperatures in the area of treatment depending on the parameters of milling process is carried out. The calculation method of cutting temperature at milling taking into account irregularity of process in the conditions of the unset heat exchange is developed. Character and degree of influence of cutting speed, feed and cutting depth on the cutting temperature at milling is set.

Keywords: thermal stream, temperature, milling, speed, feed, depth.

УДК 621.9

В.Д. КОВАЛЬОВ (д-р техн. наук, проф.)
Я.В. ВАСИЛЬЧЕНКО (канд. техн. наук, доц.)
ДДМА, м. Краматорськ, Україна

АДАПТАЦІЯ ТОЧНІСНИХ ПОКАЗНИКІВ ВАЖКИХ ВЕРСТАТІВ

Наведено перелік факторів, що викликають появу погрешностей обробки для випадку важкого токарного верстата. Запропоновані основні алгоритми адаптивного управління точністю важких верстатів. Розроблено систему керування точністю обробки на важкому токарному верстаті з безпосереднім вимірюванням положень робочих органів верстату в процесі обробки.

Ключові слова: фактори, адаптивний контроль, точність, важкий верстат.

Вступ

Підприємства важкого машинобудування мають свої особливості технологічного циклу, що обумовлені унікальністю обладнання й технологічних процесів обробки на важких верстатах: великі розміри оброблюваних деталей (ротори, вали, довжиною до 24000 мм і більш, діаметром до 5000 мм, масою до 250 тонн); великі глибини різання й подачі; висока вартість деталей; великий шлях різання; високі виробничі витрати, пов'язані з вартістю унікального устаткування й різального інструменту; нерівномірність припусків; складності спостереження й впливу на процес різання, обумовлені ергономічними факторами; підвищені вібрації при різанні й т.д. При цьому вимоги до точності та якості виготовлення важких машин постійно зростають. Тому для забезпечення точності обробки великих деталей часто потрібні інші технічні рішення, не властиві іншим галузям машинобудування.

Метою роботи є підвищення точності металообробки на важких верстатах шляхом розробки інтегрального комплексу адаптивного управління технологічною системою.

Основний зміст роботи

На підставі проведеного аналізу методів підвищення точності обробки сформульоване завдання вибору групи параметрів або параметра формотворної системи або процесу різання, автоматичне керування яким, дозволило б компенсувати вплив великої групи факторів, що знижують точність обробки.

Вибір такого параметра необхідно провести в кілька етапів:

- Визначити групу найбільш відповідальних параметрів точності у вимогах, пропорованих до деталей-представників, оброблюваним на важких токарних верстатах.
- Визначити складність практичного досягнення точності по кожному параметрі класично методами.
- Визначити ступінь впливу різних параметрів технологічної системи на точність обробки.

На підставі цих досліджень необхідно вибрати один або кілька параметрів технологічної системи, автоматичне керування якими дозволило б найбільше ефективно підвищити точність обробки.

На основі обраного параметра наступними етапами роботи є:

- Розробка системи адаптивного керування точністю за обраними параметрами.
- Теоретична й експериментальна перевірка характеристик системи і її ефективності.

Для деталізації завдання даних досліджень приведемо перелік факторів, що викликають появу погрішностей обробки для випадку важкого токарного верстата.

1. Геометричні погрішності (погрішності виготовлення):

- поздовжніх напрямних;
- поперечних напрямних;
- радіальне биття шпинделя;
- торцеве биття шпинделя.

2. Погрішності збирання:

- непаралельність осі центрів і поздовжніх напрямних;
- неперпендикулярність поздовжніх і поперечних напрямних;
- погрішності збирання складених станин;
- непаралельність осі шпинделя й поздовжніх напрямних.

3. Пружні деформації:

- виробу;
- деталей супорта;
- шпиндельного вузла;
- задньої бабки;
- інструменту;
- станини;
- фундаменту;
- кінематичного ланцюга привода поперечної подачі;
- кінематичного ланцюга привода поздовжньої подачі.

4. Теплові деформації:

- виробу;
 - деталей супорта;
 - шпиндельного вузла;
 - задньої бабки;
 - інструмента;
 - станини;
 - фундаменту;
 - кінематичного ланцюга привода поперечної подачі;
 - кінематичного ланцюга привода поздовжньої подачі.
5. Кінематичні погрішності:
- приводу головного руху;
 - приводу поперечної подачі;
 - приводу поздовжньої подачі.
6. Погрішності вимірювальної системи ЧПК:
- координати Z;
 - координати X;
 - кутової координати шпинделя.
7. Зношування різального інструменту.

У переліку не наведене явище зношування вузлів верстата, оскільки характер його впливу на точність обробки однаковий з впливом геометричних погрішностей, отже воно може бути віднесене в ту ж групу.

Визначення механізму впливу перерахованих факторів на точність форми й розмірів обробленого виробу впливає із завдань, які забезпечуються формативною системою й не вимагає спеціальних досліджень.

В загальному випадку механізм утворення погрішностей обробки можна сформулювати так: величина погрішності певного виду є проекцією на напрямок розглянутого розміру векторної суми взаємних переміщень інструмента й заготовки, викликаних всією сукупністю діючих факторів:

$$\delta_k = \sum \Delta_i \cdot \cos \alpha_{ik} \quad (1)$$

де δ_k - величина погрішності по k -му параметрі точності;

Δ_i - переміщення інструмента, викликане i -м фактором;

α_{ik} - кут між напрямком виміру k -го параметра точності й вектором переміщення, викликаним i -м фактором.

Тобто вплив кожного окремого фактора на точність обробки визначається відносним переміщенням інструменту й виробу, викликаним цим фактором.

Таким чином, опираючись на компоновочну схему верстата, можна однозначно визначити, які фактори й у якому ступені будуть впливати на кожний окремий показник точності оброблюваного виробу.

Більш складним завданням виявляється кількісна оцінка частки впливу кожного фактора в загальному значенні погрішності певного виду, тобто величин, описуваних вираженням:

$$\rho_{ik} = \frac{\Delta_i \cdot \cos \alpha_{ik}}{\delta_k} \cdot 100\% \quad (2)$$

де ρ_{ik} - частка погрішності по k -му параметрі точності, викликана i -м фактором;

δ_k - величина погрішності по k -му параметрі точності;

Δ_i - переміщення інструмента, викликане i -м фактором;

α_{ik} - кут між напрямком виміру k -го параметра точності й вектором переміщення, викликаним i -м фактором.

Складність полягає в тому, що, по-перше, шукана характеристика є випадковою величиною й може змінюватися залежно від умов і виду обробки, а по-друге - у неможливості в більшості випадків практичного виміру частки переміщення, викликаного розглянутим фактором. Рішення поставленого завдання може бути отримане шляхом комплексного застосування різних методів дослідження.

Якщо проаналізувати наведений вище перелік факторів, що викликають появу погрішностей обробки, то можна помітити, що переміщення практично від всіх факторів є контрольованими в умовах активного експерименту, тобто можуть бути обмірювані в штучно створених умовах. Отже, їх можна оцінити експериментально для різних фіксованих умов. Крім того, деякі з них є прогнозованими й можуть бути розраховані з високою точністю для певних умов. Зокрема такими є пружні деформації, теплові деформації, і в певних випадках зношування різального інструменту.

Для розрахунку пружних і теплових деформацій зручно застосувати метод кінцевих елементів, з огляду на можливість його автоматичної реалізації в середовищі багатьох універсальних і спеціалізованих інженерних програмних пакетів. Цей метод дозволяє забезпечити точність розрахунку на рівні десятих часток відсотка, тобто при практичному використанні точність розрахунку в основному визначається ступенем відповідності вихідних даних для розрахунку й реальних умов протікання досліджуваного явища. Відносно явища розмірного зношування інструмента різними авторами проведена велика кількість досліджень, у яких показано, що зміна форми й розмірів ріжучої частини інструмента може прогнозуватися із прийнятною точністю по емпіричних залежностях. Таке прогнозування можливо, у випадку якщо природа зношування обумовлена явищами абразивного стирання, або розчинення інструментального матеріалу в матеріалі заготівлі, тому що ці процеси описуються монотонними функціями від шляху різання. В інших випадках, коли зношування обумовлене руйнуванням, пластичною деформацією або адгезійним схоплюванням з вириванням часток ріжучої пластини, зміна розмірів інструмента носить стрибкоподібний характер у випадковий момент часу й не може бути точно спрогнозовано. Однак останні види зношування, які також

класифікують як раптові відмови, прийнято відносити до аварійних ситуацій, отже, вони не повинні мати місце в нормальному, що протікає процесі, різанні.

Таким чином, для рішення завдання про внесок різних факторів у результуючу погрішність необхідно:

- Визначити середньостатистичні значення погрішностей по кожному виді для різних видів виробів оброблюваних на важких токарних верстатах.
- Розрахувати значення й напрямки складових відносних переміщень, викликаних тими факторами, для яких є точні математичні моделі.
- Для інших факторів визначити значення й напрямки, що відповідають їм складових відносних переміщень інструмента й виробу експериментальним методом.
- Для контролю експериментальних і розрахункових даних розрахувати очікувану погрішність кожного виду й зрівняти із середньостатистичним значенням.
- Розрахувати відсотковий вклад різних факторів у результуючу погрішність кожного виду.

Технологічне обладнання з позиції теорії управління є багатоконтурною системою з нелінійними елементами та нестационарними властивостями. В процесі експлуатації обладнання змінюється його статичний і динамічний стан не тільки при переході від однієї операції до іншої, але й при типових операціях технологічного процесу. Априорно врахувати всі зміни практично неможливо. Таким чином, при призначенні оптимальних режимів різання необхідно враховувати безліч факторів, які пов'язані з фактичним станом заготовки, інструменту та всієї технологічної системи в цілому. Цим і визначається актуальність оптимізації режимів механічної обробки виробів важкого машинобудування з врахуванням фактичного стану процесу в режимі реального часу.

Встановлено, що протікання процесу механічної обробки на важких верстатах у часі в реальних умовах обумовлено дією безлічі факторів, що впливають на хід процесу й мають найчастіше випадковий характер зі значним розсіюванням параметрів [7]. Так детермінувати процес, щоб всі фактори, що визначають його протікання в будь-який момент часу, були враховані заздалегідь, неможливо. Можна, звичайно, використовувати стохастичні прийоми програмування, але якщо вони засновані на статистичних методах, то не виключене виникнення невизначених ситуацій і завжди можливий ризик, що процес відхилиться від заздалегідь запропонованої програми. Урахувати виниклі ситуації в процесі різання на важких верстатах, щоб його протікання відповідало поставленим завданням, можливо оперативним втручанням у процес щораз із появою відхилення або при тенденції до відхилення.

Важкі верстати нового покоління мають всі технічні можливості для регулювання параметрів обробки безпосередньо під час різання в режимі реального часу. Сучасні системи ЧПК дозволяють використовувати пре- та постпроцесори, а також інформацію від вимірювальних пристроїв, які фіксують параметри процесу обробки (температуру, зусилля, крутні моменти, вібрації та ін.). За допомогою цих засобів в процесі обробки динамічно коректується початкова програма ЧПК з режимними параметрами та геометрією інструменту. Окрім цього, є можливість здійснення управління з системою самонавчання, зі змінною структурою управління, багатомірними зворотними зв'язками.

Для здійснення управляючого впливу використовуються і розробляються нові мехатронні системи [6].

Найбільш перспективним у даний час є створення адаптивних систем автоматичного управління точністю. Принцип адаптивності полягає в отриманні інформації про вихідні параметри технологічного процесу за допомогою сукупності датчиків, і подальшому застосуванні цієї інформації для адекватного втручання в хід технологічного процесу з метою підтримки значень певних параметрів продукту в межах допуску. Цей напрямок має потужну теоретичну підтримку у вигляді теорії автоматичного управління і стосовно питань точності має практично необмеженими можливостями. Воно стало можливим з появою систем ЧПУ і в силу розвитку та здешевлення засобів електронної обчислювальної техніки, автоматизації та вимірювання. На сьогодні адаптивне управління представляється найбільш ефективним і економічно доцільним шляхом досягнення точності. Єдиною істотною проблемою для цього напряму залишається питання раціонального вибору мінімально необхідного набору керованих параметрів і джерел діагностичної інформації.

Нижче наведені основні алгоритми адаптивного управління точністю важких верстатів з ЧПУ (рисунок 1).

1. Вимірювання відхилень (1) готової деталі і ітераційна корекція траєкторій переміщення (2) (рис. 1, а). При виконанні умови перевірки точності ($\Delta \leq |\Delta|$), робимо висновок про придатність деталі і працюємо на цьому ж налаштуванні (3), у разі невиконання перевірки ($\Delta \leq |\Delta|$) - повертаємося в початок блок-схеми (1).

2. Попереднє математичне моделювання деформації деталі під силами різання, ваговими навантаженнями з визначенням проєкцій відхилень по координатних керованих осях (1) і корекція траєкторій переміщення (2). Тут застосовується блок-схема алгоритму першого методу (рис. 1, а). При виконанні умови перевірки точності ($\Delta \leq |\Delta|$), робимо висновок про придатність деталі і працюємо на цій же налаштуванні (3), у разі невиконання перевірки ($\Delta \leq |\Delta|$) - повертаємося в початок блок-схеми (1) і виконуємо математичне моделювання та визначення відхилень до тих пір, поки умова не буде виконана (рис. 1, а).

3. Моделювання відхилень елементів технологічної системи: виконавчих органів верстату, інструменту, оснащення, деталі ($1_1 \dots 1_N$), підсумовування їх проєкцій на осі координат з урахуванням знака, корекція траєкторій (2) і, за умови виконання перевірки ($\Delta \leq |\Delta|$), вимірювання відхилень обробленої деталі (3) і остаточна ітераційний корекція (4) (рис.1, б). У разі невиконання - повторення циклу.

4. Адаптивна комплексна система (рис. 1, в), що включає:

- Попереднє математичне моделювання типових деталей та технологічної системи в процесі обробки (1);

- Попереднє вимірювання геометричних відхилень елементів технологічної системи від похибок, зносу та ін (2);

- Корекція траєкторії формоутворюючих рухів (3);

- Вимірювання сил, моментів, температур, зносу інструмента, пружних деформацій елементів технологічної системи, розмірів обробленої деталь (4) і в разі виконання умови ($\Delta \leq |\Delta|$) підсумкова корекція траєкторій формоутворюючих рухів і режимів обробки з метою забезпечення максимальної точності, якості, продуктивності за алгоритмами граничного і оптимального управління. При невиконанні - назад до початку циклу.

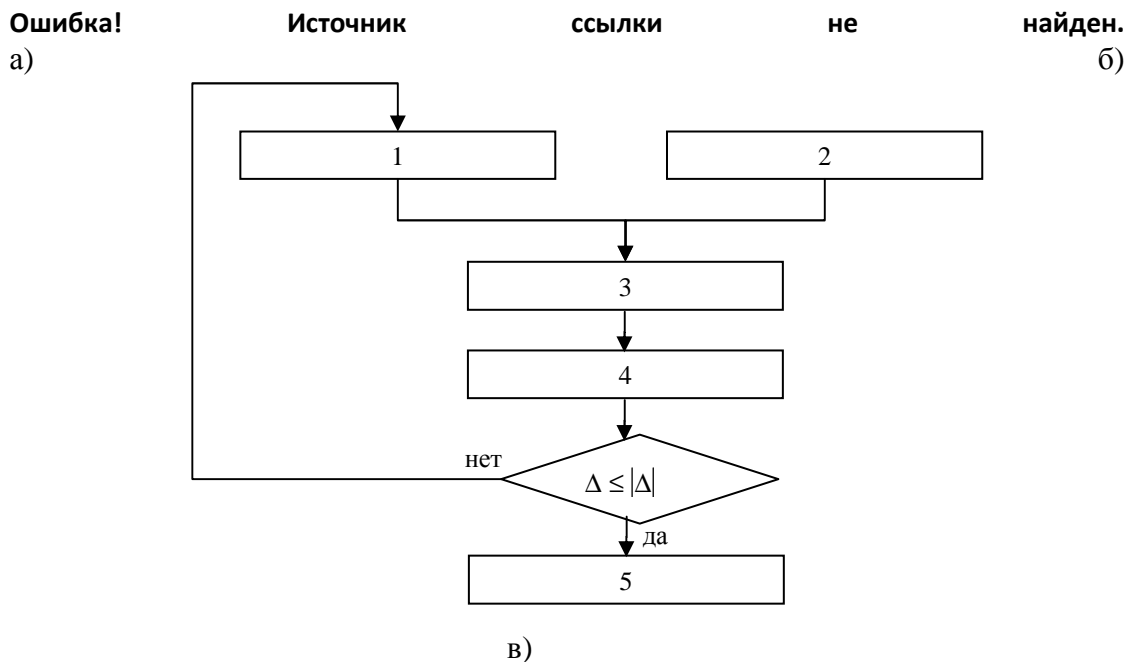


Рис. 1. Блок-схеми алгоритмів керування точністю важких верстатів з ЧПУ:

- а) методом вимірювання похибок деталі;
 б) за рахунок моделювання похибок технологічної системи;
 в) із застосуванням адаптивної комплексної системи

Висновки

На основі аналізу відхилень точності обробки на важких верстатах запропоновані алгоритми керування точнісними показниками. Найбільш перспективним є метод комплексного адаптивного керування по визначених параметрах точності з відповідними діагностичними каналами. Розроблено систему керування точністю обробки на важкому токарному верстаті з безпосереднім вимірюванням положень робочих органів верстату в процесі обробки.

Список літератури

1. Arezoo B. Al-Ahmari, Selection of cutting tools and conditions of machining operations using an expert system / B. Arezoo, K. Ridgway // *Comput. Ind.* – 2000. – 42. – P. 43–58.
2. Shin Y. Optimization of machining conditions with practical constraints / Y. Shin, Y. Joo // *Int. J. Prod. Res.* – 1992. – 30. – 2907–2919.
3. Yellowey I. The optimal subdivision of cut in multipass machining operations / I. Yellowey, E. Gunn // *Int. J. Prod. Res.* – 1989. – 27. – 1573–1579.
4. Gopalakrishan B. Machine parameter selection for turning with constraints: an analytical approach based on geometric programming / B. Gopalakrishan, F. Al-Khayyal // *Int. J. Prod. Res.* – 1991. – 29. – P. 1897–1908.
5. Ковалев В.Д. Система адаптивного управління точністю с улучшенной динамикой для тяжелых станков / В.Д. Ковалев, М.С. Мельник // *Вестник ЖДТУ. «Процессы механической обработки, станки и инструменты»*. – 2003. – Т.1. – С. 69-76.

6. New Control Techniques on State Space Observers for Improving the Precision and Dynamic Behaviour of Machine Tools / M. Zatarain, Ruiz de Argandona, A. Illaramendi et al. // Annals of the CIRP. – 2005. – 54/1. – P. 393-396.

7. Васильченко Я.В. Управление процессом обработки на тяжелых станках с помощью алгоритма оптимального регулирования / Я.В. Васильченко, В.Д. Ковалев // Надежность режущего инструмента и оптимизация технологических систем. – 2006. – Вып. 19. – С. 24-33.

Рецензент: Гусев В. В.

Надійшла до редколегії 30.03.2012

**В.Д. КОВАЛЕВ
Я.В. ВАСИЛЬЧЕНКО**

ДГМА, г. Краматорск, Украина

АДАПТАЦИЯ ТОЧНОСТНЫХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ТЯЖЕЛЫХ СТАНКОВ

Приведен перечень факторов, вызывающих появление погрешностей обработки для случая тяжелого токарного станка. Предложены основные алгоритмы адаптивного управления точностью тяжелых станков. Разработана система управления точностью обработки на тяжелом токарном станке с непосредственным измерением положений рабочих органов станка в процессе обработки.

Ключевые слова: факторы, адаптивный контроль, точность, тяжелый станок.

**KOVALYOV V.
VASILCHENKO Y.**

DSMA, Kramatorsk, Ukraine

ADAPTATION OF PRECISION INDICATORS OF HEAVY LATHES

The list of the factors causing emergence of errors of processing for a case of the heavy lathe is provided. The main algorithms of adaptive control by accuracy of heavy machines are offered. The control system of accuracy of processing on the heavy lathe with direct measurement of positions of a machine units in the course of processing is developed.

Key words: factors, adaptive control, accuracy, heavy machines.

УДК 621. 923

П.Г. МАТЮХА (д-р техн. наук, проф.) donntu.stanki@mail.ru**В.В. ГАБИТОВ** (асп.) donntu.stanki@mail.ru**А.О.БЛАГОДАРНЫЙ** (студ.)

ОПРЕДЕЛЕНИЕ УСИЛИЯ ПОДЖИМА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ КРУГА К ПОВЕРХНОСТИ ЗАГОТОВКИ, ОГРАНИЧЕННОЙ ТОЧНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ, ПРИ ВНУТРЕННЕМ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ НА СТАНКЕ ЗА227П ПО УПРУГОЙ СХЕМЕ

Предложена методика определения силы поджима рабочей поверхности круга к поверхности заготовки при внутреннем врезном шлифовании по упругой схеме, обеспечивающая заданную точность обработки величиной упругого перемещения конца шпинделя шлифовальной головки. Установлено, что наибольшее напряжение в материале шпинделя находится на поверхности, которая контактирует с отверстием заднего подшипникового узла, а наименьшее – на наружной поверхности заднего подшипникового узла, которая контактирует с отверстием корпуса.

Ключевые слова: внутреннее врезное шлифование, упругая схема, усилие поджима, точность обработки, напряженно-деформированное состояние.

Введение

Обеспечение высокого качества изготавливаемых изделий при низкой себестоимости обработки является основной задачей современного производства в условиях конкуренции и рынка. Этого можно достичь путем оптимизации режимов финишных операций, которой является шлифование.

На кафедре металлорежущих станков и инструментов Донецкого национального технического университета для поиска оптимальных режимов плоского шлифования по упругой схеме предложено использовать обобщенные показатели шлифования – усилие поджима рабочей поверхности круга (РПК) к поверхности заготовки и отношение скорости круга к скорости заготовки [1]. Усилие поджима РПК к поверхности заготовки может ограничиваться температурой фазово-структурных превращений в поверхностном слое заготовки [2], температурой окисления алмаза [3], прочностью зерен [4] и т.п. и должно определяться для условий, гарантирующих в процессе обработки требуемые параметры качества. Такие условия обеспечиваются при врезном шлифовании по упругой схеме рельефом круга, сформированном в процессе правки [5].

Сведения об использовании названного выше способа поиска оптимальных режимов при внутреннем шлифовании в литературе отсутствуют.

Цель работы – определение усилия поджима РПК к поверхности заготовки, ограниченного точностью обработки, при внутреннем шлифовании по упругой схеме на основе расчетов напряженно-деформированного состояния шпиндельного узла.

Основное содержание работы

Особенностью внутришлифовальных станков является невысокая жесткость шпиндельной головки, в результате чего лимитирующим техническим ограничением, налагаемым на режимы резания станком, является упругие перемещения конца шпинделя. Для достижения требуемой точности необходимо, чтобы они не превышали одной трети поля допуска на обрабатываемый размер.

Исходными данными для расчета упругих перемещений конца шпинделя являются рабочий чертеж шпиндельного узла (Рис 1), составляющие силы резания на шлифовальном круге и усилие на конце шпинделя от предварительного натяжения ветвей ременной передачи.

При расчете упругих перемещений шпиндель будем рассматривать как балку ступенчато-переменного сечения на податливых точечных опорах.

В нашем случае опорами являются шариковые радиально-упорные подшипники серии 36200, расположенные тандемом. Считают [6], что они обладают радиальной, осевой и угловой жесткостью. Примем, что жесткость опор с предварительным натягом не зависит от рабочей нагрузки, но заметно уменьшается при значительном повышении частоты вращения шпинделя.

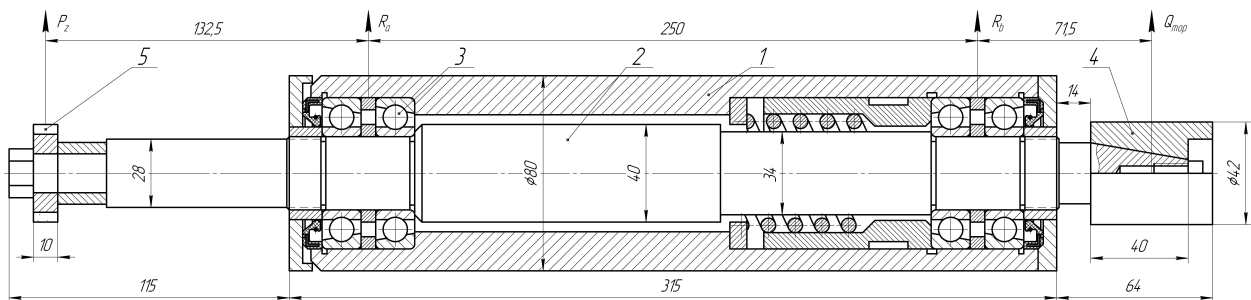


Рис. 1. Шпиндельный узел станка 3А227П [6]

1 – корпус; 2 – шпиндель; 3 – комплексные подшипниковые узлы из подшипников 36206К, расположенных тандемом; 4 – шкив на шпинделе шлифовальной головки; 5 – шлифовальный круг 1А1 40×10×16×3

При расчете определим упругое перемещение переднего конца шпинделя полагив, что перемещение создают только деформации тела шпинделя и его опор. Для этого все силы приведем к двум взаимно перпендикулярным плоскостям (Рис 2).

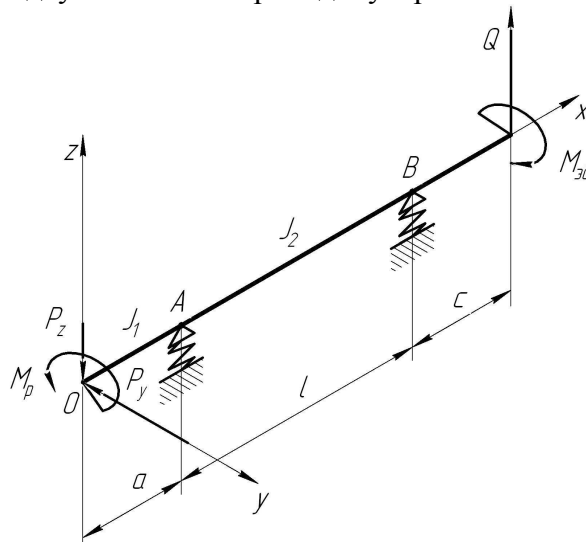


Рис. 2. Схема к расчету упругого перемещения конца шпинделя

Шпиндель шлифовальной головки со стороны шлифовального круга нагружен тангенциальной составляющей силы резания P_z , расположенной в плоскости ZOX , крутящим моментом M_p в плоскости ZOY , радиальной составляющей P_y , расположенной в плоскости YOX . С противоположной стороны шпинделя на него действует вертикальная составляющая силы от предварительного натяжения ветвей ремня в плоскости ZOX и момент от электродвигателя M_{∂} , равный моменту резания от силы P_z в плоскости ZOY . M_p и M_{∂} скручивают тело шпинделя и на упругое перемещение конца шпинделя не влияют. В связи с этим они могут быть исключены из расчета упругого перемещения конца шпинделя.

Радиальное перемещение переднего конца шпинделя вычисляем в плоскостях ZOX и YOX , а его суммарное перемещение будет равно

$$\delta = \sqrt{\delta_{ZOX}^2 + \delta_{YOX}^2}$$

Для определения δ_{ZOX} воспользуемся схемой (Рис 3).

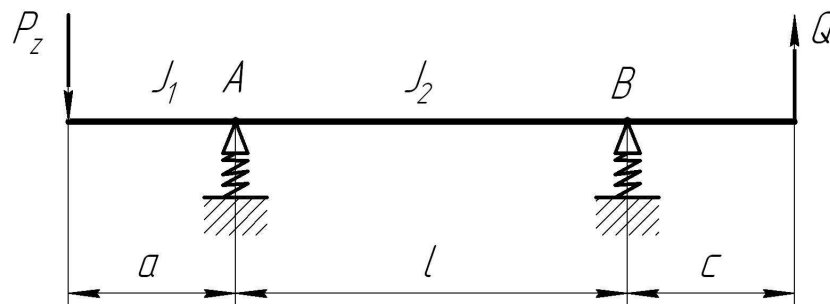


Рис. 3. Расчетная схема к определению упругого перемещения δ_{ZOX}

Перемещение переднего конца шпинделя с учетом заземляющего момента в передней опоре [6]

$$\delta_{ZOX} = \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 = \frac{P_z \cdot a^2}{3E} \left[\frac{a}{J_1} + \frac{l \cdot (1-\varepsilon)}{J_2} \right] - \frac{Q \cdot l \cdot c \cdot (1-\varepsilon)}{6E \cdot J^2} + P_z \left\{ \frac{1}{j_A} \left[\frac{l+a \cdot (1-\varepsilon)}{l} \right]^2 + \frac{a^2 \cdot (1-\varepsilon)}{j_B \cdot l^2} \right\} + Q \cdot (1-\varepsilon) \cdot \left[\frac{(l+a) \cdot c}{j_A \cdot l^2} + \frac{(l+a) \cdot c}{j_B \cdot l^2} \right]. \quad (1)$$

где δ_1 – перемещение, вызванное изгибом тела шпинделя, мм;

δ_2 – перемещение, вызванное жесткостью опор, мм;

δ_3 – сдвиг, вызванный заземляющим моментом, мм;

l – расстояние между передней A и задней B опорами шпинделя, мм;

a – вылет переднего конца шпинделя, мм;

c – расстояние от приводного элемента до передней опоры, мм;

J_1 – среднее значение осевого момента инерции сечения консоли, мм⁴;

J_2 – среднее значение осевого момента инерции сечения шпинделя в пролете между опорами, мм⁴;

E – модуль упругости материала, Н/мм²;

j_A и j_B – радиальная жесткость передней и задней опор, Н/мм;

ε – коэффициент заземления в передней опоре.

Момент инерции круглого сечения определяется по формуле

$$J_1 = \frac{\pi \cdot D_1^4}{64}, \quad (2)$$

где D_1 - диаметр конца шпинделя, на котором расположен шлифовальный круг, мм;

$$J_2 = \frac{\pi \cdot D_2^4}{64}, \quad (3)$$

Здесь D_2 – диаметр шпинделя, между опорами, мм.

Расчетные радиальные жесткости опоры шпинделя, установленного на радиально-упорных шариковых подшипниках, найдем с учетом угла контакта тел качения и колец подшипников.

Так как опора состоит из двух подшипников, жесткость шпиндельного узла будем определять при условии, что они образуют одну комплексную опору.

Сдвоенные подшипники, установленные в одной условной опоре по схеме «дуплекс-тандем», считаются одним двухрядным подшипником [6].

Число подшипников в опорах 1 (находящихся ближе к торцу шпинделя) и 2 (удаленных от торца шпинделя) обозначим через i_1 и i_2 .

Тогда осевая жесткость комплексной опоры (Н/мм)

$$j_a = 1.5 \cdot C^{\frac{2}{3}} \cdot F_H^{\frac{1}{3}} \cdot \left(i_1^3 + i_2^3 \right), \quad (4)$$

где C - коэффициент;

F_H - сила натяга для средней серии, Н;

i_1 и i_2 - число подшипников, соответственно, в опорах 1 и 2, шт.

Коэффициент C рассчитывается по формуле

$$C = 10^5 \cdot Z \cdot \sin^{\frac{5}{2}} \alpha \sqrt{1.25 \cdot d_m}; \quad (5)$$

где Z - число тел качения в подшипнике, шт;

α - фактический угол контакта в подшипнике, изменяющийся под действием предварительного натяга, град;

d_m - диаметр шарика, мм.

Радиальная жесткость комплексной опоры из двух подшипников [7]:

$$\text{- серии 36000} \quad j_r = (5,3 - 6,0)j_a; \quad (6)$$

$$\text{- серии 46000} \quad j_r = (1,95 - 2,1)j_a. \quad (7)$$

Определим силу Q , действующую на шпиндель со стороны привода (Рис 4)

$$Q = 2 P_e, \quad (8)$$

где P_e - вертикальная составляющая силы натяжения ветви ремня.

$$P_e = P_{np} \cos \varphi, \quad (9)$$

где P_{np} - сила предварительного натяжения ветви ремня.

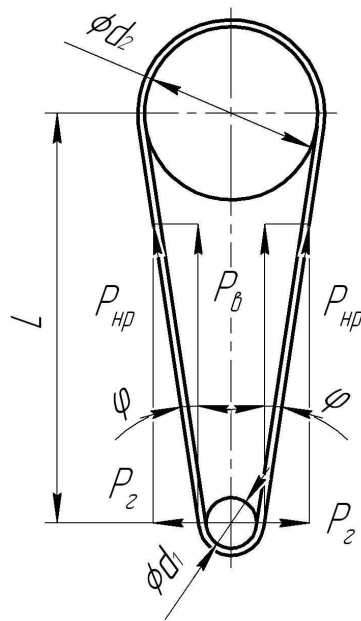


Рис.4. Схема к расчету силы, действующей со стороны привода

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{d_2 - d_1}{2L}, \quad (10)$$

где d_1 - диаметр шкива на шпинделе шлифовальной головки, мм;

d_2 - диаметр шкива на валу электродвигателя, мм;

L - расстояние между осями шпинделя и вала электродвигателя, мм.

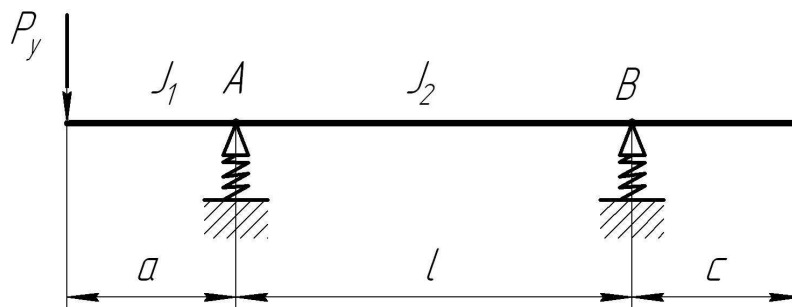
Величину P_z рассчитаем по величине задаваемой мощности

$$P_z = \frac{1000 \cdot N_p}{V_k}, \text{ Н} \quad (11)$$

где N_p - мощность резания, кВт;

V_k - скорость круга, м/сек.

Определим упругое перемещение конца шпинделя в плоскости YOX (Рис.5)

Рис.5 Расчетная схема к определению упругого перемещения δ_{YOX} .

Перемещение переднего конца шпинделя в плоскости YOX с учетом заземляющего момента в передней опоре [6]

$$\delta_{YOX} = \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 = P_Y \cdot \left\{ \frac{a^2}{3 \cdot E} \cdot \left[\frac{a}{J_1} + \frac{l \cdot (1-\varepsilon)}{J_2} \right] + \frac{1}{J_A} \cdot \left[\frac{l+a \cdot (1-\varepsilon)}{l} \right]^2 + \frac{a^2(1-\varepsilon)}{j_B \cdot l^2} \right\} + \frac{a}{G \cdot S_1} + \frac{a^2 \cdot (1-\varepsilon)}{G \cdot S_2 \cdot l} \quad (12)$$

где G - модуль сдвига материала шпинделя, мПа;

S_1 и S_2 - площади сечения переднего конца и межопорной части шпинделя.

Площадь сечения переднего конца шпинделя и межопорной части, соответственно S_1 , S_2

$$S_1 = \frac{\pi \cdot D_1^2}{4}; \quad (13)$$

$$S_2 = \frac{\pi \cdot D_2^2}{4}. \quad (14)$$

Радиальную составляющую силы резания P_Y определим через коэффициент шлифования $k_{ш}$

$$P_Y = \frac{P_Z}{k_{ш}}. \quad (15)$$

Модуль сдвига определяется по формуле [8]

$$G = \frac{E}{2 \cdot (1 + \mu)}, \quad (16)$$

где μ - безразмерный коэффициент поперечной деформации (коэффициент Пуассона).

Для расчета упругого перемещения конца шпинделя по приведенным формулам (1) – (16) была составлена программа для ПЕОМ.

С использованием программы проведем исследования по влиянию мощности резания на величину упругого перемещения конца шпинделя внутришлифовального станка ЗА227П и определим усилие поджима РПК к поверхности заготовки из твердого сплава ВК15, ограниченное точностью обработки кругом АС6 160/125 – 4 – М2-01 при шлифовании по упругой схеме..

Исходные данные опор шпинделя:

- передняя и задняя опора – два радиально-упорных подшипника 36206К, установленные по схеме «дуплекс-тандем»;

- число шариков в подшипнике $Z = 12$ [8];,

- фактический угол контакта в подшипнике $\alpha = 15^\circ$ [9];

- диаметр шарика $d_m = 9,53$, мм [8];

- сила натяга в подшипнике 36206К (средний натяг) $F_H = 350$ Н [8];

- количество подшипников в комплексной опоре $i_1 = i_2 = 1$;

Исходные данные шпиндельного узла:

- расстояние между опорами $l = 250$ мм;

- расстояние от передней опоры до шлифовального круга $a = 132,5$ мм;

- расстояние от шкива до задней опоры $c = 71,5$ мм;

- модуль упругости материала шпинделя (Сталь 40Х) $E = 2 \cdot 10^5$ Н/мм² [10];

- коэффициент защемления в передней опоре $\varepsilon = 0,15$ [11]

- коэффициент Пуассона $\mu = 0,28$ [12];

- диаметр конца шпинделя, на котором расположен шлифовальный круг $D_l = 28$,

мм;

- диаметры ступеней шпинделя, между опорами $D_{2c1} = 40$, $D_{2c2} = 34$, мм.
 - сила предварительного натяжения ветвей ременной передачи $P_{np} = 78,7$ Н, которая обеспечивает обработку с мощностью в 1 кВт.

Скорость резания $V_k = 25$ м/с.

Коэффициент шлифования при алмазном шлифовании твердого сплава кругом, параметры рельефа которого сформированы электроэрозионной правкой, $k_{ш} = 0,35$ [13].

Мощность резания: 0,25; 0,50; 0,75; 1,00 кВт.

Результаты расчета упругого перемещения конца шпинделя, обеспечиваемая при этом точность обработки и силы поджима РПК к поверхности образца при различной мощности шлифования приведена в табл 1.

Таблица 1. Влияние мощности резания при внутреннем по упругой схеме шлифовании отверстия $\varnothing 80-120$ мм на величину упругого перемещения конца шпинделя, точность обработки и силы поджима РПК к поверхности образца

Мощность резания, кВт	Составляющие силы резания, Н		Величина упругого перемещения, мм	Поле допуска, мм	Квалитет точности	Сила поджима РПК к поверхности образца, Н
	P_z	P_y	δ			F_n
0,25	9,62	27,49	0,0057	0,017	H6	27,49
0,50	19,23	54,94	0,0114	0,034	H7	54,94
0,75	28,85	82,43	0,0171	0,051	H8	82,43
1,00	38,46	109,89	0,0228	0,068	H9	109,89

Как следует из таблицы 1, при мощности резания 1 кВт, когда составляющие силы резания равны $P_z = 38,46$ Н и $P_y = 109,89$ Н, величина упругого перемещения конца шпинделя 0,0228мм обеспечивает обработку отверстия диаметром 80 - 120 мм с полем допуска 0,068 мм, что соответствует 9-му квалитету точности.

При необходимости обрабатывать отверстия с более высокой точностью необходимо задаваться полем допуска на обрабатываемое отверстие, находить допустимую величину упругого перемещения конца шпинделя как 1/3 от величины поля допуска и по предложенной методике, уменьшая составляющие силы резания, рассчитывать величину упругого перемещения конца шпинделя до тех пор, пока она не станет равной допустимой величине прогиба.

Исследование напряженно-деформированного состояния шпиндельного узла выполняли с помощью программы ANSYS.

С этой целью была создана 3D модель шпинделя, в которой подшипниковые узлы были заменены втулками, материал которых имел жесткость, равную жесткости подшипниковых узлов, и выполнена конечно-элементная дискретизация модели (рис 6).

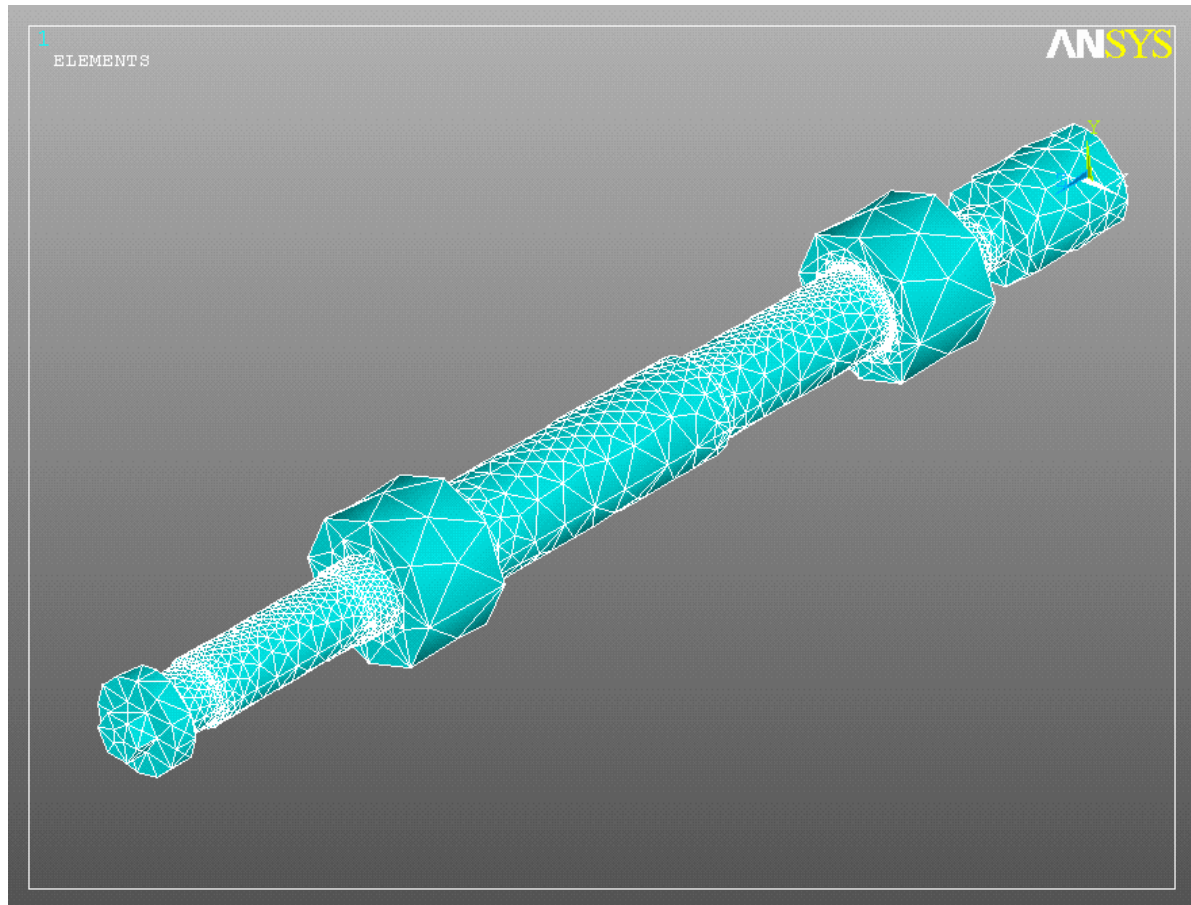


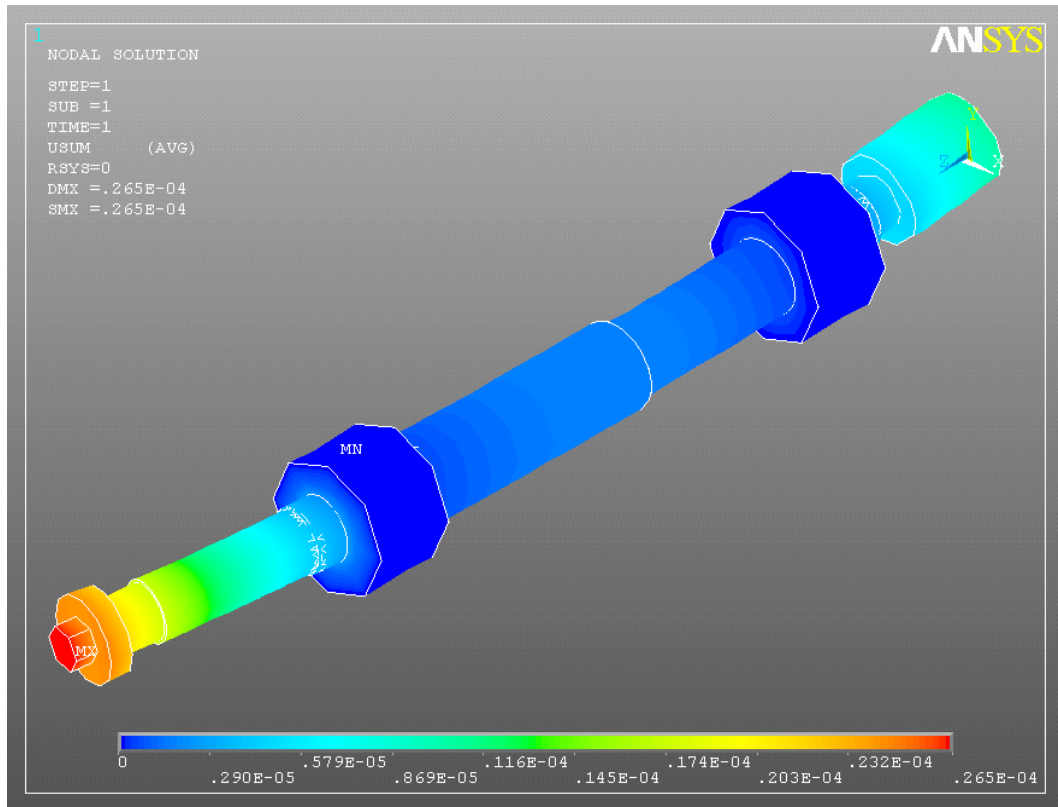
Рис 6. Конечно-элементная дискретизация 3-D модели шпинделя

Расчеты выполнялись при условиях, когда шпиндель, шлифовальный круг и шкив ременной передачи представляют собой цельное тело с модулем упругости $3 \cdot 10^{11}$ Па и коэффициентом Пуассона 0,3. Материал втулок имеет модуль упругости $9,58 \cdot 10^8$ Па, равный радиальной жесткости сдвоенных подшипников, установленных по схеме «дуплекс-тандем».

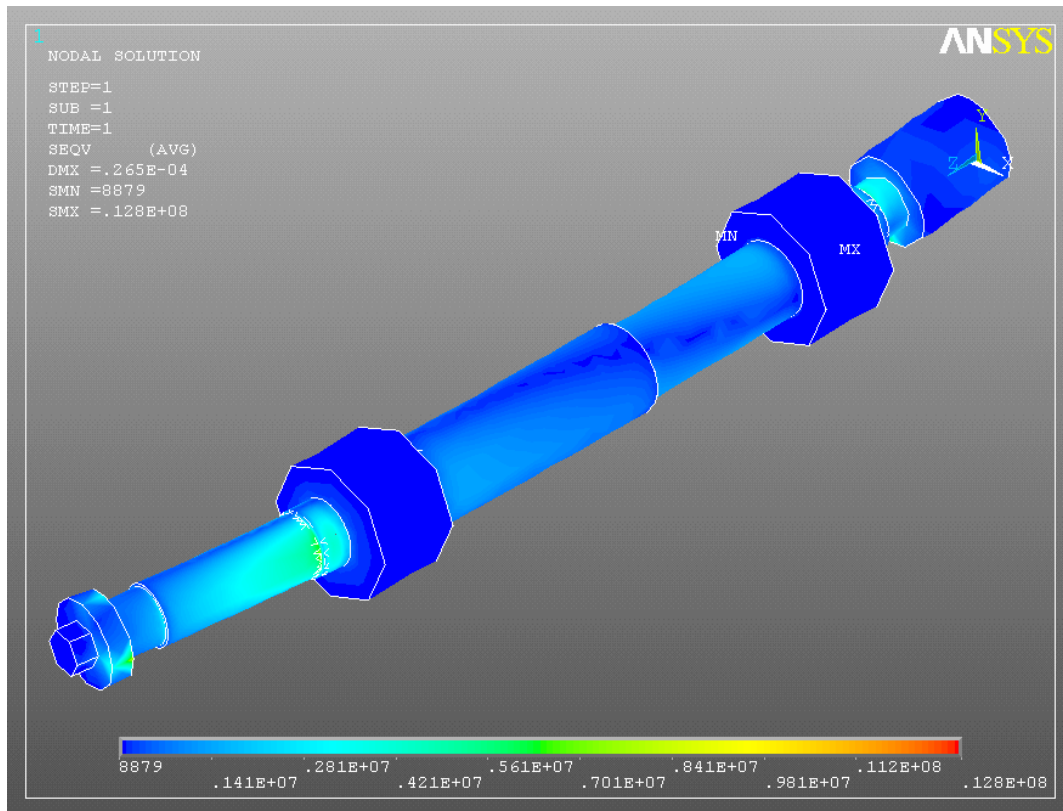
На шлифовальный круг действуют составляющие силы резания $P_y = 109,89$ Н, $P_z = 38,46$ Н, на шкив – сила натяжения ремня $Q = 157,4$ Н. Чтобы учесть равномерное нагружение рабочей поверхности круга и поверхности шкива в расчетной схеме к ним прикладывали по две силы, которые были в два раза меньше P_y, P_z, Q .

Расчеты напряженно деформированного состояния шпинделя выполняли с граничными условиями, при которых внешняя цилиндрическая поверхность втулки была зафиксирована. Результаты расчетов суммарного деформирования шпинделя и его напряженного состояния показаны на рис.7 а, б..

Как видно из приведенных рисунков, суммарное отклонение переднего конца шпинделя составляет $0,265 \cdot 10^{-4}$ м, наибольшее напряжение в материале шпинделя ($\sigma_{\max} = 128 \cdot 10^5$ Па) находится на поверхности, которая контактирует с отверстием заднего подшипникового узла, наименьшие – ($\sigma_{\min} = 8879$ Па) на наружной поверхности заднего подшипникового узла, которая контактирует с отверстием корпуса.



а



б

Рис 7. Суммарное отклонение переднего конца шпинделя (а) и его напряженное состояние (б)

Расхождение величины суммарного отклонения переднего конца шпинделя, найденного с помощью программы ANSYS, с данными расчетов, выполненными по методике, приведенной выше, составляет 14%, что позволяет рекомендовать методику расчета упругого перемещения конца шпинделя для определения силы поджима РПК к поверхности заготовки, ограниченной точностью обработки.

Выводы

1. Сила поджима РПК к поверхности заготовки, ограниченная точностью обработки, может быть определена на основе расчета упругого перемещения конца шпинделя, которая впоследствии используется при экспериментальном определении закона изменения во времени текущей лимитированной режущей способности круга.

2. При мощности резания в 1 кВт при внутреннем шлифовании на станке 3А227П наибольшее напряжение в материале шпинделя ($\sigma_{\max} = 127 \cdot 10^5$ Па) находится на поверхности, которая контактирует с отверстием заднего подшипникового узла, наименьшие – ($\sigma_{\min} = 8348$ Па) на наружной поверхности заднего подшипникового узла, которая контактирует с отверстием корпуса.

Список литературы

1. Матюха П.Г. Обобщенные режимы процесса шлифования, обеспечивающие стабильные показатели качества / Петр Матюха, Валерий Полтавец // Наукові праці ДонНТУ. Серія «Машинобудування і машинознавство». – 2010. – Вип. 166. – С 39-45.

2. Матюха П.Г. Расчет максимально-допустимой силы поджима заготовки к кругу при шлифовании неподвижного образца по упругой схеме / Петр Матюха, Артем Гринев // Вісник інженерної академії України. Теоретичний і науково практичний журнал інженерної академії України. – 2001. – № 3. – Ч. 1. – С. 227-230.

3. Матюха П.Г. Определение силы поджима образца к кругу, ограниченной температурой графитизации алмазных зерен / П.Г. Матюха, В.Б. Стрелков // Наукові праці ДонНТУ. Серія «Машинобудування і машинознавство». – 2004. – Вип. 71. – С. 41-46.

4. Матюха П.Г. Определение оптимального усилия поджима образца к рабочей поверхности круга при шлифовании стали Р6М5Ф3 кругами из СТМ / П.Г. Матюха, В.В. Габитов. // Сучасні технології машинобудування. Зб. наук праць. – 2009. – Вип. 3. – С.55-62.

5. Матюха П.Г. Расчет нагружения участков рабочей поверхности круга в осевом сечении / П.Г. Матюха, В.В. Полтавец // Сверхтвердые материалы. Научно теоретич. журнал. – 2003. – № 3. – С. 63-70.

6. Кирилин Ю.В. Расчет и проектирование шпиндельных узлов металлорежущих станков с опорами качения: учебное пособие / Ю.В.Кирилин, А.В Шестернинов. – Ульяновск: УлГТУ, 1998. – 72 с.

7. Внутршлифовальные станки моделей 3А227, 3А227В, 3А227П: руководство по эксплуатации. ЦБНТИ. – Саратов, 1967. – 44 с.

8. Справочник конструктора. ГОСТ 831-75 [Электронный ресурс]. – Режим доступа (<http://sprav-constr.ru/html/tom2/pages/chapter2/ckm226.html>). – Дата доступа: сентябрь 2011. – Название с экрана.

9. Шариковые радиально-упорные однорядные подшипники: ГОСТ 831—75.

10. Справочник металлиста: в 5 т. / под ред. С.А. Чернавского и В.Ф. Решикова. – изд. 3-е перераб. – М.: «Машиностроение», 1976. – Т.1. – 768 с.

11. Металлорежущие станки: учебник для вузов / под ред. В.Э.Пуша. – М: Машиностроение, 1985. – 256 с.

12. Коэффициент Пуассона: проект от 27.08.2011. – Режим доступа: http://ru.wikipedia.org/wiki/Коэф-фициент_Пуассона. – Дата доступа: сентябрь 2011. – Название с экрана.

13. Цокур В.П. Исследования сил резания при алмазном шлифовании твердого сплава ВК 15 / В.П. Цокур, В.Б. Стрелков, А.А. Кривошапка // Сборник трудов междунар. науч.-техн. конференции «Машиностроение и техносфера XXI века» в г. Севастополе 9-15 сентября 2002.: в 3 т. – Донецк: ДонНТУ, 2002. – Т. 3. – С. 98-101.

Рецензент: Гусев В.В.

Надійшла до редколегії 30.01.2012

П.Г. МАТЮХА

В.В. ГАБИТОВ

А.О. БЛАГОДАРНИЙ

Донецький національний технічний університет

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ ПІДТИСКАННЯ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ КРУГА ДО ПОВЕРХНІ ЗАГОТОВКИ, ОБМЕЖЕНОЇ ТОЧНІСТЮ ОБРОБЛЕННЯ, ПРИ ВНУТРІШНЬОМУ ВРІЗНОМУ ШЛІФУВАННІ НА ВЕРСТАТІ 3A227P ЗА ПРУЖНОЮ СХЕМОЮ

Запропонована методика визначення сили притискання робочої поверхні круга до поверхні заготовки при внутрішньому врізному шліфуванні за пружною схемою з використанням величини пружного переміщення кінця шпинделя шліфувальної головки, яка забезпечує задану точність оброблення. Встановлено, що найбільші напруження в матеріалі шпинделя знаходяться на поверхні, яка контактує з отвором заднього підшипникового вузла, а найменші – на зовнішній поверхні заднього підшипникового вузла, яка контактує з поверхнею корпусу.

Ключові слова: внутрішнє врізне шліфування, пружна схема, сила притискання, точність оброблення, напружено-деформований стан.

P.G. MATYUHA

V.V. GABITOV

A.O. BLAGODARNYI

Donetsk National Technical University

DETERMINATION OF FORCES PURSING WORKING SURFACE TO THE TERMS OF THE SURFACE OF BLANKS, LIMITED ACCURACY OF PROCESSING IN INTERNAL TRADING-IN GRINDING ON THE MACHINE 3A227P ON THE ELASTIC SCHEME

We offer the technique of determining the force compressing the working surface of the circle to the surface of the workpiece in internal trading-in grinding of elastic scheme, which provides the required accuracy of processing, the magnitude of the elastic movements of the end of the spindle grinding head.

Keywords: internal trading-in grinding, elastic scheme, the force pursuing, processing, processing accuracy, the stress-strain state.

УДК 621.921

Ф.В. НОВИКОВ (д-р техн. наук, проф.)
А.А. АНДИЛАХАЙ (канд. техн. наук, доц.)
ХНЭУ, г. Харьков, Украина

АНАЛИТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭНЕРГОЕМКОСТИ АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ

Обоснованы возможности уменьшения энергоемкости при абразивной обработке деталей затопленными струями за счет изменения углов входа и выхода зерна из контакта с обрабатываемым материалом.

Ключевые слова: абразивная обработка, процесс стружкообразования, сила резания, условное напряжение резания, качество обработки.

Введение

Эффективной областью применения струйно-абразивной обработки [1] и в частности абразивной обработки деталей затопленными струями является очистка их от окалины и доводка деталей, в том числе и сложной формы. Использование данного метода позволяет автоматизировать обработку (которая традиционно выполняется вручную) и существенно снизить ее трудоемкость. С точки зрения определения технологических возможностей данного метода обработки представляется важным и актуальным установление условий снижения энергоемкости съема металла в результате взаимодействия с ним абразивных зерен [2]. Это связано с тем, что абразивное зерно, контактируя с металлом, не всегда обеспечивает формирование полного среза. Как правило, на обрабатываемой поверхности образуется лунка с вытесненным впереди и по бокам металлом, т.е. с не удаленным, а лишь пластически сдеформированным металлом в виде застывшей стружки. Очевидно, это обусловлено недостаточной кинетической энергией движущегося зерна, в результате чего оно застревает в металле и останавливается. В противном случае (при достаточной кинетической энергии зерна) обрабатываемый металл в форме стружки уносился бы зерном. Причиной такого явления следует рассматривать относительно низкую скорость движения зерна. Исходя из этого, повысить эффективность данного метода обработки можно за счет увеличения скорости абразивного зерна или снижения энергоемкости съема металла.

В данной работе рассматривается второй случай, связанный с уменьшением энергоемкости обработки. Процесс взаимодействия абразивного зерна с металлом – это процесс взаимодействия твердого и относительно мягкого материалов, в результате чего твердый материал (зерно) удаляет с обрабатываемой поверхности более мягкий материал (металл). Как известно [3], при обработке пластичных металлов образуется сливная стружка. В теории резания детально изучен процесс стружкообразования и предложены теоретические подходы к расчету его параметров. Это позволяет провести анализ закономерностей стружкообразования и оценить уровень энергоемкости процесса абразивной обработки деталей затопленными струями, характеризующегося различными углами входа режущих зерен в обрабатываемый металл. В результате появляется возможность установления такого угла входа режущего зерна в обрабатываемый металл, при котором энергоемкость принимает наименьшее значение, и возможности процесса абразивной обработки деталей затопленными струями реализуются в максимальной степени. Цель

работы – определение условий уменьшения энергоёмкости процесса абразивной обработки деталей затопленными струями.

Основное содержание работы

Основные физические и технологические закономерности абразивной обработки деталей затопленными струями описаны в работах [4,5]. В работе [6], на основе анализа условий стружкообразования, теоретически определено условное напряжение резания σ (соответствующее энергоёмкости обработки) применительно к процессу резания зерном с переменной толщиной среза. Рассмотрены два случая: резание с увеличивающейся толщиной среза (при входе зерна в обрабатываемый материал) и резание с уменьшающейся толщиной среза (при выходе зерна из контакта с материалом). В первом случае условное напряжение резания σ описывается зависимостью (рис. 1):

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{[1 - \sin(\alpha + \psi_1)]}, \quad (1)$$

где $\psi_1 = \psi + \gamma$; ψ - условный угол трения абразивного зерна с обрабатываемым материалом; γ - отрицательный передний угол режущего абразивного зерна; α - угол входа абразивного зерна в обрабатываемый материал; $\tau_{сдв}$ - предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м².

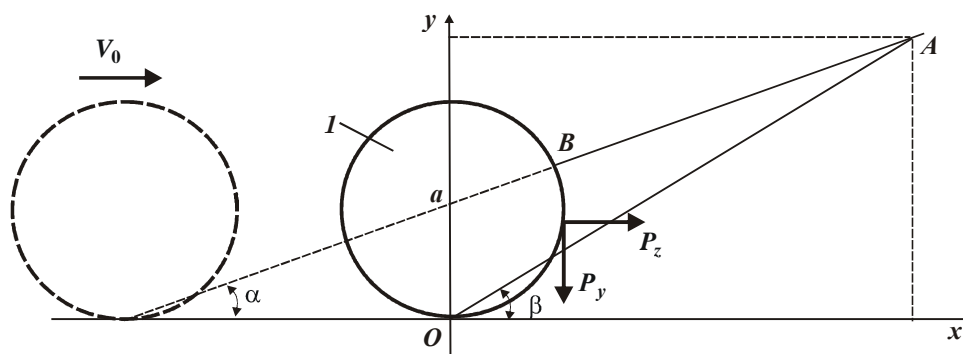


Рис. 1. Расчетная схема процесса стружкообразования при резании с увеличивающейся толщиной среза единичным абразивным зерном 1

Форма режущего зерна в данной зависимости в обобщенном виде учтена углом γ , поэтому в качестве расчетной схемы зерна можно рассматривать сферу, конус и т.д.

На рис. 1 показаны: V_0 – скорость абразивного зерна; P_z и P_y – соответственно тангенциальная и радиальная составляющие силы резания; β – условный угол сдвига материала. Линия OB определяет дугу контакта режущего зерна с обрабатываемым материалом, а OA – положение условной плоскости сдвига материала.

При условии $\alpha = 0$ зависимость (1) принимает вид

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg}\left(45^\circ - \frac{\psi_1}{2}\right)}. \quad (2)$$

Из зависимости (2) вытекает, что при условии $\psi_1 \rightarrow 90^\circ$ условное напряжение резания σ неограниченно увеличивается. Следовательно, уменьшить σ можно уменьшением угла $\psi_1 = \psi + \gamma$, т.е. углов ψ и γ .

Согласно зависимости (1), существует экстремальная связь условного напряжения резания σ с углами ψ_1 и α . Для наглядности на рис. 2 пунктирной линией показан график функции $\sin(\alpha + \psi_1)$, а сплошной линией – график функции $1 - \sin(\alpha + \psi_1)$. Для удобства анализа представим зависимость (1) в виде

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha \cdot \frac{\tau_{сдв}}{\sin^2 \left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]}. \quad (3)$$

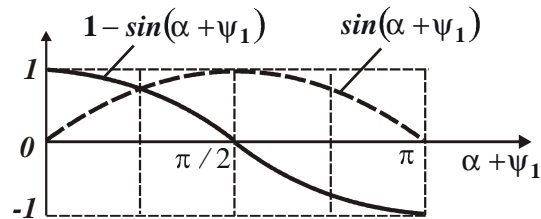


Рис. 2. Графики функций $\sin(\alpha + \psi_1)$ и $1 - \sin(\alpha + \psi_1)$

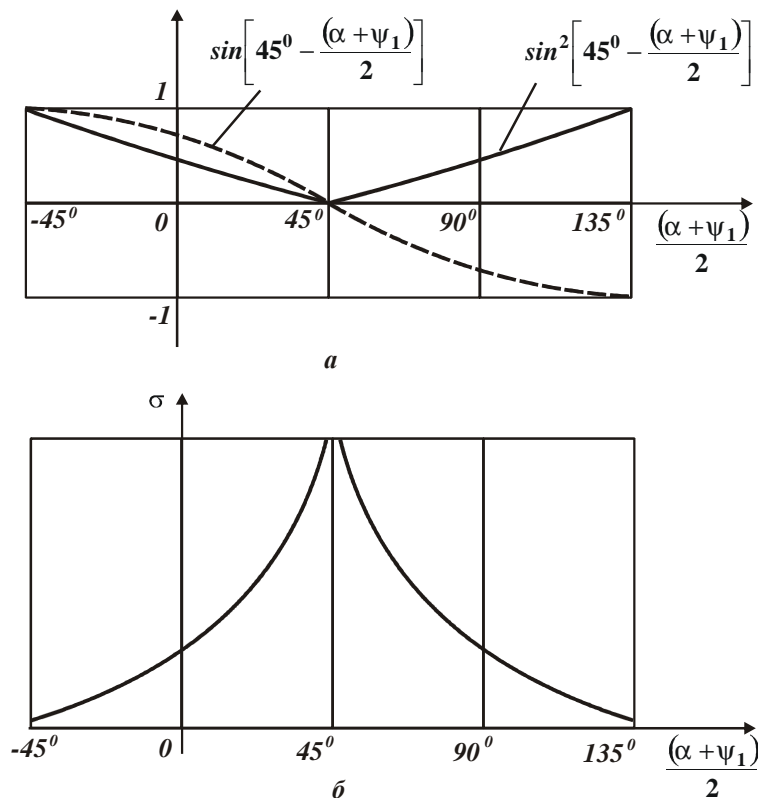


Рис. 3. Графики функций $\sin \left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ и $\sin^2 \left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ (а) и условного напряжения резания σ (б)

Характер изменения функции $\sin^2\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$, входящей в знаменатель зависимости (3), графически (сплошной линией) показан на рис. 3,а. Здесь же для сравнения (пунктирной линией) приведен график функции $\sin\left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2}\right]$. Как видно, данные функции существенно отличаются. Характер изменения σ графически показан на рис. 3,б. При значении угла $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2} = 45^\circ$ условное напряжение резания σ – бесконечно большая величина. Уменьшить σ можно при условии уменьшения угла $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2}$ в диапазоне $0 < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 45^\circ$ или его увеличения в диапазоне $45^\circ < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 135^\circ$.

При условии $\frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \rightarrow 135^\circ$ условное напряжение резания σ принимает наименьшее значение. Это возможно при значении угла $\alpha \rightarrow 90^\circ$. Однако в данном случае фактически будет отсутствовать сьем металла, т.е. угол α должен быть меньше, например, находится на уровне 45° . Или же угол α должен быть весьма малым $\alpha \rightarrow 0^\circ$. Тогда возможна реализация условия $0 < \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} < 45^\circ$ (левой ветви зависимости, рис. 3,б). Однако для этого необходимо уменьшить угол ψ_1 , который вследствие большого переднего отрицательного угла (зерна) γ принимает значения, близкие к 90° .

Таким образом установлено, что реализуя условие $\alpha = 0$, можно добиться наименьшего значения условного напряжения резания σ , т.е. эффективно обработку вести с постоянной толщиной среза. Очевидно, реализовать данное условие можно при лезвийной обработке. При абразивной обработке, включая процессы обработки связанным абразивом (шлифование, хонингование и др.) и свободным абразивом (притирка, струйно-абразивная обработка и др.), толщина среза всегда переменна. Поэтому условное напряжение резания σ будет всегда больше, чем при лезвийной обработке.

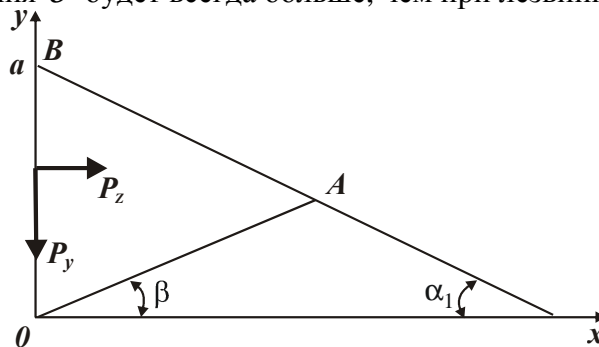


Рис. 4. Расчетная схема процесса стружкообразования при резании зерном с уменьшающейся толщиной среза

Зависимость (3) описывает условное напряжение резания σ при резании с увеличивающейся толщиной среза, т.е. при входе зерна в обрабатываемый материал. Оценим σ при резании с уменьшающейся толщиной среза, т.е. при выходе зерна из материала (рис. 4). Как и на рис. 1, на рис. 4 линия OA определяет положение условной плос-

кости сдвига материала, а OB – начальную толщину среза a . В работе [6] приведена расчетная зависимость условного напряжения резания σ для данного случая:

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha_1 \cdot \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{[1 + \sin(\alpha_1 + \psi_1)]}, \quad (4)$$

где α_1 – угол выхода абразивного зерна из обрабатываемого материала.

Как видно, зависимости (1) и (4) отличаются лишь знаком в знаменателе, рассматривая угол $\alpha = \alpha_1$. Для удобства анализа представим зависимость (4) в виде

$$\sigma = \cos \psi_1 \cdot \cos \alpha_1 \cdot \frac{\tau_{сдв}}{\cos^2 \left[45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]}. \quad (5)$$

На рис. 5,а сплошной линией показан график функции $\cos^2 \left[45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]$, входящей в знаменатель зависимости (5), а пунктирной линией – график функции $\cos \left[45^\circ - \frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} \right]$. Поскольку функция \cos – четная функция, то приведенные графики отличаются незначительно.

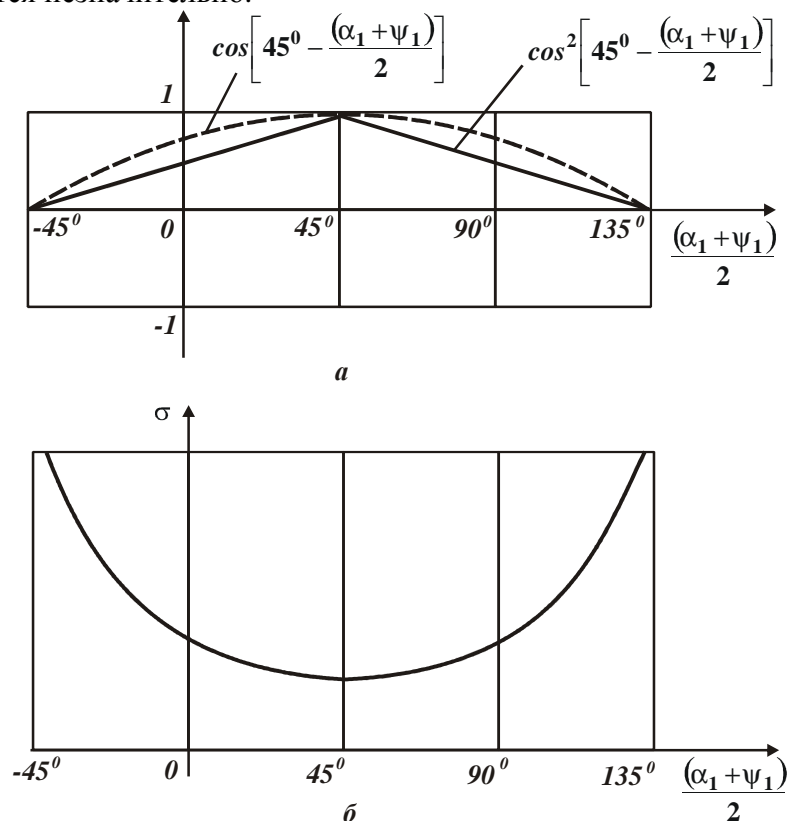


Рис. 5. Графики функций $\cos \left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ и $\cos^2 \left[45^\circ - \frac{(\alpha + \psi_1)}{2} \right]$ (а) и σ (б)

Условное напряжение резания σ , описываемое (5), изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума при значении угла $\frac{(\alpha_1 + \psi_1)}{2} = 45^\circ$ (рис. 5,б).

Данный график принципиально отличается от аналогичного графика, показанного на рис. 3,б. Следовательно, при резании с уменьшающейся толщиной среза (при выходе зерна из контакта с материалом) условное напряжение резания σ меньше, чем при резании с увеличивающейся толщиной среза (при входе зерна в обрабатываемый материал). При этом угол α_1 может изменяться в широких пределах: $0 < \alpha_1 < 90^\circ$. Поэтому основным условием эффективного использования метода абразивной обработке деталей затопленными струями является реализация процесса резания с уменьшающейся толщиной среза, что типично для обработки кромок заготовок, устранения заусенцев и уменьшения микронеровностей на обрабатываемых поверхностях.

Выводы

В работе проведен теоретический анализ условного напряжения резания при абразивной обработке деталей затопленными струями и показано, что основной путь его снижения – реализация резания с уменьшающейся толщиной среза. Установлено, что реализация процесса резания с увеличивающейся толщиной среза приводит к увеличению условного напряжения резания. В связи с этим, основной эффект абразивной обработки деталей затопленными струями состоит в обеспечении микросрезов с уменьшающейся толщиной среза, что достигается при обработке кромок заготовок, устранении заусенцев и уменьшении микронеровностей на обрабатываемых поверхностях.

Список литературы

1. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А.Е. Проволоцкий. – К.: Техника, 1989. – 277 с.
2. Кленов О.С. Технологическое обеспечение бездефектной обработки деталей гидроаппаратуры на финишных операциях: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / О.С. Кленов. – Одесса, 2011. – 21 с.
3. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
4. Андилахай А.А. Струйно-абразивная гидроротационная обработка мелких деталей: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы и машины обработки материалов резанием; автоматические линии” / А.А. Андилахай. – Тула, 1983. – 22 с.
5. Андилахай А.А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А.А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с.
6. Новиков Ф.В. Теоретический анализ параметров силовой напряженности струйно-абразивной обработки / Ф.В. Новиков, А.А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ, 2010. – Вип. 7 (166). – С. 46-53.

Рецензент: Полтавець В.В.

Надійшла до редколегії 17.02.2012

Ф.В. НОВІКОВ

О.О. АНДІЛАХАЙ

ХНЕУ, м. Харків, Україна

**АНАЛІТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ЕНЕРГОСМНОСТІ АБРАЗИВНОЇ
ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ЗАТОПЛЕНИМИ СТРУМЕНЯМИ**

Обґрунтовано можливості зменшення енергоємності при абразивній обробці деталей за-топленими струменями за рахунок зміни кутів входу й виходу зерна з контакту з оброблюваним матеріалом.

Ключові слова: абразивна обробка, процес стружкоутворення, сила різання, умовна напруга різання, якість обробки.

F.W. NOVIKOV

A.A. ANDILAHAY

HNEU, Kharkov, Ukraine

**ANALYTICAL STUDY OF ENERGY CONSUMPTION OF ABRASIVE
TREATMENT OF PARTS WITH SUBMERGED JET**

The possibility of reducing energy consumption in the abrasive machining of parts with flood-streams by changing the angle of entry and exit of the grains in contact with the treated material is proved.

Keywords: abrasive machining, the process of chip formation, cutting force, conditional on the vol-tage-cutting, quality of treatment.

УДК 621.923

В.В. ПОЛТАВЕЦ (канд. техн. наук, доц.) vvardon@mail.ru**П.Г. МАТЮХА** (д-р техн. наук, проф.) donntu-stanki@mail.ru**В.П. ЦОКУР** (канд. техн. наук, доц.)

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

В.Б. СТРЕЛКОВ (канд. техн. наук, ст. преп.)

Донецкий государственный университет управления, г. Донецк, Украина

ВЛИЯНИЕ ЯВЛЕНИЙ, СОПРОВОЖДАЮЩИХ ПРОЦЕСС АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАНИЯ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ, НА ВЫСОТНЫЕ ПАРАМЕТРЫ ШЕРОХОВАТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Предложена методика учета влияния наростообразования и хрупкого разрушения на результаты теоретических расчетов среднеарифметического отклонения профиля шлифованной поверхности, основывающихся на доминировании геометрического фактора и исследовано их влияние при различных способах плоского алмазного шлифования титановых и твердых сплавов.

Ключевые слова: алмазное шлифование, электроэрозионные воздействия, титановый сплав, твердый сплав, среднеарифметическое отклонение профиля.

Введение

Параметры шероховатости обработанной поверхности являются одними из важнейших показателей качества обработки, которые оказывают существенное влияние на эксплуатационные показатели деталей, и их прогнозирование желательно осуществлять на стадии разработки технологического процесса.

При шлифовании на параметры шероховатости оказывают влияние кинематика процесса, параметры рабочей поверхности шлифовального круга (РПК), физико-механические свойства обрабатываемой заготовки; в формировании микронеровностей шлифованной поверхности участвует геометрический фактор. Весомый вклад в формирование микронеровностей обработанной поверхности вносят также такие явления, сопровождающие процесс обработки, как пластическая деформация, вид разрушения, образование нароста. По этой причине параметры шероховатости обработанной поверхности в зависимости от условий шлифования описываются формулами в виде степенных зависимостей, полученными в результате обработки экспериментальных данных [1], либо табулируются [2].

Алмазное шлифование кругами на металлической связке, запрограммированными электроэрозионным способом, а также шлифование с электроэрозионными воздействиями на РПК практически исключают влияние связки на формирование высотных параметров шлифованной поверхности и позволяют рассчитывать параметры шероховатости обработанной поверхности в предположении о доминировании геометрического фактора при их формировании [3]. Методика расчета высотных параметров шероховатости экспериментально подтверждена при шлифовании ванадиевых сталей X12Ф4М и Р6М5Ф3 [4, 5].

Вместе с тем, при шлифовании твердых сплавов, у которых в результате неоднородности структуры и хрупкого разрушения образуется стружка надлома, а также при шлифовании титановых сплавов, механическая обработка которых сопровождается интенсивными адгезионными процессами, геометрия царапины на обработанной по-

верхности будет отличаться от геометрии режущей части зерна, в связи с чем пренебрегать влиянием этих явлений на параметры шероховатости нежелательно.

Цель работы – разработка методики учёта явлений хрупкого разрушения и образования нароста при расчете высотных параметров шероховатости обработанной поверхности при шлифовании твердых и титановых сплавов.

Основное содержание работы

В основу методики учёта влияния явлений, сопровождающих процесс шлифования, на высотные параметры шлифованной поверхности положим прием, который широко используется при составлении справочных таблиц для определения элементов режима и усилий резания [6]. Его суть заключается в том, что расчетные формулы и значения их составляющих приводятся для случая обработки материалов, принятых за эталон, инструментом из эталонного инструментального материала с эталонной геометрией режущей части. При этом все отличия условий конкретной решаемой задачи от эталонных условий обработки учитываются с помощью произведения соответствующих коэффициентов.

В контексте решаемой нами задачи, в качестве эталонного обрабатываемого материала примем ванадиевую быстрорежущую сталь Р6М5Ф3, при шлифовании которой вследствие её высокой твердости (HRC 64 - 66) расчёты высотных параметров шероховатости, основывающиеся на доминировании геометрического фактора в формировании микронеровностей профиля, получили экспериментальное подтверждение [4, 5]. В качестве эталонного инструмента примем алмазный шлифовальный круг, заправленный электроэрозионным способом, который исключает влияние связки на формирование параметров обработанной поверхности. В этом случае, например, среднеарифметическое отклонение профиля R_a при шлифовании титановых либо твердых сплавов может быть рассчитано по зависимостям

$$\begin{aligned}R_{a\text{ тит}} &= R_{a\text{ Р6М5Ф3}} \cdot K_{\text{тит}}; \\R_{a\text{ тс}} &= R_{a\text{ Р6М5Ф3}} \cdot K_{\text{тс}},\end{aligned}$$

где $R_{a\text{ тит}}$, $R_{a\text{ тс}}$ – среднеарифметическое отклонение профиля шлифованной поверхности заготовок из титанового сплава и твердого сплава;

$R_{a\text{ Р6М5Ф3}}$ – рассчитанное аналитически по методике, изложенной в работе [3], среднеарифметическое отклонение профиля шлифованной поверхности стали Р6М5Ф3;

$K_{\text{тит}}$, $K_{\text{тс}}$ – поправочные коэффициенты, учитывающие отличие параметра R_a при шлифовании соответственно титанового и твердого сплавов по сравнению с эталонным материалом.

Поправочные коэффициенты определяли экспериментально. Эксперименты проводили на плоскошлифовальных станках моделей ЗГ71 и ЗД711АФ11, модернизированных для электроэрозионной правки и шлифования с электроэрозионными воздействиями на РПК. Для обработки использовали алмазные круги на металлической связке М2-01 100%-ной концентрации из алмазов АС 6 различной зернистости. Источник технологического тока – блок электропитания модели ИТТ-35, рабочая среда – 0,3%-ный водный раствор кальцинированной соды. Шлифовали образцы из эталонного материала Р6М5Ф3, титанового сплава ВТ14 (НВ 330-380), твердых сплавов ВК15, ВК8, ВК 6.

Влияние способа шлифования, времени обработки и зернистости алмазов на величину поправочного коэффициента, учитывающего отличие параметра R_a при алмазном шлифовании титанового сплава ВТ 14 от параметра R_a при шлифовании стали

Р6М5Ф3, исследовали на станке 3Г71 при обработке кругами, заправленными электроэрозионным способом на электроде из меди М1 длиной 30 мм на режимах: скорость круга $V_k = 35$ м/с, поперечная подача $S_n = 0,72$ мм/мин, глубина резания $t_\phi = 0,002-0,005$ мм, напряжение холостого хода $U_{xx} = 60$ В, величина среднего тока $I_{cp} = 8-10$ А, величина среднего напряжения $U_{cp} = 3,5$ В. Шлифование образцов в течение исследованных периодов времени с целью формирования параметров РПК осуществляли на механических режимах: $V_k = 35$ м/с; $V_{ст} = 6$ м/мин; $t_\phi = 0,015$ мм; $S_n = 1,5$ мм/ход. Исследовали параметры шероховатости при трёх способах шлифования. В первом способе шлифования обработку вели кругом, заправленным электроэрозионным способом, во втором – алмазное шлифование совмещалось с электроэрозионными воздействиями на РПК в зоне резания; в третьем – с электроэрозионным воздействием в автономной зоне.

В процессе экспериментов величину параметра R_a измеряли профилометром модели 283 после врезного шлифования образцов на режимах: $V_k = 35$ м/с, $t_\phi = 0,015$ мм, $V_{ст} = 6$ м/мин. Среднюю величину параметра рассчитывали по шести измерениям (95%-ный доверительный интервал составил $\pm 0,018$ мкм) после правки, 15, 30, 45, 60 мин обработки. Данные экспериментов приведены в табл. 1, 2, 3 (в скобках приведены средние значения поправочных коэффициентов за период 15-60 мин обработки).

Таблица 1. Влияние зернистости алмазов и времени алмазного шлифования при обработке кругом, заправленным электроэрозионным способом, на величину поправочного коэффициента K_{mum}

Шлифовальный круг	Состояние РПК после	Параметр R_a , мкм		Поправочный коэффициент $K_{mum} = \frac{R_a \text{ ВТ14}}{R_a \text{ Р6М5Ф3}}$
		ВТ14	Р6М5Ф3	
АС6 250/200-М2-01-4	правки	3,13	1,75	1,79
	15 мин	2,77	0,80	3,46
	30 мин	2,59	0,80	3,23 (3,43)
	45 мин	2,59	0,75	3,45
	60 мин	2,50	0,70	3,57
АС6 160/125-М2-01-4	правки	2,10	1,75	1,20
	15 мин	1,12	0,60	1,86
	30 мин	1,13	0,45	2,51 (2,38)
	45 мин	1,75	0,60	2,91
	60 мин	1,80	0,80	2,25
АС6 100/80-М2-01-4	правки	1,60	1,75	0,91
	15 мин	1,40	0,40	3,50
	30 мин	1,13	0,35	3,23 (3,76)
	45 мин	1,13	0,30	3,77
	60 мин	1,14	0,25	4,56

Как видно из данных табл. 1, на значение поправочного коэффициента оказывает влияние состояние РПК, определяемое временем шлифования, и зернистость алмазов. Наименьшее среднее значение поправочного коэффициента наблюдается после правки ($K_{mum} = 1,27$), что говорит о влиянии на высотный параметр шероховатости только пластических деформаций. В период шлифования 15-60 мин кроме пластиче-

ских деформаций на параметры шероховатости при обработке сплава ВТ 14 начинает влиять нарост, который образуется на вершинах алмазных зёрен. В этот период коэффициент K_{mut} принимает средние значения 3,43 для зернистости 250/200; 2,38 для зернистости 160/125 и 3,76 для зернистости 100/80.

Таблица 2. Влияние зернистости алмазов и времени алмазного шлифования с электроэрозионными воздействиями на РПК в зоне резания на величину поправочного коэффициента K_{mut}

Шлифовальный круг	Электрические режимы	Состояние РПК после	Параметр R_a , мкм		Поправочный коэффициент $K_{mut} = \frac{R_a \text{ ВТ14}}{R_a \text{ Р6М5Ф3}}$
			ВТ14	Р6М5Ф3	
АС6 250/200-М2-01-4	$I_{cp} = 2,5 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,5 \text{ В}$	правки	3,30	1,75	1,88
		15 мин	1,75	0,50	3,50
		30 мин	1,50	0,40	3,75 (4,35)
		45 мин	1,55	0,30	5,16
		60 мин	1,50	0,30	5,00
АС6 160/125-М2-01-4	$I_{cp} = 4-6 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,6-2,8 \text{ В}$	правки	2,10	2,00	1,05
		15 мин	0,90	0,80	1,12
		30 мин	0,75	0,50	1,50 (1,51)
		45 мин	0,55	0,35	1,57
		60 мин	0,75	0,40	1,87
АС6 100/80-М2-01-4	$I_{cp} = 5-7 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,1-2,2 \text{ В}$	правки	1,65	2,45	0,67
		15 мин	0,75	0,70	1,07
		30 мин	0,75	0,50	1,50 (1,73)
		45 мин	0,70	0,45	1,55
		60 мин	0,70	0,25	2,80

При шлифовании с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК в зоне резания (см. табл. 2) среднее значение поправочного коэффициента в период шлифования 15-60 мин по сравнению с алмазным шлифованием (см. табл. 1) для зернистостей 160/125 и 100/80, соответственно, меньше в 1,57 и 2,17 раза за счет очистки зерен от нароста электрическими разрядами. При этом эффективность очистки выше на зернах меньшего размера. При шлифовании кругом зернистостью 250/200 электрические разряды не только не разрушают нарост, а способствуют его интенсификации в результате появления в зоне резания дополнительного теплового источника, что, как известно, способствует активизации адгезионных явлений [7]. Как результат, среднее значение коэффициента K_{mut} за период 15-60 мин при шлифовании с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК для этой зернистости превышает его значение по сравнению со шлифованием без электроэрозионных воздействий на РПК в 1,3 раза.

При шлифовании с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК в автономной зоне тепловой источник, создаваемый электрическими разрядами, вынесен из зоны обработки. Кроме того, энергия воздействий, которая может быть реализована при одинаковом напряжении холостого хода, по сравнению с энергией электроэрозионных воздействий в зоне резания, меньше.

По этой причине среднее значение коэффициента K_{mut} при шлифовании с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК в автономной зоне для зернистостей 160/125 и 100/80 превышает значение коэффициента K_{mut} при шлифовании с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК в зоне резания в 1,51 и 1,65 раза (см. табл. 3). При шлифовании кругом зернистостью 250/200 среднее значение K_{mut} по сравнению со шлифованием с одновременным электроэрозионным воздействием на РПК в зоне резания меньше в 1,17 раза.

Таблица 3. Влияние зернистости алмазов и времени шлифования с электроэрозионными воздействиями на РПК в автономной зоне на величину поправочного коэффициента K_{mut}

Шлифовальный круг	Электрические режимы	Состояние РПК после	Параметр R_a , мкм		Поправочный коэффициент $K_{mut} = \frac{R_a \text{ ВТ14}}{R_a \text{ Р6М5Ф3}}$
			ВТ14	Р6М5Ф3	
АС6 250/200-М2-01-4	$I_{cp} = 1,1 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,4 \text{ В}$	правки	3,20	2,00	1,60
		15 мин	2,75	0,50	5,50
		30 мин	2,75	0,65	4,23 (3,72)
		45 мин	1,90	0,65	2,92
		60 мин	1,70	0,75	2,26
АС6 160/125-М2-01-4	$I_{cp} = 2,0-2,5 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,6-2,7 \text{ В}$	правки	2,10	2,00	1,05
		15 мин	1,30	0,75	1,73
		30 мин	1,30	0,70	1,85 (2,29)
		45 мин	1,40	0,50	2,80
		60 мин	1,40	0,50	2,80
АС6 100/80-М2-01-4	$I_{cp} = 3 \text{ А};$ $U_{cp} = 2,4 \text{ В}$	правки	1,70	2,25	0,75
		15 мин	1,35	0,70	1,93
		30 мин	1,10	0,45	2,44 (2,85)
		45 мин	1,10	0,45	2,44
		60 мин	1,15	0,25	4,60

По сравнению со шлифованием без электроэрозионных воздействий кругами зернистостью 160/125 и 100/80 шлифование с электроэрозионными воздействиями на РПК в автономной зоне обеспечивает уменьшение коэффициента K_{mut} , что говорит об уменьшении нароста на зернах электрическими разрядами. При шлифовании кругом зернистостью 250/200 влияние электрических разрядов на величину нароста практически отсутствует.

Влияние скорости стола на величину поправочного коэффициента K_{mc} , учитывающего отличие параметра R_a при алмазном шлифовании твердых сплавов относительно параметра R_a при шлифовании стали Р6М5Ф3, исследовали на станке 3Д711АФ11.

Обработку образцов вели алмазным кругом 1А1 250×76×15×5 АС6 100/80-4-М2-01. Условия подготовки круга к работе и проведения экспериментов были такими же, как и при шлифовании титанового сплава ВТ14.

Параметр шероховатости R_a исследовали на образцах из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов ВК6, ВК8, ВК15, обработанных врезным шлифованием на

следующих режимах: $V_{кр} = 35$ м/с, $t = 0,015$ мм, $V_{ст} = 3, 6, 9$ и 12 м/мин. Для стабилизации рельефа рабочей поверхности круга (РПК) перед обработкой экспериментальных образцов производилась приработка рабочей поверхности на твердом сплаве ВК6 в течение 15 мин.

Крепление образцов из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов осуществлялось в струбине, которая закреплялась на магнитной плите стола (рис. 1).

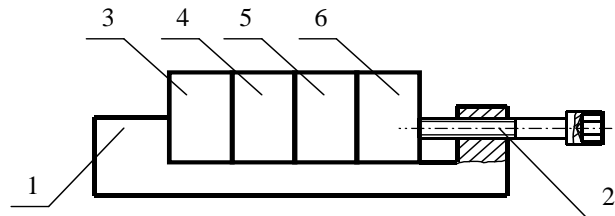


Рис. 1. Схема закрепления образцов из быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов на столе плоскошлифовального станка
1 – струбина; 2 – крепежный винт; 3 – образец из стали Р6М5Ф3;
4, 5, 6 – образцы из твердых сплавов соответственно ВК15, ВК8, ВК6

Среднеарифметическая высота неровностей обработанной поверхности стали Р6М5Ф3 после шлифования рельефом рабочей поверхности круга, сформированным электроэрозионным способом, составила $R_{aP6M5Ф3} = 1,90 \pm 0,029$ мкм, а при шлифовании сплава ВК6 - $R_a = 2,73 \pm 0,057$ мкм; величина поправочного коэффициента $K_{mc} = 1,43$.

Влияние скорости стола на параметр шероховатости R_a при обработке различных материалов показано на рис. 2.

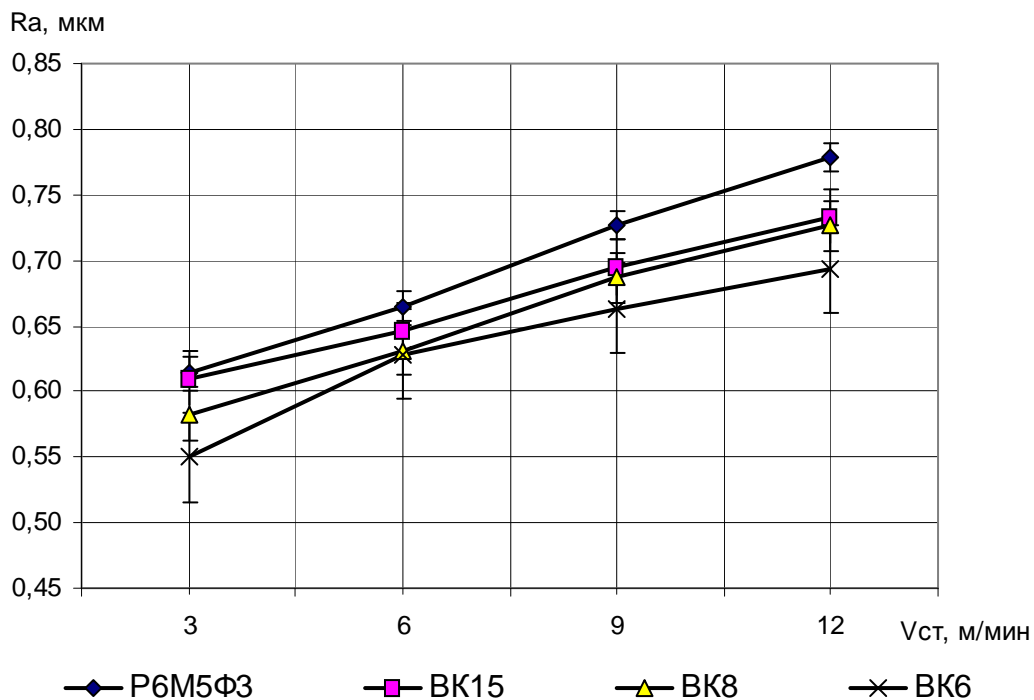


Рис. 2. Влияние скорости стола плоскошлифовального станка на шероховатость обработанной поверхности образцов из твердых сплавов различных марок

Используя данные рис. 2, по средним значениям параметров шероховатости, сформированных при обработке быстрорежущей стали Р6М5Ф3 и твердых сплавов, были определены значения коэффициентов K_{mc} (табл. 4).

Таблица 4. Значения коэффициента K_{mc} , отражающего соотношение параметров шероховатостей, сформированных при обработке твердых сплавов группы ВК и быстрорежущей стали Р6М5Ф3

Обрабатываемые материалы		Значения коэффициента K_{mc} при скорости продольного хода стола V_d , м/мин				
		3	6	9	12	$K_{mc\text{ ср}}$
Р6М5Ф3	ВК6	0,894	0,945	0,913	0,891	0,91
	ВК8	0,946	0,950	0,945	0,934	0,94
	ВК15	0,992	0,972	0,956	0,942	0,97

Как следует из таблицы 4, значения коэффициента K_{mc} при шлифовании с различной скоростью стола находятся в пределах 0,91-0,97 и возрастают по мере увеличения содержания кобальта в составе твердого сплава, приближаясь к единице. При шлифовании кругом, рельеф которого сформирован электроэрозионной правкой, значение $K_{mc} = 1,43$ объясняется неоднородностью структуры твердых сплавов, влияние которой проявляется сильнее на более высоких значениях параметра шероховатости R_a .

Выводы

1. На величину поправочного коэффициента K_{mult} оказывает влияние способ шлифования, время обработки и зернистость алмазов. Наибольшие значения поправочный коэффициент принимает при шлифовании с электроэрозионными воздействиями на РПК в зоне резания кругом зернистостью 250/200, наименьшие – при этом же способе шлифования кругами зернистостью 160/125 и 100/80.

2. Значения коэффициента K_{mc} при шлифовании со скоростью стола 3-12 м/мин находятся в пределах 0,91÷0,97 и возрастают по мере увеличения содержания кобальта в составе твердого сплава, приближаясь к единице.

Список литературы

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / под ред. А.Н. Резникова. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Справочник по алмазной обработке металлорежущего инструмента / Бакуль В.Н., Захаренко И.П., Кункин Я.А., Мильштейн М.З.; под общей редакцией В.Н. Бакуля. – К.: Техніка, 1971. – 298 с.
3. Матюха П.Г. Расчет параметров шероховатости шлифованной поверхности / П.Г. Матюха, Л.К. Терехова // Известия вузов. Сер. Машиностроение. – 1982 – Вып. 10. – С. 101-105.
4. Матюха П.Г. Научные основы стабилизации выходных показателей алмазного шлифования с помощью управляющих воздействий на рабочую поверхность круга: автореф. дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.03.01 / Петр Григорьевич Матюха; Харьк. госуд. политехн. ун-т. – Х., 1996. – 48 с.
5. Азарова Н.В. Забезпечення параметрів шорсткості шліфованої поверхні з урахуванням радіальних коливань шліфувального круга: автореф. дис. ... канд. техн. наук: спец. 05.03.01 / Наталя Викторовна Азарова; Дон. нац. техн. ун-т. – Донецк, 2010. – 20 с.

6. Справочник технолога-машиностроителя: в 2-х т. / под ред. А.Г. Косиловой и Р.К. Мещерякова. – М.: Машиностроение, 1985. – Т. 2. – 496 с.

7. Повышение эффективности процессов шлифования титановых сплавов инструментами из высокотвердых материалов / В.Г. Саськов, Г.И. Саютин, И.В. Есаулов и др. // Алмазы и сверхтвердые материалы. – 1980. – № 1. – С. 12-13.

Рецензент: Молчанов О.Д.

Надійшла до редколегії 20.02.2012

В.В. ПОЛТАВЕЦЬ

П.Г. МАТЮХА

В.П. ЦОКУР

Донецький національний технічний університет

В.Б. СТРЕЛКОВ

Донецький державний університет управління

**ВПЛИВ ЯВИЩ, ЯКІ СУПРОВОДЖУЮТЬ ПРОЦЕС АЛМАЗНОГО
ШЛІФУВАННЯ ВАЖКООБРОБЛЮВАНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ВИСОТНІ
ПАРАМЕТРИ ШОРСТКОСТІ ОБРОБЛЕНОЇ ПОВЕРХНІ**

Запропонована методика врахування впливу наростуотворення та крихкого руйнування на результати теоретичних розрахунків середньоарифметичного відхилення профілю шліфованої поверхні, які ґрунтуються на домінуванні геометричного фактора та дослідженні їх впливу при різних способах плоского алмазного шліфування титанових та твердих сплавів.

Ключові слова: алмазне шліфування, електроерозійні дії, титановий сплав, твердий сплав, середньоарифметичне відхилення профілю.

V.V. POLTAVETS

P.G. MATIUKHA

V.P. TSOKUR

Donetsk National Technical University

V.B. STRELKOV

Donetsk State University of Management

**INFLUENCE OF THE PHENOMENA ACCOMPANYING PROCESS
OF DIAMOND GRINDING OF HARD-TO-CUT MATERIALS
ON SURFACE ROUGHNESS PARAMETERS OF MACHINED SURFACE**

Technique of allowance for influence of edge buildup and brittle destruction on the results of theoretical calculations of arithmetical average deviation from mean line of surface being grinded, that are based on prevailing of geometrical factor, is offered. Their influence at different methods of flat diamond grinding of titanium alloys and hard alloys is investigated.

Keywords: diamond grinding, spark-erosion actions, titanium alloy, hard alloy, arithmetical average deviation from mean line of surface.

УДК 621.91.01:621.895

Е.В. СИДОРОВА (асп.) sydorova@gmail.com

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ОБОСНОВАНИЕ ВЫБОРА СОТС ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ МИНИМАЛЬНОГО ИЗНОСА РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Проблемы обработки аустенитной нержавеющей стали 12Х18Н10Т обуславливают необходимость снижения износа режущего инструмента. Применение СОТС на основе выбора определённого сочетания охлаждающих и смазывающих свойств для заданных условий процесса резания позволяет значительно снизить износ инструмента и избежать случаев, когда СОТС повышает износ инструмента. Таким образом, был снижен износ режущей пластины по задней поверхности в 6 раз.

Ключевые слова: обработка резанием, сталь 12Х18Н10Т, СОТС, износ инструмента.

Введение

Интенсивный износ режущего инструмента при обработке аустенитных нержавеющей сталей является основной причиной низкой производительности процесса резания. Одним из распространённых способов повышения стойкости инструмента является использование смазочно-охлаждающих технологических средств (СОТС). Однако, та или иная технология применения СОТС может быть эффективной, неэффективной или иметь отрицательный эффект в зависимости от условий процесса резания (режимов резания, обрабатываемого и инструментального материалов). Проблема выбора СОТС является актуальной проблемой и во многом раскрывается в таких работах, как [1-2] и др. Основными свойствами СОТС являются охлаждающее и смазывающее. Выбор СОТС с тем или иным сочетанием смазывающих и охлаждающих свойств должен, прежде всего, зависеть от условий обработки, как это представлено в работе [3]. Их сочетание во многом определяет влияние СОТС на износ инструмента. Поэтому для экспериментальных исследований были выбраны СОТС с различным сочетанием смазывающих и охлаждающих свойств.

Целью данной работы является обоснование выбора технологии применения СОТС, обеспечивающей минимальный износ режущего инструмента при обработке нержавеющей стали 12Х18Н10Т твёрдосплавным инструментом с покрытием TiN. Для этого необходимо решить следующие задачи:

- 1) определить свойства СОТС, обеспечивающие минимальный износ режущей пластины с подачей СОТС на переднюю поверхность инструмента;
- 2) определить свойства СОТС, обеспечивающие минимальный износ режущей пластины с подачей СОТС на заднюю поверхность инструмента;
- 3) определить свойства СОТС, обеспечивающие минимальный износ режущей пластины с комбинированной подачей СОТС на переднюю и заднюю поверхности инструмента;
- 4) определить свойства и способы подачи СОТС, обеспечивающие минимальный износ режущей пластины.

Основное содержание работы

Продольное точение аустенитной нержавеющей стали 12Х18Н10Т выполнялась на токарном металлорежущем станке с ЧПУ модели 16К20Ф3 при следующих параметрах режима обработки: скорость резания 125 м/мин, подача 0,3 мм/об, глубина резания 1 мм.

Материал режущей пластины – твёрдый сплав Т15К6 с покрытием TiN. Вакуумное ионно-плазменное покрытие TiN было нанесено с помощью установки ННВ 6.6-И1 согласно следующей технологии: в камере пластины прогрели до 550°С в течение 15 минут, для этого обеспечивалось напряжение 1300 В, в течение 3 минут под напряжением 170 В провели ионное очищения поверхности подложки путем интенсивной бомбардировки ускоренными ионами распыленного вещества, которое создает условия для высокой адгезии покрытия к подложке, 3 минуты подложка прогревалась, для этого обеспечивалось напряжение 170 В, затем 2,5 минуты наносили 12-ти слойное TiN-покрытие толщиной 5 мкм посредством плазменного потока металла под фокусом 0,8 А, который образуется с помощью вакуумной дуги с холодным катодом ВТ – 1.0 и напряжения 220 В.

Геометрия режущей пластины: передний угол $\gamma=0^\circ$; задний угол $\alpha=30^\circ$; главный угол в плане $\varphi=45^\circ$.

Изучаемые СОТС [4-8] представлены в таблице 1.

Таблица 1. Характеристики СОТС

СОТС	плотность, кг/м ³	вязкость при 40°С, мм ² /с
5%-ный синтетический раствор «Унизор-М» на базе водорастворимых олигомеров, ПАВ, функциональных присадок с включением ингибиторов коррозии и биоцидов	1076	82
5%-ная эмульсия «Ферробетол-М» на базе растительных и минеральных масел, ПАВ и антифрикционных присадок	906	106
5%-ная полусинтетическая микроэмульсия «ЭкоЭМ-1» на базе растительных и минеральных масел, ПАВ и антифрикционных присадок	950	82
5%-ная эмульсия «STARCUT E9» на базе минеральных масел и присадок высокого давления	967	98
5%-ная полусинтетическая микроэмульсия «SAFECUT M120» на базе минеральных масел, функциональных присадок с включением ингибиторов коррозии и биоцидов	1038	64

Средство «Унизор-М» является синтетическим раствором, поэтому сочетает в себе, по отношению к другим рассматриваемым СОТС, высокие охлаждающие и низкие смазывающие свойства. Средство «Ферробетол-М» является эмульсией по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками, поэтому обладает высокими смазывающими свойствами, но низкими охлаждающими. Средство «ЭкоЭМ-1» является полусинтетической микроэмульсией по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками, поэтому обладает высокими смазочными свойствами и средними охлаждающими. Средство «STARCUT E9» является эмульсией и обладает средними смазочными и низкими охлаждающими свойствами. Средство «SAFECUT M120» является полусин-

тетической микроэмульсией, поэтому включает в себя средние охлаждающие и смазочные свойства.

Подача СОТС осуществлялась посредством насосов ПА-22 (мощность 120 Вт, расход 22 л/мин) по схемам «СОТС 1» (подача на переднюю поверхность инструмента), «СОТС 2» (подача на заднюю поверхность инструмента), а также по комбинированной схеме «СОТС 1» и «СОТС 2» (подача на переднюю и задние поверхности инструмента). Установка для подачи СОТС представлена на рисунке 1.



Рис. 1. Установка для подачи СОТС

Износ по передней поверхности оценивался по произведению максимальных длины и ширины износа $S=L_{\max} \cdot B_{\max}$ и глубине кратерного износа (рис. 2). Глубина кратерного износа оценивалась относительно самой неизношенной пластины по результатам визуального сравнения состояния пластины. Износ режущей пластины по задней поверхности согласно ISO 3685 [9] оценивался по среднему значению длины регулярного износа VB_B , характеризующегося малым отклонением от среднего значения износа, и по максимальной длине износа $VB_{B \max}$ для нерегулярного износа, связанного со значительными отклонениями от среднего значения износа (рис. 2).

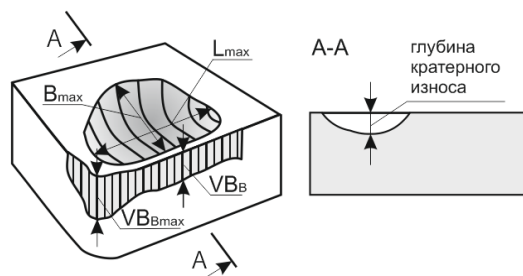


Рис. 2. Измерение износа режущей пластины

Величину износа определяли посредством микрографий передней и задней поверхностей режущей пластины, выполненных на установке, включающей в себя микроскоп Neophot 2, цифровую камеру Webbers Myscore и персональный компьютер с соответствующим программным обеспечением.

Для определения рационального состава и способа подачи СОТС использовалась относительная оценка износа пластины, где минимальное значение балла соответствовало минимальному износу, а максимальное – максимальному износу. Баллы по всем параметрам оценки суммировали и получали общий балл. СОТС, обеспечиваю-

щие минимальный износ, с подачей по схемам СОТС 1 и СОТС 2 использовались в условиях комбинированной подачи, и были оценены по той же методике. После проведения всех серий опытов, относительную оценку применили ко всей серии опытов с целью определения состава и подачи СОТС, обеспечивающих минимальный износ инструмента. Составы и способы подачи СОТС, используемые в данной серии опытов, представлены в таблице 2.

Таблица 2. Исследуемые технологии применения СОТС

№ опыта	схема подачи «СОТС 1»	схема подачи «СОТС 2»
1	-	-
2	Унизор-М	-
3	Ферробетол-М	-
4	ЭкоЭМ-1	-
5	STARCUT E9	-
6	SAFECUT M120	-
7	-	Унизор-М
8	-	Ферробетол-М
9	-	ЭкоЭМ-1
10	-	STARCUT E9
11	-	SAFECUT M120
12	Ферробетол-М	SAFECUT M120
13	Ферробетол-М	ЭкоЭМ-1
14	SAFECUT M120	ЭкоЭМ-1
15	SAFECUT M120	SAFECUT M120

Микрографии износа режущей пластины для всей серии опытов представлены в таблице 3.

Результаты величин износа режущих пластин для всей серии опытов (см. табл. 2) представлены в таблице 4.

Минимальный износ режущей пластины при подаче по схеме «СОТС 1» достигается с использованием средств «SAFECUT M120» и «Ферробетол-М». Максимальный износ режущей пластины наблюдался при использовании средств «Унизор-М» и «STARCUT E9». Из этого можно заключить, что при данном способе подачи, эффективными являются сочетание высоких смазывающих свойств и низких охлаждающих или средних охлаждающих и смазывающих, которые обеспечиваются соответственно эмульсиями по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками или полусинтетическими микроэмульсиями. Использование средства «Унизор-М» повлекло за собой отрицательный эффект – износ пластины был больше по отношению к износу при обработке без СОТС. Это объясняется высокими охлаждающими свойствами данного СОТС, которые при воздействии на зону разделения материала, снижают температуру резания, следствием чего является снижение пластичности материала и возрастание нагрузки на режущую пластину. Таким образом, не рекомендовано использование синтетических растворов по схеме «СОТС 1». Высокий износ режущей пластины при использовании средства «STARCUT E9» объясняется недостаточным уровнем смазывающих и охлаждающих свойств данного СОТС. Использование «SAFECUT M120» по отношению к средству «Унизор-М» позволило снизить площадь кратерного износа в 1,5 раза, износ по задней поверхности инструмента в 2 раза.

Таблица 3. Микрографии износа режущей пластины (увеличение x50, шкала 1 мм)

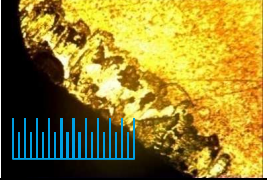
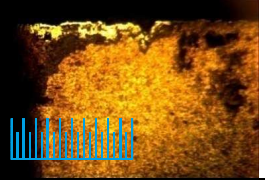
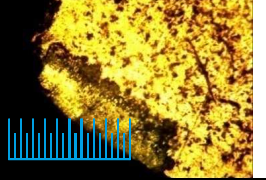
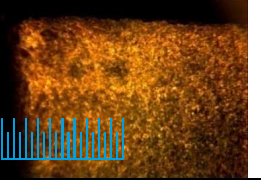
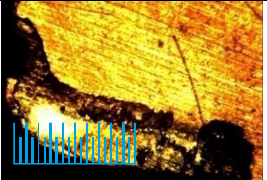
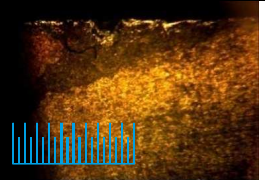
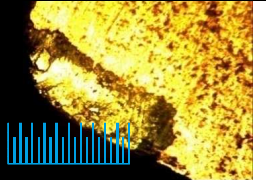
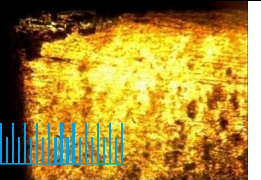
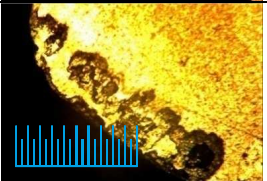
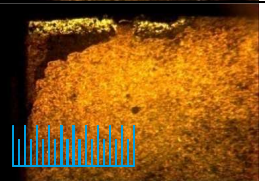
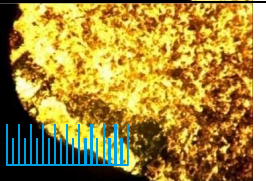
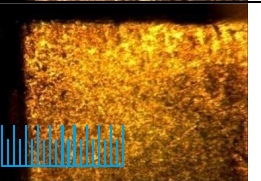
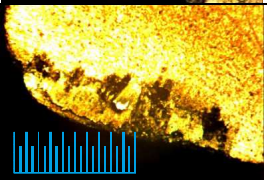
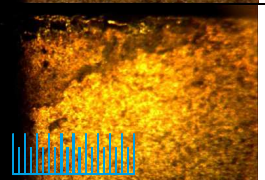
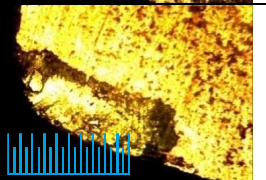

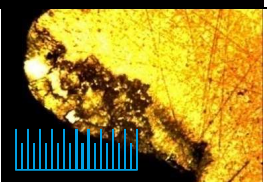
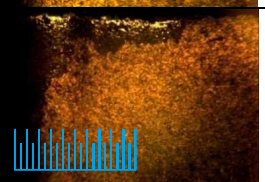
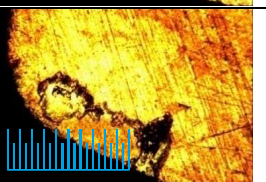

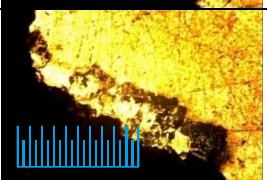
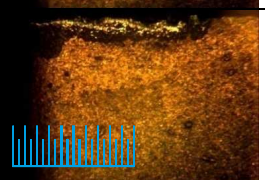
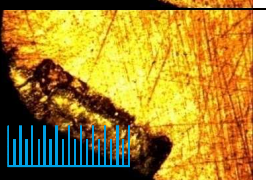
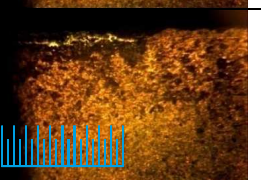
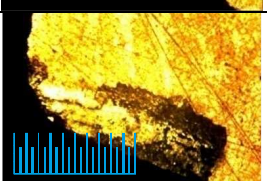
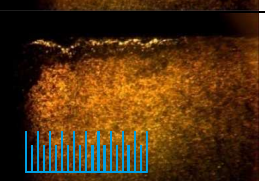
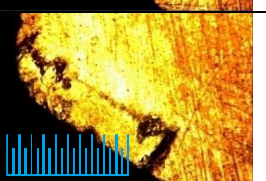
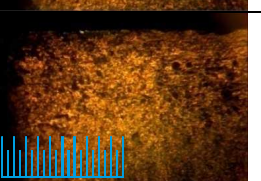
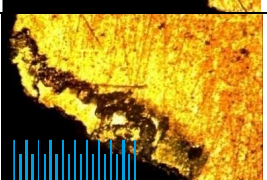
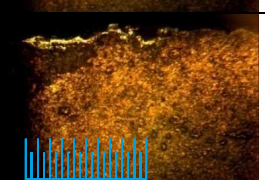
№ опыта	износ по передней поверхности	износ по задней поверхности	№ опыта	износ по передней поверхности	износ по задней поверхности
1			9		
2			10		
3			11		
4			12		
5			13		
6			14		
7			15		
8					

Таблица 4. Износ режущих пластин

№ опыта	износ по передней поверхности			износ по задней поверхности				общее количество баллов	общая относительная оценка, в баллах
	S, мм ²	относительная оценка площади износа, в баллах	визуальная относительная оценка глубины кратерного износа, в баллах	VB _B , мм	относительная оценка средней величины износа, в баллах	VB _{B max} , мм	относительная оценка максимальной величины износа, в баллах		
1	2,025	15	9	0,24	9	0,923	11	44	13
подача по схеме «COTC 1»									
2	1,96	14	15	0,49	14	0,947	12	55	15
3	1,52	9	11	0,227	8	1,01	13	41	10
4	1,76	11	3	0,52	15	1,16	14	43	12
5	1,91	13	12	0,31	12	1,223	15	52	14
6	1,37	8	7	0,22	6	0,413	4	25	5
подача по схеме «COTC 2»									
7	1,909	12	8	0,22	7	0,56	8	35	8
8	1,606	10	10	0,383	13	0,663	9	42	11
9	1,049	5	6	0,08	2	0,29	2	15	3
10	1,282	7	14	0,273	10	0,53	6	37	9
11	0,903	3	1	0,043	1	0,16	1	6	1
подача по схемам «COTC 1» и «COTC 2»									
12	1,258	6	13	0,097	3	0,5	5	27	6
13	0,791	1	4	0,147	5	0,687	10	20	4
14	0,928	4	5	0,29	11	0,54	7	27	7
15	0,832	2	2	0,113	4	0,313	3	11	2

Минимальный износ режущей пластины при подаче по схеме «COTC 2» достигается с использованием средств «SAFECUT M120» и «ЭкоЭМ-1». Максимальный износ режущей пластины наблюдался при использовании средств «Ферробетол-М» и «STARCUT E9». Из этого можно заключить, что при данном способе подачи, эффективными являются сочетание средних охлаждающих и смазывающих свойств или высоких смазывающих свойств и средних охлаждающих, которые обеспечиваются соответственно полусинтетическими микроэмульсиями или полусинтетическими микроэмульсиями по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками. Высокий износ режущей пластины при использовании средств «Ферробетол-М» и «STARCUT E9» объясняется недостаточным уровнем охлаждающих свойств данных COTC. Использование средства «SAFECUT M120» по отношению к средству «Ферробетол-М» позволило снизить площадь кратерного износа в 2 раза, регулярный износ по задней поверхности инструмента в 9 раз, а нерегулярный – в 4 раза.

Различная степень износа режущей пластины при подаче средства «Ферробетол-М» по схемам «COTC 1» и «COTC 2» объясняются особенностями физико-

механического нагружения режущей пластины на передней и задней поверхности при обработке аустенитной нержавеющей стали 12X18H10T. Различные сочетания охлаждающих и смазывающих свойств СОТС при подаче на переднюю или заднюю поверхности инструмента могут провоцировать как снижение нагрузки на инструмент, так и возрастание.

Минимальный износ режущей пластины при подаче по схемам «СОТС 1» и «СОТС 2» достигается с использованием соответственно средств «SAFECUT M120» и «SAFECUT M120». Максимальный износ режущей пластины наблюдался при использовании средств «SAFECUT M120» (СОТС 1) и «ЭкоЭМ-1» (СОТС 2). Использование средств «SAFECUT M120» (СОТС 1) и «SAFECUT M120» (СОТС 2) по отношению к средствам «SAFECUT M120» (СОТС 1) и «ЭкоЭМ-1» позволило снизить регулярный износ по задней поверхности инструмента в 2,5 раза, а нерегулярный – в 1,5 раз.

Исходя из представленных результатов, можно заключить, что наиболее рациональной является подача по схеме «СОТС 2». Подача по схеме «СОТС 2» средства «SAFECUT M120» обеспечивает минимальный износ режущей пластины и, по отношению к подаче по схеме «СОТС 1» средства «Унизор-М», которое провоцирует максимальный износ, позволяет снизить площадь кратерного износа в 2 раза, регулярный износ по задней поверхности инструмента в 11 раз, а нерегулярный – в 6 раз.

Выводы

Экспериментально было доказано, что различное сочетание смазывающих и охлаждающих свойств СОТС, воздействующих на переднюю или заднюю поверхности инструмента, непосредственно влияет на степень износа режущей пластины.

При обработке аустенитной нержавеющей стали 12X18H10T при подаче на переднюю поверхность максимально снижают износ режущих пластин эмульсии по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками или полусинтетические микроэмульсии, а на заднюю поверхность - полусинтетические микроэмульсии или полусинтетические микроэмульсии по типу «масло в воде» с антифрикционными присадками. Таким образом, подача средства «SAFECUT M120» на заднюю поверхность обеспечивает минимальный износ режущей пластины и, по отношению к подаче средства «Унизор-М» на переднюю поверхность, которая провоцирует максимальный износ, позволяет снизить износ по задней поверхности в 6 раз.

Список литературы

1. Смазочно-охлаждающие технологические средства для обработки металлов резанием: справочник / [Энтелис С.Г., Берлинер Э.М., Годлевский В.А. и др.]; под ред. С.Г. Энтелиса, Э.М. Берлинера. — [2-е изд.]. — М. : Машиностроение, 1995. — 496 с. : ил.. — Библиогр. в конце гл.

2. Смазочно-охлаждающие технологические средства и их применение при обработке резанием: справочник / [Л.В. Худобин, А.П. Бабичев, Е.М. Булыжев и др.]; под ред. Л.В. Худобин. — М.: Машиностроение, 2006. – 544 с. — Библиогр.: в конце гл.

3. Калафатова, Л.П. Влияние состава смазочно-охлаждающих технологических сред на тепловые и силовые характеристики процесса шлифования ситаллов [Электронный ресурс] / Л.П. Калафатова, С.А. Поезд // Національна бібліотека України імені Вернадського.

–

Режим

доступа:

http://www.nbu.gov.ua/portal/natural/Npdntu_mim/2008/rozdil1/kalafatova_poezd.pdf

(06.01.2012).

4. Приготовление и применение рабочей смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) из концентрата СОЖ – «УНИЗОР-М»: технологическая инструкция / ООО «БАРКОР». — К., 2005. — 5 с.
5. Приготовление и применение рабочей эмульсии (смазочно-охлаждающей жидкости) из концентрата эмульсола «ФЕРРОБЕТОЛ-М» / ООО «БАРКОР». — К., 2005. — 6 с.
6. Приготовление и применение рабочей эмульсии из концентрата смазочно-охлаждающей жидкости «ЭкоЭМ-1-1» / ООО «БАРКОР». — К., 2008. — 6 с.
7. SAFECUT M120: Биостабильная полусинтетическая жидкость для обработки металлов / Unil Lubricants. — 2 с.
8. STARCUT E9: Водорастворимая СОЖ для металлообработки / Unil Lubricants. — 2 с.
9. ISO 3685. Essais de durée de vie des outils de tournage à partie active unique. Décembre 1993. - AFNOR, 1993.- 55 p.

Рецензент: Калафатова Л. П.
23.01.12

Надійшла до редколегії:

О.В. СИДОРОВА

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

ОБҐРУНТУВАННЯ ВИБОРУ МОТЗ ДЛЯ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ МІНІМАЛЬНОГО ЗНОСУ РІЖУЧОГО ІНСТРУМЕНТА

Проблеми обробки аустенітної нержавіючої сталі 12Х18Н10Т обумовлюють необхідність зниження зносу різального інструменту. Застосування МОТЗ на основі вибору певного поєднання охолоджуючих і змащувальних властивостей для заданих умов процесу різання дозволяє значно знизити знос інструменту та уникнути випадків, коли МОТЗ підвищує знос інструменту. Таким чином, був знижений знос ріжучої пластини по задній поверхні в 6 разів.

Ключові слова: обробка різанням, сталь 12Х18Н10Т, МОТЗ, знос інструменту.

E.V SYDOROVA

Donetsk National Technical University, Donetsk, Ukraine

RATIONALE FOR THE CHOICE OF CUTTING FLUIDS TO PROVIDE MINIMUM CUTTING TOOL WEAR

The problems of cutting of austenitic stainless steel 12Kh18N10T necessitate a decrease of wear of cutting tools. The use of cutting fluid on the basis of selecting a particular combination of cooling and lubricating properties for the given conditions of the cutting process can significantly reduce tool wear and to avoid cases where the lubricating-cooling technological means increased tool wear.

Keywords: cutting, steel 12Kh18N10T, cutting fluid, tool wear.

УДК 621.923

Ю.О. СТРЕЛЯНАЯ (ассист.) tm@sevntu.com.ua**С.М. БРАТАН** (д-р техн. наук, проф.) tm@sevntu.com.ua**Д.Е. СИДОРОВ** (канд. техн. наук, доц.) tm@sevntu.com.ua

Севастопольский национальный технический университет, г. Севастополь, Украина

ВЗАИМОСВЯЗЬ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СИСТЕМЕ ПРИ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКЕ

Рассмотрено установление взаимосвязей режимов обработки с текущими параметрами зоны контакта при токарной обработке.

Ключевые слова: токарная обработка, технологическая система, резец.

Введение

Основной задачей современного машиностроения в области обработки материалов резанием является создание оптимальных технологических процессов, обеспечивающих экстремум выбранного потребителем критерия эффективности при заданных ограничениях.

Для решения вышеуказанной задачи необходимо наличие математических моделей устанавливающих адекватные взаимосвязи между входными и выходными переменными нестационарного технологического процесса. Такая задача весьма актуальна для процесса токарной обработки заготовок особенно при обработке заготовок на средних и тяжелых станках. Значительные отклонения формы, неравномерность распределения припуска, интенсивный износ инструмента, температурные и упругие деформации, возникающие в зоне контакта нарушают нормальный ход протекания технологического процесса, что может привести к неисправимому браку и, как следствие, к большим материальным затратам в связи с высокой стоимостью заготовок [1].

Вследствие отсутствия нестационарных моделей взаимосвязи перемещений в технологической системе, обработка заготовок осуществляется по методикам, базирующимся на детерминированных, эмпирических моделях. Попытка интенсификации процесса в соответствии с существующими рекомендациями выводит технологическую систему из стабильно-устойчивого состояния, что приводит к разбросу показателей качества. Стабилизация состояния технологического процесса сводится к назначению заведомо заниженных режимов, что не позволяет эффективно использовать станки с ЧПУ.

Определение выходных технологических параметров процесса точения с помощью нестационарных математических моделей позволит значительно упростить поиск оптимальных режимов, что в свете изложенного является актуальной задачей.

Весьма часто при моделировании операция рассматривается как динамическая система [2]. Одна из возможных схем декомпозиции операции как динамической системы рассматривается в работе [3]. По функциональным признакам операция разбита на подсистемы станка, приспособления, инструмента, заготовки, СОТС. Каждая из подсистем имеет свой набор свойств, параметров состояния, историю развития, вектор входных и выходных переменных, вектор возмущающих воздействий.

Центральной подсистемой является зона контакта заготовки с инструментом. К параметрам состояния зоны [3] относятся ее размеры, форма, параметры процесса

стружкообразования, скорость съема материала, параметры изнашивания и разрушения режущего материала. Размеры зоны находятся в прямой связи с размерами и пространственным расположением инструмента и заготовки, состоянием поверхностей инструмента и заготовки. В связи с изменением размеров, пространственного расположения и состояния контактирующих поверхностей при каждом новом обороте заготовки будут изменяться и параметры состояния зоны контакта и как следствие – показатели качества и эффективности операции точения.

Поэтому целью данной работы является разработка нестационарной математической модели, устанавливающей взаимосвязи радиальной подачи с фактической глубиной резания, износом инструмента, съемом материала, упругими и температурными деформациями в технологической системе (ТС).

Основное содержание работы

Для определения параметров зоны контакта рассмотрим схему процесса точения представленную на рисунке 1.

Для вывода зависимости, характеризующей баланс перемещений, рассмотрим рисунок 1, согласно которому для j -го прохода имеем:

$$t_{\phi j} = H_j + r_j - A_j. \quad (1)$$

Соответственно, для $j-1$ прохода получаем:

$$t_{\phi j-1} = H_{j-1} + r_{j-1} - A_{j-1}, \quad (2)$$

где $t_{\phi j}$, $t_{\phi j-1}$ – фактические глубины резания на j -м и $j-1$ -м проходе; H_j , H_{j-1} – расстояния от начала инструментальной системы координат до вершины резца на j -м и $j-1$ -м проходе; A_j , A_{j-1} – расстояния между базовыми поверхностями на j -м и $j-1$ -м проходе соответственно; r_j , r_{j-1} – размеры заготовки перед совершением j -го и $j-1$ -го проходов.

Выразим параметры j -го контакта через параметры $j-1$ -го контакта и их приращения. Соответственно имеем:

$$H_j = H_{j-1} - \Delta H_j; \quad (3)$$

$$r_j = r_{j-1} - \Delta r_{j-1}; \quad (4)$$

$$A_j = A_{j-1} - \Delta A_j; \quad (5)$$

$$t_{\phi j} = t_{\phi j-1} + \Delta t_{\phi j}, \quad (6)$$

где ΔH_j – линейный износ вершины резца на j -м проходе; r_{j-1} – радиальный съем материала на $j-1$ -м проходе; ΔA_j – приращение расстояния между базовыми поверхностями на j -м проходе; $\Delta t_{\phi j}$ – приращение фактической глубины резания.

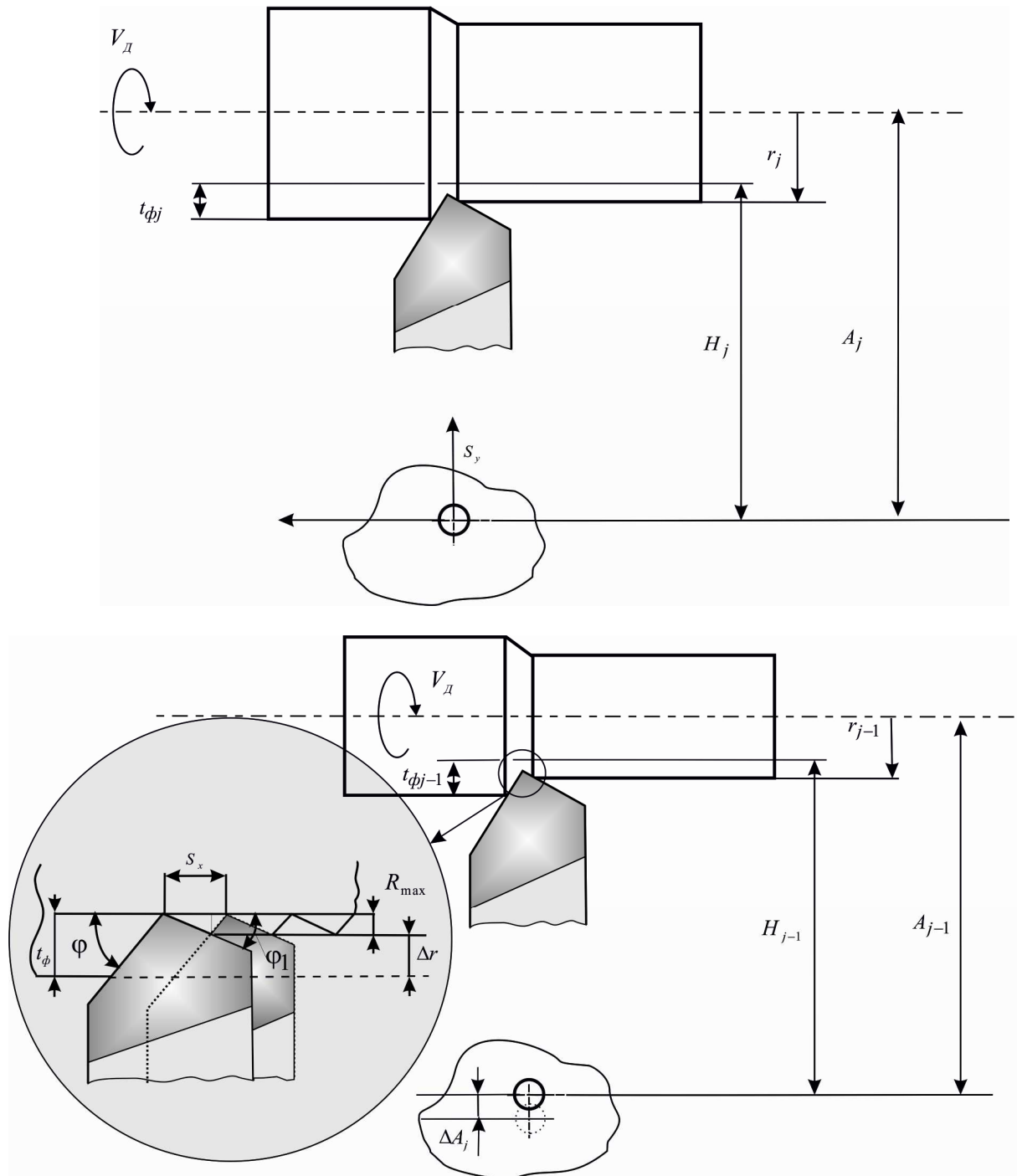


Рис. 1. Схема токарной обработки проходными резцами

После подстановки (3), (4), (5), (6) в уравнение (1) получим

$$t_{\phi j-1} + \Delta t_{\phi j} = H_{j-1} - \Delta H_j + r_{j-1} - \Delta r_{j-1} - A_{j-1} + \Delta A_j. \quad (7)$$

Вычтем из (7) уравнение (2), после несложных преобразований получим:

$$\Delta A_j = \Delta t_{\phi j} + \Delta H_j + \Delta r_{j-1}. \quad (8)$$

В уравнении (8) ΔA_j , ΔH_j , Δr_{j-1} определены с учетом упругих и температурных деформаций.

За период между j -м и $j-1$ -м проходами расстояния между базовыми поверхностями при отсутствии деформаций должно измениться на величину подачи за оборот заготовки ΔA_{Sj} , которая в общем случае определяется определенным интегралом от скорости подачи S . За это же время упругие деформации в технологической системе в связи с изменением сил резания могут измениться на величину ΔA_{yj} . Возможны также и изменения расстояния между базовыми поверхностями за счет температурных деформаций ΔA_{qj} технологической системы. С учетом упругих и температурных деформаций фактическое приращение межцентрового расстояния при выполнении j -го прохода, как следует из размерной цепи (рис. 2), вычислится:

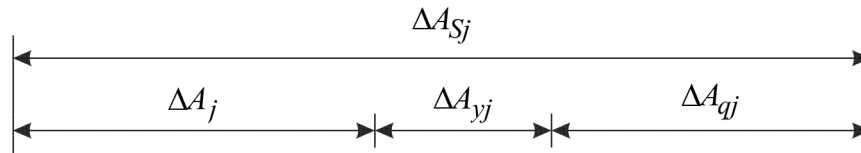


Рис. 2. Размерная цепь

$$\Delta A_j = \Delta A_{Sj} - \Delta A_{yj} - \Delta A_{qj}. \quad (9)$$

Аналогичные зависимости можно определить для инструмента и заготовки. С учетом упругих и температурных деформаций уравнение (9) запишется

$$\Delta A_{Sj} = \Delta t_{\phi j} + \Delta H_j + \Delta r_{j-1} + \Delta y_{yj} + \Delta y_{qj}, \quad (10)$$

где Δy_{yj} и Δy_{qj} – приращения упругих и температурных деформаций элементов технологической системы, вычисляются суммированием приращений деформаций отдельных элементов. При суммировании знак плюс присваивается, если приращение уменьшает глубину резания и знак минус – если увеличивает глубину резания.

Анализ зависимости (10) показывает, что радиальная подача на j -ом обороте (проходе) расходуется на приращение глубины резания, компенсацию радиального съема материала предшествующего оборота, износа резца, приращение упругих и температурных деформаций. Зависимость имеет в правой части приращение глубины резания, которая в ряде случаев может быть больше других слагаемых.

При точении на этапе врезания в начальный момент времени почти вся радиальная подача идет на приращение упругих деформаций и фактической глубины резания. С течением времени увеличиваются радиальный съем материала и износ вершины резца, поэтому для дальнейшей части процесса приращения деформаций и глубины уменьшаются, а на этапе установившегося процесса они стремятся к нулю.

Радиальная подача на этом этапе почти полностью расходуется на радиальный съем материала и износ вершины резца.

Анализ зависимости (10) показывает, что установление параметров j -го контакта возможно только при наличии информации о $j-1$ -ом контакте.

Выводы

Уравнение баланса перемещений (10) при точении с изменением режима резания и параметров состояния подсистем является основой прогнозирования пространственного расположения инструмента и заготовки, размеров зоны контакта, а, следовательно, и параметров качества обработанной поверхности. Для его решения необходимо иметь аналитические нестационарные зависимости для вычисления радиальной составляющей силы резания, съема материала, износа инструмента, упругих и тепловых деформаций элементов технологической системы, вывод которых является перспективами дальнейших исследований в данной области.

Список литературы

1. Кліменко Г.П. Підвищення стабільності обробки деталей збірними різцями важких верстатів з ЧПК / Г.П.Кліменко, О.Ю. Андронов // Сучасні технології в машинобудуванні: зб. наук. Праць. – 2010. – Вип. 4. – С. 239 – 246.
2. Цветков В.Д. Системно-структурное моделирование и автоматизация проектирования технологических процессов / В.Д. Цветков. – Минск: Наука и техника, 1979. – 264 с.
3. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов: из-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с.

Рецензент: Гриньов Ю.О.

Надійшла до редколегії 30.03.2012

**Ю.О. СТРЕЛЯНА
С.М. БРАТАН
Д.С. СИДОРОВ**

Севастопольський національний технічний університет

ВЗАЄМОЗВ'ЯЗОК ПЕРЕМІЩЕНЬ В ТЕХНОЛОГІЧНІЙ СИСТЕМІ ПРИ ТОКАРНІЙ ОБРОБЦІ

Розглянуто встановлення взаємозв'язків режимів обробки з поточними параметрами зони контакту при токарній обробці.

Ключові слова: токарна обробка, технологічна система, різець.

**U.O. STRELIANAYA
S.M. BRATAN
DE SIDOROV**

Sevastopol National Technical University

DISPLACEMENT RELATIONSHIP IN PROCESS SYSTEM FOR TURNING

We consider the establishment of relationships with current modes of treatment parameters of the contact area when turning.

Keywords: lathe, technological system, tool.

УДК 621.623

Ю.Д. ФИЛАТОВ (д-р техн. наук, проф.)**А.Ю. ФИЛАТОВ** (инж.)**В.И. СИДОРКО** (д-р техн. наук, ст. науч. сотр.)**С.В. КОВАЛЕВ** (канд. техн. наук, мл. науч. сотр.)

ИСМ им. В.Н. Бакуля НАНУ, г. Киев, Украина

М.А. РУДЕНКО (асп.)

НТУУ «КПИ», г. Киев, Украина

СОСТОЯНИЕ ПОВЕРХНОСТИ РАБОЧЕГО СЛОЯ ИНСТРУМЕНТА ПРИ ПОЛИРОВАНИИ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Описано на основе квантово-механической теории рассеяния взаимодействие частиц шлама обрабатываемого материала и частиц износа инструмента при полировании. Определена функция распределения полного сечения рассеяния частиц шлама на границе поверхности инструмента по радиусу рабочей зоны. Найденны координаты зоны локализации фрагментов налетов, установлено их число и размеры.

Ключевые слова: полирование, частица шлама, частица износа, зона контакта.

Введение

В последнее время на основании результатов исследований взаимодействия частиц шлама и частиц износа в зоне контакта инструмента и детали в процессе полирования неметаллических материалов (НМ) описаны закономерности рассеяния частиц износа. Рассчитаны и экспериментально подтверждены координатная зависимость дифференциального сечения рассеяния частиц износа инструмента и зависимость высоты микронеровностей профиля обработанной поверхности детали от радиуса круговых зон [1–3]. Однако, явление образования на поверхности инструмента налета частиц шлама, экспериментально обнаруженное в [4], требует проведения дополнительных исследований. Образование указанного налета может быть объяснено только на основе исследования закономерностей рассеяния частиц шлама, которые взаимодействуют между собой и с частицами износа инструмента в зоне его контакта с обрабатываемой деталью.

Основное содержание работы

При рассмотрении взаимодействия частиц шлама с частицами износа инструмента на основе классической механики в [1] показано, что угол их рассеяния практически не зависит от их зарядового состояния и изменяется в диапазоне от 1° до 127° . Траектории их движения, рассчитанные методом Монте-Карло, располагаются внутри сфер, которые незначительно смещаются в направлении рабочей поверхности инструмента. Неопределенность координаты частицы шлама, которую можно оценить как 1% от радиуса частицы минимального размера, в соответствии с соотношением неопределенностей обуславливает неопределенность скорости частицы, которая на порядок величины превышает значение самой величины скорости в центральной зоне контакта инструмента и обрабатываемой детали и составляет 50–25 % скорости частиц на периферии контактной зоны. Само понятие траектории движения частицы не имеет физического смысла, поскольку скорость перемещения и координаты частиц шлама не определены. Именно скорость частицы и ее координатная зависимость обуславливают необходимость квантово-механического рассмотрения процесса рассеяния частиц шлама.

При квантово-механическом описании вместо задания значений векторов координат и импульсов рассматривают дифференциальное сечение рассеяния, определяемое квадратом модуля амплитуды рассеяния $I(\vartheta) = |f(\vartheta)|^2$, и полное эффективное сечение рассеяния $Q = 2\pi \int_0^\pi |f(\vartheta)|^2 \sin \vartheta d\vartheta$ (ϑ – угол рассеяния), которые характеризуют вероятность рассеяния частиц в телесном угле $d\Omega = 2\pi \sin \vartheta d\vartheta$ и во всех направлениях соответственно [5].

Для процесса полирования НМ на примере обработки плоской поверхности детали из оптического стекла марки К8 инструментом со связанным абразивом на основе диоксида церия «Аквапол» на шлифовально-полировальном станке при фиксированном расстоянии между центрами инструмента и детали $e_0 = 5$ мм, частотах вращения детали $\omega_1 = 52,4$ с⁻¹ и инструмента $\omega_2 = 41,9$ с⁻¹, давлении прижима инструмента к обрабатываемой детали 1,2 кПа [5] можно определить амплитуды рассеяния частиц шлама

$$f(\vartheta) = \frac{1}{2ik(\rho)} \sum_{l=0}^{\infty} (2l+1) P_l(\cos \vartheta) e^{2i\delta_{kl}} \quad (\text{где } k(\rho) = \frac{m u(\rho)}{\hbar} - \text{волновое число; } m - \text{масса час-}$$

тицы шлама; $u(\rho)$ – скорость частицы; $P_l(\cos \vartheta)$ – полиномы Лежандра) и дифференциальные сечения их рассеяния на частицах шлама и частицах износа. Дифференциальное сечение рассеяния частиц шлама на частицах шлама и частицах износа имеет величину 0,4–0,8 Тб/ср при углах рассеяния 0° и 0,3–0,6 Тб/ср (1 б (барн) = 10⁻²⁴ см²) при углах 180° только для центральных участков контактной зоны.

В периферийных зонах контактной зоны угловые зависимости дифференциального сечения рассеяния имеют такой же вид, а его величина в сотни раз меньше. Из анализа угловых зависимостей дифференциального сечения рассеяния следует, что при углах близких к 0° (рассеяние вперед) и 180° (рассеяние назад) рассеяние частиц резко увеличивается и наиболее существенно для мелких и средних размеров частиц шлама. Суммарные величины дифференциального сечения рассеяния вперед частиц шлама на частицах шлама I_1 и частицах износа I_{12} зависят от радиуса круговых зон обрабатываемой поверхности. Дифференциальное сечение рассеяния частиц шлама уменьшается от центральных зон обрабатываемой поверхности к периферийным зонам, а их соотношение оценивается как $I_{12}/I_{11} \approx (2,5-4,0)\%$. Это означает, что рассеивание частиц шлама вперед происходит преимущественно на частицах шлама, а вероятность их рассеяния на частицах износа инструмента незначительна.

Полное сечение рассеяния частиц шлама можно определить согласно формуле $\sigma_o(\rho) = [4\pi/k(\rho)] \text{Im}[f(0)]$. Координатные зависимости величин полного сечения рассеяния частиц шлама на частицах шлама $Q_1(\rho)$ и на частицах износа $Q_2(\rho)$ позволяют определить суммарную величину полного сечения рассеяния частиц шлама обрабатываемого материала при рассеянии вперед для рассматриваемого процесса полирования плоской оптической поверхности детали из НМ инструментом «Аквапол», когда для частиц шлама рассеивающими центрами являются частицы шлама и частицы износа, в соответствии с формулой

$$Q_o(\rho) = \frac{1}{n_1 + n_2} [n_1 Q_1(\rho) + n_2 Q_2(\rho)] \approx \frac{1}{2} [Q_1(\rho) + Q_2(\rho)],$$

где n_1 и n_2 – концентрации частиц шлама и частиц износа инструмента соответственно.

Преимущественное рассеяние частиц шлама вперед предопределяет их движение в направлении рабочего слоя полировального инструмента в соответствии с координатной зависимостью полного сечения рассеяния $Q_o(\rho)$ (рис. 1). Функция $Q_o(\rho)$ опре-

деляет вероятность рассеяния частиц шлама, пропорциональна отношению числа рассеянных частиц к плотности падающего потока частиц и, фактически, описывает профиль волнового фронта частиц шлама, перемещающихся в направлении рабочей поверхности инструмента.

С учетом кинематических параметров процесса обработки можно показать, что функция распределения полного сечения рассеяния частиц шлама вдоль радиуса круговых зон рабочей поверхности полировального инструмента отлична от нуля только в пределах кольцевой зоны $[r_{\min}; r_{\max}]$ ($r_{\min} = 7,6$ мм, $r_{\max} = 12,0$ мм – радиусы, ограничивающие зону, в которую рассеиваются частицы). Функция распределения полного сечения рассеяния частиц шлама вдоль радиуса круговых зон показывает, что величина их полного сечения рассеяния в эту кольцевую зону характеризуется усредненной величиной 2,3 Гб, а максимальная величина полного сечения рассеяния частиц шлама на всех частицах составляет 8,2 Гб. Величина их отношения ($\zeta \approx 2,8 \cdot 10^{-4}$) показывает какая часть из всех частиц шлама, взаимодействующих между собой и с частицами износа инструмента, рассеивается на поверхность рабочего слоя инструмента для образования налета. Из всех частиц шлама только малая часть достигает поверхности рабочего слоя инструмента и локализуется на ней в виде фрагментов налета в кольцевой зоне $r_z \in [r_{\min}; r_{\max}]$.

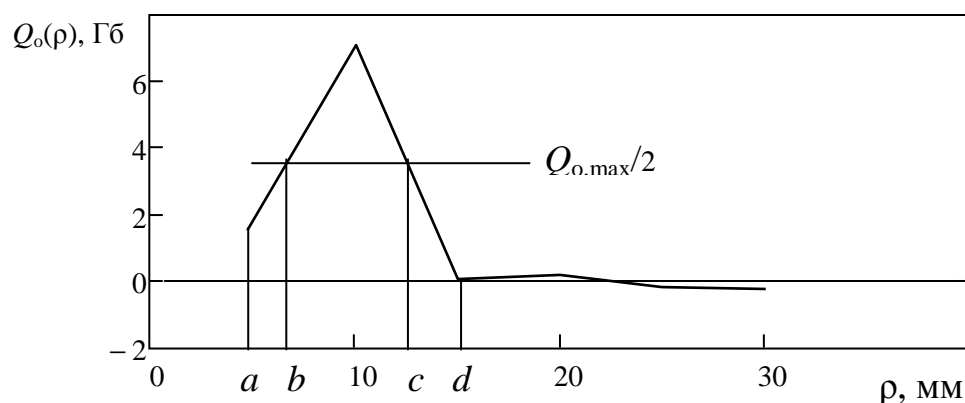


Рис. 1. Зависимость полного сечения рассеяния частиц шлама от радиуса круговых зон обрабатываемой поверхности

В результате микроскопических исследований на микроскопе ЛОМО Метапр-1, оснащенный цифровой камерой Vision «STD-Res Series», показано, что фрагменты налета располагаются в круговых зонах радиуса r (в мм): 7,2; 8,2; 11,9; 12,0; 12,3; 13,2; 15,2; а также 10,0; 10,5; 10,6; 10,88; 11,3 и 11,6. Установлено также, что за время цикла полирования на рабочей поверхности инструмента (в центральных зонах (рис. 2 а) и на краю (рис. 2 б) полировальных элементов) образуются фрагменты налета двух видов. В кольцевой зоне [7,2 мм; 11,7 мм], размеры и координаты расположения которой практически совпадают с результатами расчета, наблюдаются фрагменты налета в виде тонких пленок толщиной $2,0 \pm 0,5$ мкм и размерами от 50 до 400 мкм (рис. 2 а).

Эти фрагменты прочно закреплены на поверхности инструмента и имеют форму лепестков, вытянутых «по ходу» вращения инструмента (в направлении, противоположном вектору линейной скорости). Наблюдаются также фрагменты налета другого вида – образования размерами 150–350 мкм и высотой 10–20 мкм (рис. 2 в), которые

практически не связаны с рабочей поверхностью полировальных элементов и находятся за пределами кольцевой зоны r_2 , смещаясь под действием центробежной силы в направлении от центра к периферии инструмента.

При увеличении времени полирования на рабочей поверхности инструмента фрагменты налета распределяются следующим образом. В периферийных зонах инструмента налет, даже по краям пор, практически отсутствует. В центральных зонах инструмента на краю и в центре полировальных элементов образуются значительное количество налета, фрагменты которого, накладываясь друг на друга, достигают размеров более 1 мм. При дальнейшем увеличении времени полирования поверхности из оптического стекла марки К8 налет распространяется практически по всей поверхности рабочего слоя инструмента. Независимо от длительности полирования наряду с фрагментами налета первого вида на рабочей поверхности инструмента, особенно на краях отдельных полировальных элементов, образуются фрагменты второго вида (рис. 2 б), поверхность которых более рыхлая и шероховатая.

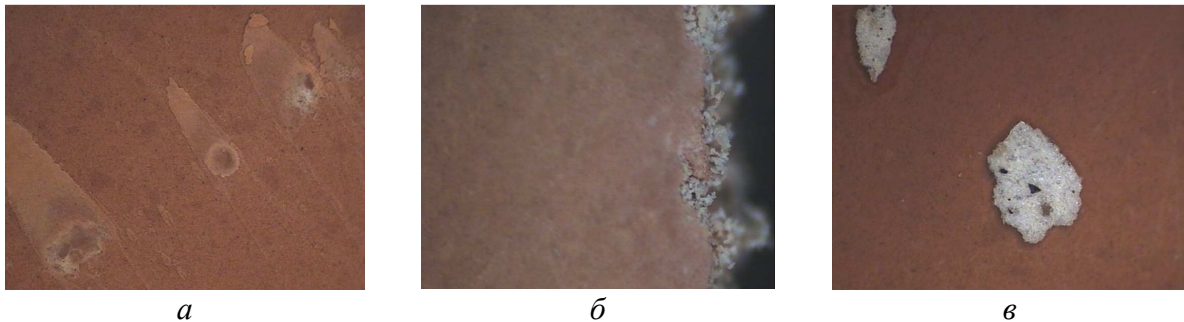


Рис. 2. Фрагменты налета на рабочей поверхности инструмента

На поверхности рабочего слоя инструмента (на краю полировальных элементов), в непосредственной близости друг от друга находятся фрагменты налета обоих видов. Фрагменты первого вида сформировались на поверхности из скопления частиц шлама, концентрирующихся около центра, в котором образовался и «вырос» фрагмент налета. Эти фрагменты образуются в результате взаимодействия частиц шлама и частиц износа инструмента в зоне его контакта с обрабатываемой поверхностью детали и локализируются в тех зонах, в которые они рассеиваются с максимальной вероятностью. Фрагменты второго вида локализованы на боковой поверхности полировальных элементов, на которые они могли попасть только вместе с СОТС. Это говорит о том, что эти фрагменты формируются не на поверхности инструмента, а в СОТС, заполняющей промежуток между инструментом и деталью.

Такие же закономерности образования налета в процессе полирования плоских поверхностей деталей из стекла марки К8 наблюдаются при различных способах обработки. При полировании на полировальнике из пенополиуретана при помощи свободного абразива – суспензии полирита, когда поверхность инструмента – дискретная с большим количеством пор и заглаблений, которые имеются на поверхности полиуретана, они заполняются частицами шлама, тем самым формируя фрагменты налета второго вида. На них наслаиваются фрагменты налета первого вида, которые имеют гладкие поверхности, а их размеры составляют 300 мкм и более. При использовании для полирования деталей из оптического стекла марки К8 инструмента «Аквапол» [5] со сплошным рабочим слоем на его рабочей поверхности образуются фрагменты налета первого вида, размеры которых достигают 1 мм.

Вывод

Полученные закономерности локализации фрагментов налета на поверхности инструмента, позволяют прогнозировать работоспособность полировального инструмента и качество поверхностного слоя обрабатываемого неметаллического материала.

Список литературы

1. Филатов Ю.Д. Взаимодействие частиц шлама и износа в зоне контакта инструмента и детали при полировании неметаллических материалов / Ю.Д. Филатов // Високі технології в машинобудуванні: Збірник наукових праць НТУ «ХП». – 2009. – Вип. 2 (19). – С. 201–206.

2. Bound-abrasive grinding and polishing of surfaces of optical materials / Filatov Y.D., Filatov O.Y., Monteil G. et al. // Proc. of SPIE. – 2010. – Vol. 7786. – P. 778613–9.

3. Bound-abrasive grinding and polishing of surfaces of optical materials / Filatov Y.D., Filatov O.Y., Monteil G. et al. // Optical Engineering. – 2011. – Vol. 50, Issue 6. – P. 063401–7.

4. In situ control of roughness of processed surfaces by reflectometric method / Filatov Yu. D., Filatov O. Yu., Heisel U. et al. // Proc. of SPIE. – 2010. – Vol. 7718. – P. 7718J1–9.

5. Образование налета продуктов износа на поверхности рабочего слоя полировального инструмента / А.Ю. Филатов, Л.В. Поперенко, В.П. Ящук и др. // Сверхтвердые материалы. – 2011. – № 1. – С. 59–71.

Рецензент: Калафатова Л.П.

Надійшла до редколегії 15.12.2011

Ю.Д. ФІЛАТОВ, А.Ю. ФІЛАТОВ, В.І. СІДОРКО, С.В. КОВАЛЬОВ, М.А. РУДЕНКО
ІНМ ім. В.М. Бакуля НАНУ, м. Київ, Україна; НТУУ «КПІ», м. Київ, Україна

СТАН ПОВЕРХНІ РОБОЧОГО ШАРУ ІНСТРУМЕНТУ ПРИ ПОЛІРУВАННІ НЕМЕТАЛЕВИХ МАТЕРІАЛІВ

Описана на основі квантово-механічної теорії розсіювання взаємодія частинок шламу матеріалу, що оброблюється, та частинок зносу інструмента при поліруванні. Визначено функцію розподілення повного перерізу розсіювання частинок шламу на границі поверхні інструменту за радіусом робочої зони. Знайдено координати зони локалізації фрагментів нальотів, встановлено їх кількість та розміри.

Ключові слова: полірування, частинка шламу, частинка зносу, зона контакту.

Y.D. FILATOV, A.Y. FILATOV, V.I. SIDORKO, S.V. KOVALYOV, M.A. RUDENKO
ISM NASU, Kyiv, Ukraine; NTUU «KPI», Kyiv, Ukraine

STATE OF THE SURFACE LAYER OF WORKING TOOL FOR POLISHING NONMETALLIC MATERIALS

On the basis of the quantum-mechanical theory of dispersion interaction of slime particles a processed material and particles of deterioration of the tool in a contact zone in the course of polishing is described. Function of distribution of full section of dispersion of slime particles along radius of circular zones of a working surface of the tool is defined and coordinates of a zone of localization of a deposit, approximate number and the sizes of fragments of a residue of slime are established.

Keywords: polishing, fragment of slime, wear fragment, contact zone.

Проектування прогресивних конструкцій різальних інструментів та технологічного оснащення

УДК 621.923

Н.В. АЗАРОВА (канд. техн. наук, доц.)

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЗАКОНА И ПАРАМЕТРОВ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ РАССТОЯНИЙ МЕЖДУ ЗЕРНАМИ НА РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ АЛМАЗНОГО ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА

Определены параметры закона распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности алмазных кругов, сформированной различными способами. Установлено, что расстояние между зернами описывается экспоненциальным законом распределения.

Ключевые слова: шлифовальный круг, алмазные зерна, расстояние между зернами.

Введение

Производительность алмазного шлифования, режимы обработки определяются параметрами рабочей поверхности круга (РПК), к числу которых относятся количество зерен на РПК, расстояние между ними, разнорысность зерен и величина выступания зерен из связки. Характеристики РПК являются основой для определения формы и размеров среза, шероховатости обработанной поверхности.

Расстояние между зернами на рабочей поверхности алмазных кругов как после правки, так и при установившемся в процессе шлифования рельефе поверхности определяется исследователями теоретически [1] и экспериментально [2, 3, 4, 5] и описывается различными законами распределения: Пуассона [1], показательным [3] и др. Такое многообразие мнений по вопросу о законе распределения расстояний между зернами объясняется как различным методологическим подходом к оценке рельефа РПК, так и различным состоянием режущей поверхности исследуемого инструмента.

Целью работы является установление закона и определение параметров распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности алмазного круга. Эти данные необходимы для определения формы и размеров единичных срезов, а также для расчета параметров шероховатости шлифованной поверхности.

Основная часть

Исследования проводили на измерительном комплексе, позволяющем регистрировать рельеф рабочей поверхности кругов на металлической связке методом профилографирования с последующей записью данных на ПЭВМ [6], по разработанной нами методике [7].

Расстояния между зернами определяли по результатам профилографирования рабочей поверхности шлифовальных кругов 1A1 250×76×15×5 с характеристиками АС6 100/80-4-М2-01 и АС6 160/125-4-М2-01 в состоянии поставки (правка шлифованием абразивным кругом в заводских условиях), после электроэрозионной правки и после 30 мин плоского алмазного шлифования стали Р6М5Ф3 кругами, заправленными электроэрозионным способом. Режимы правки: скорость круга 30 м/с, скорость стола равна нулю, поперечная подача – ручная, вертикальная подача 0,002...0,007 мм/ход, средняя сила тока 5...8 А, напряжение холостого хода 50 В, правящий электрод – брусок из

меди М1, правка осуществлялась в рабочей зоне. Режимы обработки: скорость круга $v_k = 30$ м/с, скорость стола $v_{cm} = 6$ м/мин, глубина шлифования $t = 0,015$ мм. Выборки формировали по двум профилограммам рабочей поверхности, записанным в направлении, перпендикулярном оси круга, со смещением трасс профилографирования вдоль оси круга.

Формирование выборок осуществляли на ПЭВМ с помощью специально разработанной программы. Затем определяли статистические характеристики выборок и подбирали теоретический закон, описывающий распределение расстояний между зернами на РПК.

Проверку принадлежности выборок объемом n_1 и n_2 одной генеральной совокупности выполняли путем сравнения средних значений \bar{x}_1, \bar{x}_2 и дисперсий s_1^2, s_2^2 выборок [8]. Сравнимые выборки считали однородными, если подтверждались гипотезы о равенстве выборочных средних и дисперсий выборок.

Для проверки гипотезы о равенстве выборочных средних вычисляли наблюдаемое значение критерия $t_{набл} = |\bar{x}_1 - \bar{x}_2| / \sqrt{s_1^2/n_1 + s_2^2/n_2}$. По таблице критических точек распределения Стьюдента по заданному уровню значимости α и числу степеней свободы $f = n_1 + n_2 - 2$ находили критическую точку $t_{кр}(\alpha, f)$. Гипотеза о равенстве выборочных средних подтверждалась, если $t_{набл} \leq t_{кр}$.

Для проверки равенства дисперсий двух выборок вычисляли отношение большей выборочной дисперсии к меньшей $F_{набл} = s_1^2/s_2^2$. По таблице критических точек распределения Фишера – Снедекора по заданному уровню значимости α , числам степеней свободы $f_1 = n_1 - 1$ и $f_2 = n_2 - 1$ находили критическую точку $F_{кр}(\alpha, f_1, f_2)$. Гипотеза о равенстве выборочных дисперсий подтверждалась, если $F_{набл} < F_{кр}$.

Данные сравнения выборочных средних и выборочных дисперсий расстояний между зернами на рабочей поверхности круга, сформированной различными способами правки, а также в процессе плоского алмазного шлифования стали Р6М5Ф3 кругом, заправленным электроэрозионным способом, приведены в таблице 1.

Как видно из таблицы 1, расстояния между зернами на РПК по двум различным трассам для каждого из рассмотренных способов подготовки поверхности круга с вероятностью 0,95 принадлежат одной генеральной совокупности и не зависят от места профилографирования, что подтверждает стационарность рельефа РПК.

Статистическая проверка законов распределения по критерию согласия Пирсона показала, что распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности алмазных шлифовальных кругов различной зернистости, сформированной указанными способами, могут быть описаны экспоненциальным законом.

Экспоненциальное распределение описывает неотрицательные случайные величины. В данном случае такая величина – расстояние между зернами Δl .

Функция распределения экспоненциального закона имеет вид:

$$F(\Delta l) = 1 - e^{-\lambda \Delta l}, \quad (1)$$

плотность распределения

$$f(\Delta l) = \lambda \cdot e^{-\lambda \Delta l}, \quad (2)$$

где λ – параметр закона.

Для определения параметра λ по экспериментальным данным воспользуемся следующей методикой.

Таблица 1. Сравнение параметров распределений расстояний между зернами на рабочей поверхности кругов 1А1 250×76×15×5 различной зернистости, сформированной различными способами

Шлифовальный круг	Способ формирования РПК		Трасса	Объем выборки	Выборочное среднее $\overline{\Delta l_i}$, мкм	Выборочная дисперсия S_l^2 , мкм ²	Критерий Фишера		Критерий Стьюдента			
							$F_{набл}$	$F_{кр} (\alpha=0,05)$	$t_{набл}$	$t_{кр} (\alpha=0,05)$		
АС6 100/80-4-M2-01	Электроэрозионная правка	ЭЭП 1	1	200	53,52	7435,67	1,05	1,64	0,21	1,26		
			2	200	51,70	7072,15						
		ЭЭП 2	1	200	51,02	7130,93	1,02		0,97			
			2	200	59,20	7014,76						
	Правка шлифованием абразивным кругом		1	200	147,38	15775,05	1,22	1,24				
			2	200	132,46	12983,18						
	Плоское алмазное шлифование стали Р6М5Ф3		1	200	194,60	39822,07	1,04	1,24				
			2	200	219,58	41581,39						
	АС6 160/125-4-M2-01	Электроэрозионная правка	ЭЭП 1	1	200	147,10	72189,34	1,07	1,64		0,07	1,26
				2	200	145,11	76890,23					
ЭЭП 2			1	200	150,74	93294,40	1,10	0,20				
			2	200	144,90	84772,09						
Правка шлифованием абразивным кругом			1	200	264,92	51413,66	1,15	1,25				
			2	200	235,60	59319,16						
Плоское алмазное шлифование стали Р6М5Ф3			1	200	328,88	107809,01	1,03	0,92				
			2	200	298,87	105171,27						

Вначале определяем оценки математического ожидания и среднего квадратического отклонения исследуемой величины. В качестве таких оценок принимаем выборочное среднее $\bar{\Delta l}$ и среднее квадратическое отклонение s .

Далее определяем параметр λ по формуле:

$$\lambda = \frac{1}{\Delta l}.$$

Параметры экспоненциального распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности кругов 1А1 250×76×15×5 с характеристиками АС6 100/80-4-М2-01 и АС6 160/125-4-М2-01, подвергнутых правке электроэрозионным способом и правке шлифованием абразивным кругом в заводских условиях, а также после 30 мин плоского алмазного шлифования стали Р6М5Ф3 кругами, заправленными электроэрозионным способом, приведены в таблице 2.

Проверка соответствия экспериментальных данных показательному распределению выполнена с использованием критерия согласия Пирсона χ^2 . Экспериментальные значения χ^2 найдены по формуле [9]

$$\chi^2 = N \sum_{i=1}^k \frac{(p_i^{\text{эк}} - p_i)^2}{p_i},$$

где N – количество значений случайной величины (объем выборки);

k – число разрядов (интервалов группирования) случайной величины;

$p_i^{\text{эк}}$ – экспериментальная вероятность попадания случайной величины в i -й интервал;

p_i – гипотетическая вероятность попадания случайной величины в i -й интервал, рассчитанная по теоретическому распределению (показательному в нашем случае).

Теоретические значения критерия Пирсона χ^2 для различных уровней значимости найдены по таблицам [10].

Из таблицы 2 видно, что гипотеза о распределении расстояний между зернами по экспоненциальному закону подтверждается для всех выборок при всех принятых уровнях значимости.

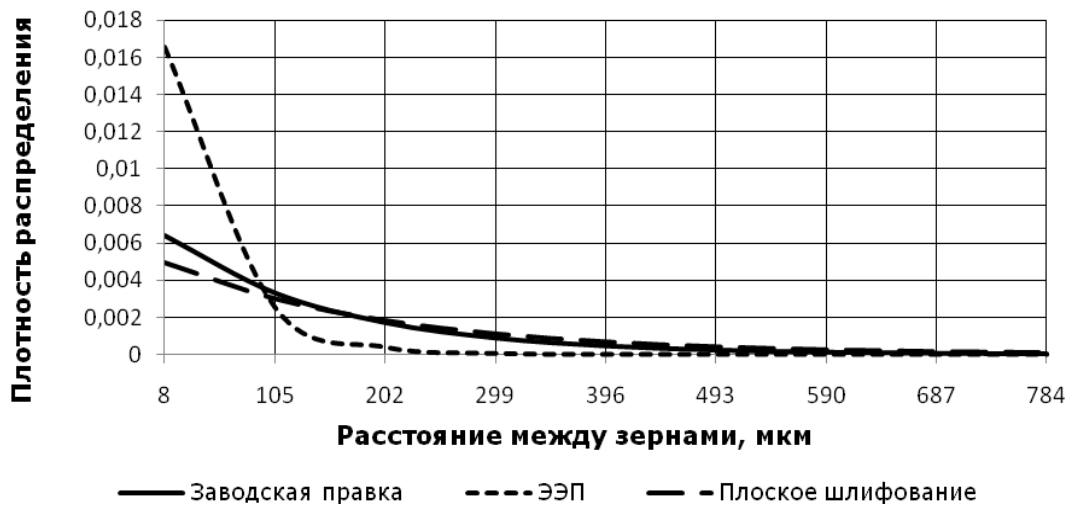
Исследованные распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности алмазных кругов в состоянии поставки (заводская правка шлифованием абразивным кругом), после электроэрозионной правки и после 30 мин плоского алмазного шлифования стали Р6М5Ф3 кругами, заправленными электроэрозионным способом, сравним между собой.

Построим графики плотности распределений расстояний между зернами (рис. 1) с использованием параметров распределений (см. табл. 2).

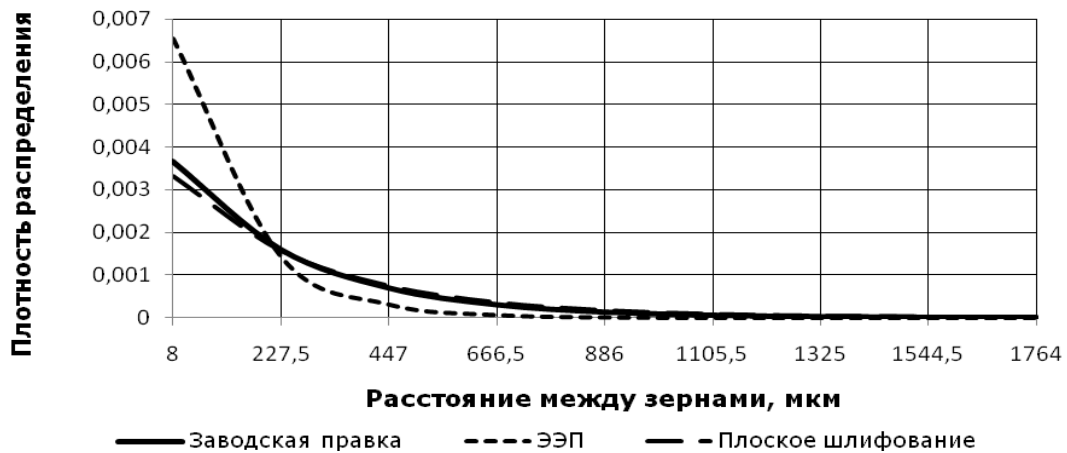
Рассмотрим, влияет ли способ правки на распределение расстояний между зернами. Графики плотности распределений расстояний между зернами (см. рис. 1), построенные с использованием параметров экспоненциального распределения (см. табл. 2), показывают, что распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности кругов зернистостей АС6 100/80 и АС6 160/125 после электроэрозионной правки имеют меньшее математическое ожидание и дисперсию по сравнению с распределениями расстояний между зернами после правки шлифованием абразивным кругом в заводских условиях.

Таблица 2. Параметры распределений расстояний между зёрнами на рабочей поверхности шлифовальных кругов 1А1 250×76×15×5 различной зернистости, сформированной различными способами

Шлифовальный круг	Способы формирования РПК		Трасса	Значения $\lambda \cdot 10^3$, где λ – параметр экспоненциального распределения	Критерий согласия Пирсона				
					$\chi^2_{\text{эсп}}$	$\chi^2_{\text{табл}}$	Уровень значимости		
АС6 100/80-4-М2-01	Способ правки	Электро-эрозионный	ЭЭП 1	1	18,68	15,78	16,81	0,01	
			ЭЭП 2	2	19,34	11,86	12,59	0,05	
		Шлифованием абразивным кругом	ЭЭП 1	1	19,60	13,32	14,07	0,05	
			ЭЭП 2	2	16,89	16,53	16,81	0,01	
	Плоское алмазное шлифование		1	6,79	12,18	13,28	0,01		
			2	7,55	13,41	14,07	0,05		
			1	5,14	9,58	10,64	0,10		
			2	4,55	15,39	16,81	0,01		
	АС6 160/125-4-М2-01	Способ правки	Электро-эрозионный	ЭЭП 1	1	6,80	11,72	12,59	0,05
				ЭЭП 2	2	6,89	9,61	10,64	0,10
Шлифованием абразивным кругом			ЭЭП 1	1	6,63	11,12	12,59	0,05	
			ЭЭП 2	2	6,9	9,85	11,07	0,05	
Плоское алмазное шлифование			1	3,77	8,83	9,24	0,10		
			2	4,24	12,64	12,83	0,025		
			1	3,04	11,65	12,59	0,05		
			2	3,35	9,25	10,64	0,10		



а



б

Рис. 1. Плотность экспоненциальных распределений расстояний между зернами на рабочей поверхности кругов АС6 100/80-4-М2-01 (а) и АС6 160/125-4-М2-01 (б), сформированной различными способами

Среднее расстояние между зернами (см. табл. 1) после электроэрозионной правки меньше среднего расстояния между зернами после заводской правки шлифованием абразивным кругом, в среднем в 2,1 раза (в 2,2 – 2,9 раза для круга зернистости АС6 100/80 и в 1,6 – 1,8 раза для круга зернистости АС6 160/125). Таким образом, электроэрозионная правка обеспечивает уменьшение расстояний между зернами на РПК по сравнению с заводской. Это объясняется, по всей видимости, тем, что после электроэрозионной правки процент вскрытых зерен превышает аналогичный параметр после заводской правки шлифованием абразивным кругом в 2,5 раза [11], что обеспечивает более высокую режущую способность круга за счет увеличения числа режущих зерен.

Сравним распределения расстояний между зернами на РПК после электроэрозионной правки и после 30 мин плоского алмазного шлифования.

Графики плотности распределений расстояний между зернами (см. рис. 1), построенные с использованием параметров показательного распределения (см. табл. 2), показывают, что распределения расстояний между зернами на рабочей поверхности

кругов зернистостей АС6 100/80 и АС6 160/125 после плоского алмазного шлифования имеют большие математическое ожидание и дисперсию по сравнению с распределениями расстояний между зернами после электроэрозионной правки.

Среднее расстояние между зернами (см. табл. 1) после 30 мин плоского алмазного шлифования превышает среднее расстояние между зернами после электроэрозионной правки в среднем в 3 раза (в 3,5 – 4,2 раза для круга зернистости АС6 100/80 и в 2,0 – 2,2 раза для круга зернистости АС6 160/125). Выборочная дисперсия распределения расстояний между зернами (см. табл. 1) после 30 мин плоского алмазного шлифования превышает дисперсию после электроэрозионной правки в среднем в 3,1 раза (в 4,2 – 5,9 раза для круга зернистости АС6 100/80 и в 1,1 – 1,4 раза для круга зернистости АС6 160/125). Это может быть обусловлено выпадением в процессе шлифования наиболее выступающих зерен, засаливанием субмикрорельефа контактных площадок зерен, а также межзеренного пространства продуктами обработки [12].

Выводы

1. Статистические характеристики выборок значений расстояний между зернами на РПК, найденные для каждого из рассмотренных способов формирования поверхности круга (правка шлифованием абразивным кругом, электроэрозионная правка, алмазное шлифование), по результатам обработки профилограмм по двум различным трассам отличаются незначимо. Среднее расстояние между зернами и выборочная дисперсия с достаточной полнотой характеризуют всю генеральную совокупность расстояний между зернами на рабочей поверхности алмазного шлифовального круга.

2. Расстояние между зернами на рабочей поверхности кругов 1А1 250×76×15×5 с характеристиками АС6 100/80-4-М2-01 и АС6 160/125-4-М2-01 в состоянии поставки (правка шлифованием абразивным кругом в заводских условиях), после электроэрозионной правки и после 30 мин плоского алмазного шлифования описывается экспоненциальным распределением.

3. Числовые характеристики распределений расстояний между зернами на РПК, сформированные электроэрозионной правкой и правкой шлифованием абразивным кругом, различны. Электроэрозионная правка обеспечивает уменьшение расстояний между зернами на РПК по сравнению с заводской. Среднее расстояние между зернами после электроэрозионной правки меньше среднего расстояния между зернами после заводской правки шлифованием абразивным кругом в 2,1 раза. Электроэрозионная правка обеспечивает увеличение числа контактирующих зерен в процессе шлифования. Таким образом, при подготовке алмазного круга на металлической связке предпочтение необходимо отдать электроэрозионной правке.

Список литературы

1. Байкалов А.К. Введение в теорию шлифования материалов / А.К. Байкалов. – К.: Наукова думка, 1978. – 207 с.
2. Сизый Ю.А. Вероятность участия в резании кромок алмазного шлифовального круга / Ю. А. Сизый // Резание и инструменты. – 1974. – Вып. 11. – С. 89-99.
3. Seiki Metsui. Statistical approach to grinding mechanism on a few experiments / Metsui Seiki, Syoji Katsuo // Technol. Repts Tokoku Univ. – 1975. – 40. – N 2. – P. 353-369.
4. Попов С.А. Геометрия рельефа режущей поверхности абразивных инструментов из синтетических алмазов и кубического нитрида бора / С.А. Попов // Синтетические алмазы в промышленности. – К., 1974. – С. 47-54.

5. Узунян М.Д. Расчет числа зерен, участвующих в резании, и расстояние между ними на поверхности алмазного круга / М.Д. Узунян // Станки и инструменты. – 1966. – Вып. 1. – С. 81-85.

6. Пристрій для реєстрації рельєфу поверхні абразивних інструментів на металевій зв'язці: пат. 75483 С2 Україна, МПК G01D 7/00/ / П.Г. Матюха, С.В. Константинов, В.П. Цокур, Н.В. Азарова, В.В. Полтавець, О.В. Литвиненко; заявник і патентовласник Донецький національний технічний університет. – № 20040604600; заявл. 14.06.2004; опубл. 17.04.2006, Бюл. № 4.

7. Азарова Н.В. Влияние способа правки алмазного круга на характеристики его рабочей поверхности / Н.В. Азарова, П.Г. Матюха // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2007. – Вип. 4. – С. 16-20.

8. Грановский В.А. Методы обработки экспериментальных данных при измерениях / В.А. Грановский, Т.Н. Сирая. – Л.: Энергоатомиздат. Ленингр. отд-ние, 1990. – 288 с.

9. Вентцель Е.С. Теория вероятностей и ее инженерные приложения / Е.С. Вентцель, Л.А. Овчаров. – М.: Высшая школа, 2000. – 480 с.

10. Бендат Дж., Пирсол А. Прикладной анализ случайных данных: пер. с англ. / Дж. Бендат, А. Пирсол. – М.: Мир, 1989. – 540 с.

11. Азарова Н.В. Забезпечення параметрів шорсткості шліфованої поверхні з урахуванням радіальних коливань шліфувального круга: автореф. дис. канд. техн. наук / Н.В. Азарова. – Донецьк, 2010. – 20 с.

12. Матюха П.Г. Високопродуктивне шліфування ванадієвих штампових та інструментальних сталей / П.Г. Матюха. – Донецьк: ДВНЗ «ДонНТУ», 2008. – 222 с.

Рецензент: Гусєв В. В.

Надійшла до редколегії 06.02.2012

Н.В. Азарова

Донецький національний технічний університет

ВИЗНАЧЕННЯ ЗАКОМУ ТА ПАРАМЕТРІВ РОЗПОДІЛУ ВІДСТАНІ МІЖ ЗЕРНАМИ НА РОБОЧІЙ ПОВЕРХНІ АЛМАЗНОГО ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА

Визначені параметри закону розподілу відстані між зернами на робочій поверхні алмазних кругів, яка була сформована різноманітними способами. Встановлено, що відстань між зернами може бути описана експоненціальним розподілом.

Ключові слова: шліфувальний круг, алмазні зерна, відстань між зернами.

N.V. Azarova

Donetsk National Technical University

DETERMINATION OF PARAMETERS OF DISTRIBUTION LAW OF DISTANCE BETWEEN DIAMOND GRAINS ON THE WORKING SURFACE OF GRINDING WHEEL

The parameters of distribution law of distance between grains on diamond wheel working surface, which was formed by different means, are defined. It is proved that distance between grains can be described by exponential distribution.

Keywords: grinding wheel, diamond grains, distance between grains.

УДК 621.923+629.7

В.И. БУТЕНКО (д-р техн. наук, проф.)**Л.В. ГУСАКОВА** (ассист.) e-mail: GusakovaLV@mail.ru**Р.Г. ШАПОВАЛОВ** (канд. техн. наук, доц.)

Таганрогский технологический институт Южного Федерального университета,

г. Таганрог, Россия

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ ШЛИФОВАЛЬНЫХ КРУГОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ХРОМОНИКЕЛЕВЫХ СТАЛЕЙ И СПЛАВОВ

В работе предложена, обоснована и экспериментально подтверждена эффективность процесса шлифования за счёт использования разработанной конструкции много-секторного шлифовального круга разной зернистости и введения в состав абразивной массы плёнообразующего вещества, обеспечивающего увеличение съёма металла с обрабатываемой поверхности, снижение температуры в зоне обработки и коэффициента трения, числа и площади прижогов на обработанной поверхности, снижение параметров шероховатости детали. Подтверждена возможность существенного повышения износостойкости деталей трибосистем в результате применения технологического трибозкранирования поверхностного слоя.

Ключевые слова: шлифовальный круг, абразивная масса, коэффициент трения, прижоги, поверхностный слой, деталь, шероховатость.

Введение

Постоянное повышение требований к качеству поверхностей деталей машин, снижение общих припусков на обработку, тенденция к использованию труднообрабатываемых легированных сталей и жаропрочных сплавов обеспечивают процессам абразивной обработки важную роль в выборе способов финишной обработки деталей [1]. Дальнейшее совершенствование процессов шлифования и доводки поверхностей деталей абразивным инструментом во многом определяется развитием теории этих процессов, на базе которой эффективно осуществляется поиск новых внутренних резервов повышения производительности и качества обработки деталей.

Совершенствование процесса шлифования в направлении повышения его эффективности зависит от двух важных составляющих: создание новых абразивных инструментов и конструирование из них высокоэффективного абразивного инструмента. Одновременно предпринимаются попытки использования в процессах механической обработки хромоникелевых сталей и сплавов поверхностно-активных веществ, например, йода [2].

Целью работы является повышение эффективности процесса шлифования поверхностей деталей из высоколегированных и жаропрочных материалов за счёт изменения конструкции и состава абразивного инструмента.

Основное содержание работы

Используя типовую схему взаимодействия абразивного зерна шлифовального круга с обрабатываемым материалом, рекомендуемую в работах профессора А.В. Королёва Q_M^Σ за конечное время обработки t :

$$Q_M^\Sigma = \frac{10^3 \cdot \gamma \cdot v_d^2 \cdot t^{3/2} \cdot H \cdot \tau \cdot K_H \cdot K_L (a_3^1 \cdot P_1 + a_3^2 \cdot P_2 + \dots + a_3^n \cdot P_n)}{\Gamma \cdot P \sqrt{v_K^2 + v_d^2 + S_{\text{Поп}}^2 + S_{\text{Пр}}^2 + 2v_K \sqrt{v_d^2 + S_{\text{Поп}}^2}}}, \quad (1)$$

где γ – плотность обрабатываемого материала детали г/см³; v_d – скорость вращения детали, м/с; v_K – скорость вращения круга, м/с; t – глубина шлифования, мм; $S_{\text{Поп}}$ – поперечная подача, м/с; $S_{\text{Пр}}$ – продольная подача, м/с; H – высота шлифовального круга, мм; τ – время шлифования, с; $K_H = \frac{S_{\text{Пр}}}{H}$ – продольная подача в долях высоты шлифовального круга;

$K_L = \frac{L_{\text{оф}}}{L_o} = b_d \left(\frac{t}{R_a^H} \right)^{v_d}$ – коэффициент, учитывающий уменьшение реальной дуги контакта, вследствие неровности контактирующих поверхностей (здесь R_a^H – исходная шероховатость обрабатываемой поверхности детали; b_d и v_d – параметры опорной кривой профиля поверхности детали); $a_3^1, a_3^2, \dots, a_3^n$ – зернистость каждого сектора шлифовального круга соответственно; P_1, P_2, \dots, P_n – соответствующее число секторов шлифовального круга каждой зернистости, $P = P_1 + P_2 + \dots + P_n$;

$\Gamma = \sqrt{\frac{d_d D_K}{d_d + D_K}}$ – параметр соотношения диаметров шлифовального круга и обрабатываемой детали, мм^{1/2}.

Результаты выполненных по формуле (1) расчётов в сравнении с экспериментальными данными подтвердили целесообразность использования при шлифовании деталей разнозернистых кругов для повышения производительности обработки за счёт увеличения съёма материала и их хорошую сходимость.

По результатам проведённого технологического поиска разработано принципиальное конструктивное исполнение многосекторного разнозернистого круга (рис. 1).

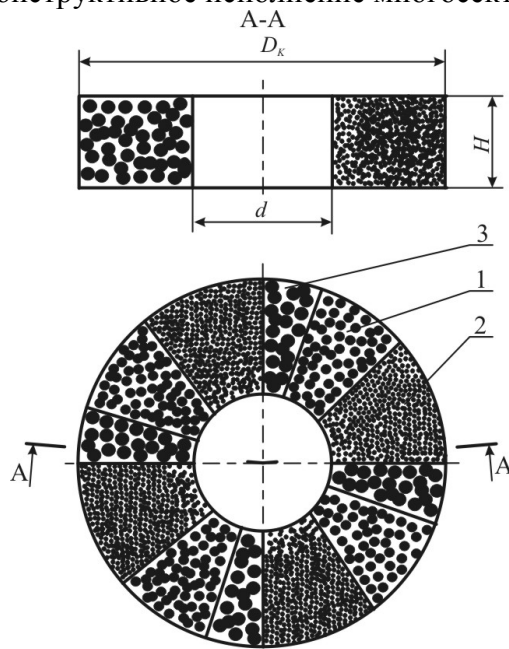


Рис. 1. Схема многосекторного шлифовального круга разной зернистости:

- 1 – крупнозернистый участок;
- 2 – мелкозернистый участок;
- 3 – участок абразива меньшей твёрдости

Шлифовальный инструмент содержит крупнозернистые участки абразива и расположенные за ними участки мелкозернистые, которые попарно разделены участками

меньшей твёрдости, при этом длины крупнозернистого и мелкозернистого участка шлифовального круга – одинаковы и каждый из них больше, чем длина участка меньшей твёрдости. Участок мелкозернистого абразива состоит из микрошлифпорошков, участок крупнозернистого абразива – из шлифзерна, участок меньшей твёрдости состоит из шлифпорошка (патент РФ на изобретение №2395381).

Так как качество обработанной поверхности детали зависит от температуры в зоне обработки, был проведён анализ условий контактирования абразивных зёрен шлифовального круга с обрабатываемым материалом, позволивший через приведённый коэффициент трения μ_{Σ} получить формулу определения температуры в зоне шлифования Θ при наличии плёнообразующего материала, снижающего коэффициент трения в зоне контакта:

$$\Theta = \frac{0,427 \cdot L_p \cdot \Theta_{\Pi} (1 + \mu_{\Sigma} \cdot \mu_{\Pi\Pi})}{HB \cdot \mu_{\Pi\Pi} (1 - \mu_{\Sigma}^2)}, \quad (2)$$

где L_p – скрытая теплота плавления на единичной площадке контакта, ккал/см²; Θ_{Π} – температура плавления контактируемого материала, °С; HB – твёрдость контактируемого материала; $\mu_{\Pi\Pi}$ – коэффициент трения плёнки, образующейся на контактных поверхностях в зоне обработки.

Анализ формулы (2) и выполненные расчёты показали целесообразность введения плёнообразующего материала, обладающего низким коэффициентом трения и снижающего температуру в зоне шлифования. Θ . Это позволило разработать состав абразивной смеси для шлифовальных кругов, содержащих 0,5 – 0,7% диоксида хрома (патент РФ на изобретение № 2392109). При температурах выше 400 °С диоксид хрома разлагается, а свободный йод образует с металлом соединения, обладающие низким коэффициентом трения. Снижение температуры в зоне шлифования приводит к уменьшению количества и площади прижогов на обработанной поверхности детали [3].

В лабораторных и производственных условиях на станках моделей 3М151, 3Б722 и 3Г185 были проведены экспериментальные исследования по определению оптимальных конструкций и составов шлифовальных кругов при обработке сталей и сплавов. Результаты исследований, представленные в табл. 1 показывают, что наибольший эффект по производительности и качеству получаемого поверхностного слоя достигается в случае, если шлифовальный круг состоит из 12 секторов: 4 – крупнозернистых участка; 4 – мелкозернистых; 4 – меньшей твёрдости. Это позволяет сделать вывод о том, что предложенная модель шлифовального круга, состоящая из 12 секторов, является наиболее эффективной.

Из формулы (1) следует, что для повышения эффективности процесса круглого шлифования по показателям производительности, качеству обработанной поверхности при назначении режимов шлифования необходимо учитывать соотношение между диаметром используемого шлифовального круга D_K и диаметром обрабатываемой детали d_d . Это может быть учтено соответствующими коэффициентами на продольную подачу K_d^S и скорость вращения обрабатываемой детали K_d^V .

Алгоритм расчёта указанных коэффициентов приведён на рис. 2. Результаты выполненных экспериментальных исследований позволяет сделать вывод о существенном улучшении состояния поверхностного слоя деталей по качественным показателям в случае назначения режимов шлифования с учетом поправочных коэффициентов K_d^S и K_d^V . Последнее приводит к снижению числа прижогов N_{Π} на площади обработанной

поверхности 10^2 см^2 почти в 2,5 раза и уменьшению до 3-х раз суммарной площади прижога.

Таблица 1. Показатели эффективности разноразмерного круга в зависимости от количества секторов

Обрабатываемый материал	Кол-во секторов в абразивном круге	Показатели эффективности				
		$Y, \text{ з/з}$	$R_a, \text{ мкм}$	$\sigma_{осм}, \text{ МПа}$	$N_{П}, \text{ шт.}$	$\Delta N_{П}, \%$
Сталь 20ХН2МА	стандартный круг	4,95	2,12	350	11	35
	6	5,12	2,02	340	9	20
	9	5,85	1,87	310	8	18
	12	6,10	1,63	280	6	10
	15	5,73	1,61	280	6	12
Сталь 12Х2Н4А	стандартный круг	4,76	2,19	360	13	37
	6	4,95	2,05	340	10	20
	9	5,29	1,90	320	8	18
	12	5,65	1,64	300	5	12
	15	5,05	1,65	300	6	17
Сплав ХН62МВКЮ	стандартный круг	4,08	2,16	490	15	40
	6	4,26	2,03	450	12	33
	9	4,58	1,87	400	10	25
	12	4,75	1,75	380	7	18
	15	4,50	1,72	380	8	22
Сплав ХН77ТЮР	стандартный круг	4,05	2,24	510	15	45
	6	4,22	2,12	470	13	39
	9	4,49	1,93	420	10	30
	12	4,65	1,77	400	7	20
	15	4,37	1,80	390	8	20

При этом отмечается существенное уменьшение разброса показателей качества поверхностного слоя деталей и числа прижогов при назначении режимов шлифования с учётом соотношения D_k/d_d , о чём свидетельствуют данные, приведённые в табл. 2.

Оценка эффективности применения многосекторного шлифовального круга осуществлялась по числу прижогов на обработанных поверхностях $N_{П}$ и их относительной площади $\Delta N_{П}$ при шлифовании партии деталей из 5 штук диаметром 40 мм и длиной 360 мм на одних и тех же режимах (рис. 3).

Установлено, что использование при шлифовании кругов, содержащих диоксид хрома, более чем на 20% снижает температуру в зоне контакта (рис. 4). При этом одновременно наблюдается стабилизация температуры в зоне контакта круга с диоксидом хрома в зависимости от числа двойных ходов, что способствует уменьшению количества прижогов на обработанной поверхности.

На образцах из сталей 20ХН2МА, 12Х2Н4А и сплавов ХН77ТЮР, ХН62МВКЮ проведены сравнительные исследования характера распределения технологических остаточных напряжений $\sigma_{осм}$ по толщине поверхностного слоя с изменёнными физико-механическими свойствами ΔH (рис. 5, 6). Шлифование проводилось с использованием обычного круга из электрокорунда белого 25А зернистостью 25 на керамической связке К1 с наружным диаметром 400 мм и разноразмерного круга такого же диаметра, но имеющего 12 секторов из абразивных зёрен электрокорунда белого 25 А зернистости 12, 25, 40 на керамической связке К1. Обработка образцов велась на круглошлифоваль-

ном станке мод. 3М151 с использованием в качестве СОТС «Аквол-5» для сталей 20ХН2МА, 12Х2Н4А и «Укринол-14» для сплавов ХН77ТЮР, ХН62МВКЮ.

Таблица 2. Результаты сравнительных исследований состояния поверхностного слоя детали после шлифования

Обрабатываемый материал	Показатели качества				
	$\sigma_{ост}$, МПа	ΔH , мм	R_a , мкм	$N_{П}$, шт	$\Delta N_{П}$, %
<i>Справочный режим шлифования</i>					
Сталь:					
20ХН2МА	330–400	0,38–0,55	1,84–2,05	8–12	30–40
12Х2Н4А	330–390	0,38–0,48	1,80–2,32	8–14	30–45
Сплав:					
ХН62МВКЮ	500–650	0,45–0,65	1,60–1,85	12–20	40–50
ХН77ТЮР	480–560	0,40–0,56	1,76–2,03	10–16	35–45
<i>Режим шлифования, учитывающий K_D^S и K_D^V</i>					
Сталь:					
20ХН2МА	320–350	0,35–0,42	1,72–1,85	3–5	10–15
12Х2Н4А	320–360	0,34–0,40	1,68–1,82	3–5	10–15
Сплав:					
ХН62МВКЮ	480–520	0,42–0,47	1,60–1,70	4–9	15–20
ХН77ТЮР	450–490	0,38–0,48	1,65–1,74	4–7	15–20

По результатам выполненных экспериментальных исследований получены следующие эмпирические зависимости показателей эффективности шлифования (Y , R_a , $\sigma_{ост}$) от предела текучести материала детали σ_m и режимов обработки (v_D , $S_{ПР}$):

- при наружном круглом шлифовании многосекторным кругом разной зернистости:

$$Y = 10,384\sigma_m^{0,123} v_D^{0,496} S_{ПР}^{0,305}; R_a = 2,185\sigma_m^{0,254} v_D^{0,293} S_{ПР}^{0,512}; \sigma_{ост} = 381,46\sigma_m^{0,515} v_D^{0,194} S_{ПР}^{0,253}$$

$$(F_f = 2,47; \sigma_m = (300-500 \text{ МПа}), v_D = (0,3-0,8) \text{ м/с}, S_{ПР} = (0,01-0,05) \text{ м/с});$$

- при шлифовании кругами с диодидом хрома:

$$Y = 18,985\sigma_m^{0,151} S_{ПР}^{0,376} S_{ВР}^{0,534}; R_a = 3,564\sigma_m^{0,265} S_{ПР}^{0,317} S_{ВР}^{0,608}; \sigma_{ост} = 564,57\sigma_m^{0,495} S_{ПР}^{0,214} S_{ВР}^{0,396} (F_f = 2,47; \sigma_m = (300-500 \text{ МПа}), S_{ВР} = (0,01-0,02) \text{ мм/дв.ход}, S_{ПР} = (0,02-0,06) \text{ м/с}).$$

Экспериментальные исследования на установках для испытания материалов на истирание показали, что применение многосекторных шлифовальных кругов разной зернистости позволяет повысить износостойкость деталей в 1,5–1,8 раза. Применение абразивных инструментов с диодидом хрома также в 1,3–1,4 раза повышает износостойкость деталей, снижая до 4-х раз их брак в зависимости от размеров и конфигурации деталей [4].

Промышленные испытания многосекторных разнозернистых абразивных кругов на керамической связке К1 размерами 150x16x32, 200x20x32, 350x40x127, 400x40x127 и абразивных инструментов, содержащих диодид хрома, проведены на ОАО «Красный гидропресс» (г. Таганрог), ОАО ТАВИА (г. Таганрог), ОАО «Ейский станкостроительный завод» (г. Ейск), ООО «Завод Югмашдеталь» (г. Таганрог) и ООО «Металл-Пром-инвест» (г. Таганрог). Эффективность предлагаемых абразивных инструментов оценивалась по снижению числа бракованных деталей из-за неудовлетворительного состояния их поверхностного слоя по показателям шероховатости и количеству прижо-

гов (рис. 7). Анализ результатов испытаний показал, что изготовление и применение многосекторных шлифовальных кругов разной зернистости эффективно, когда годовой расход шлифовальных кругов на предприятии составляет не менее 8, а абразивных инструментов с диоксидом хрома – не менее 5.

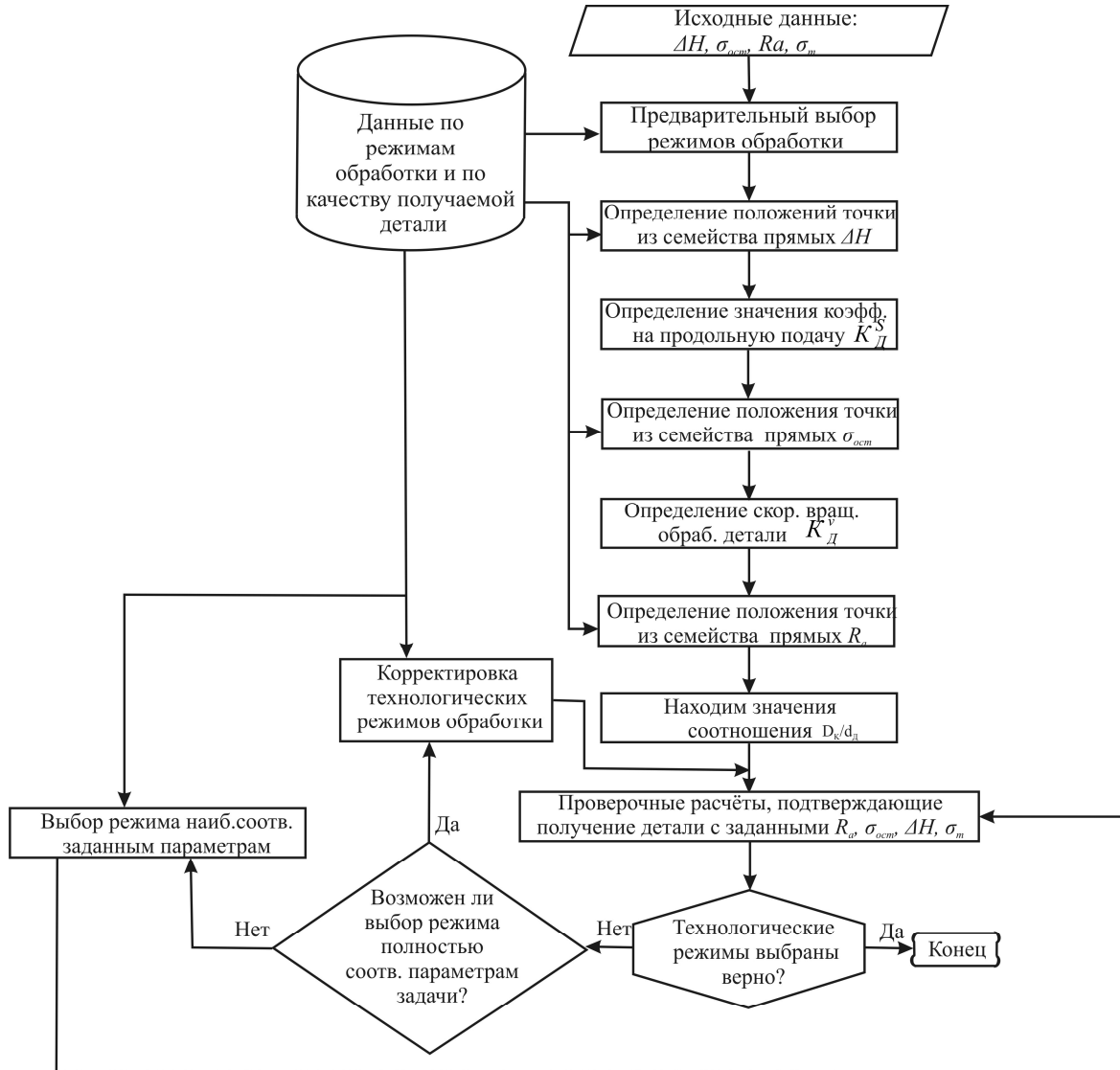


Рис. 2. Алгоритм назначения поправочных коэффициентов K_D^S и K_D^V

Выводы

1. Теоретически доказано и экспериментально подтверждено повышение в 1,4 – 1,6 раза производительности обработки по съему металла при использовании в процессах шлифования 12-ти секторных шлифовальных кругов разной зернистости.

2. Разработаны конструкция и состав нового абразивного инструмента разной зернистости, применение которого обеспечивает уменьшение в 1,5 – 1,8 раза параметров шероховатости обработанной поверхности, на 15 – 20% снижает величину технологических остаточных напряжений в материале поверхностного слоя детали и более чем в 2 раза уменьшает число и суммарную площадь прижогов.

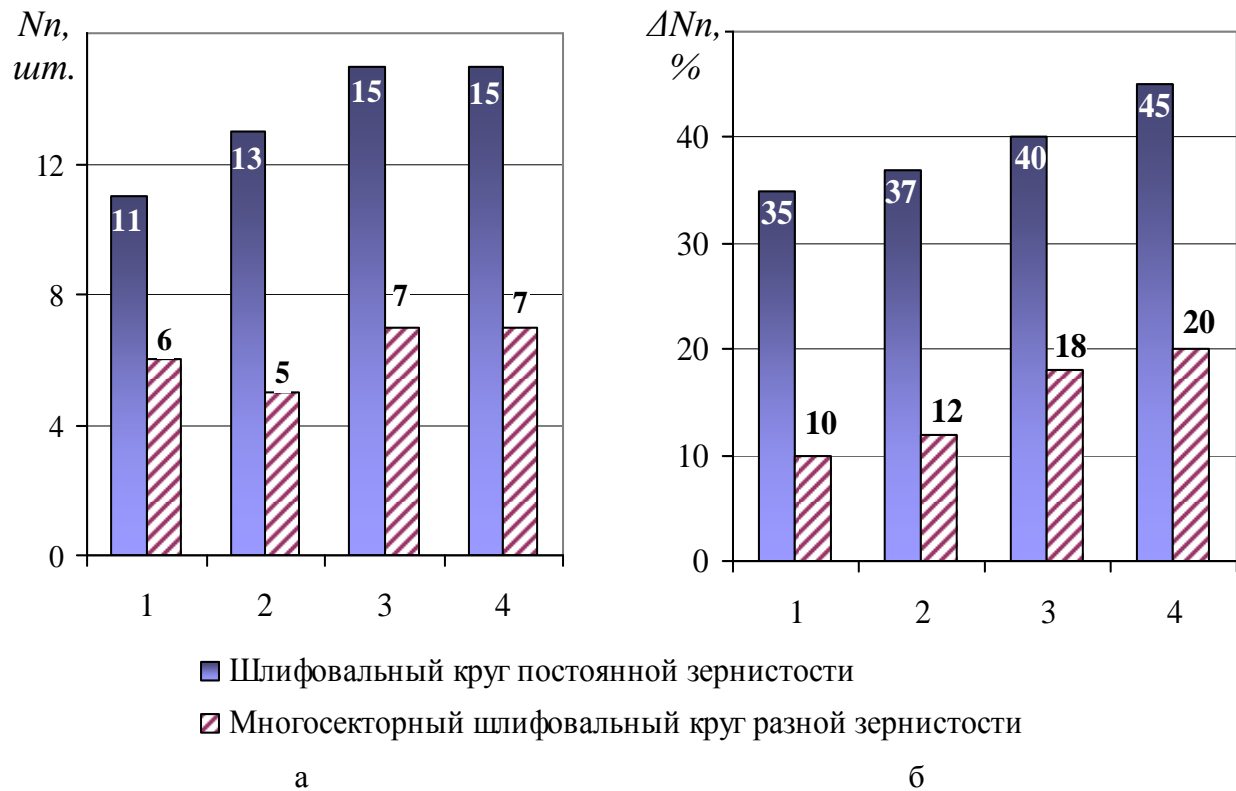


Рис. 3. Сравнительные данные числа прижогов N_{II} (а) и их относительной площади ΔN_{II} (б) на обработанных поверхностях деталей из: 1 – стали 20ХН2МА; 2 – 12Х2Н4А стали; 3 – сплава ХН62МВКЮ; 4 – сплава ХН77ТЮР

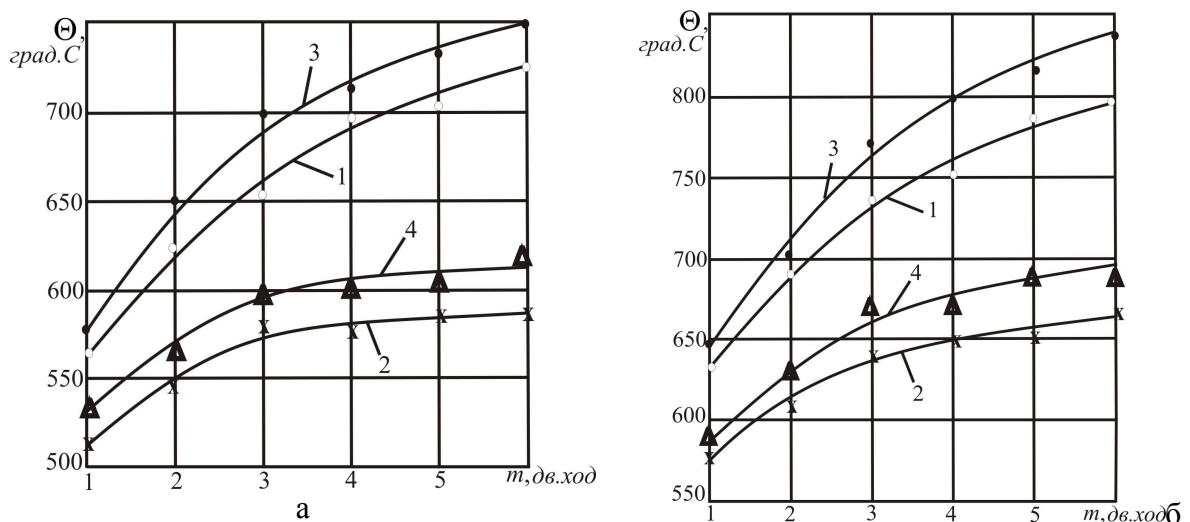


Рис. 4. Зависимость температуры Θ в зоне контакта шлифовального круга с обрабатываемой поверхностью от числа проходов m при обработке: а – сталей 20ХН2МА (кривые 1,2) и 12Х2Н4А (кривые 3,4) абразивным инструментом без диоксида хрома (кривые 1,3) и с диоксидом хрома (кривые 2,4); б – сплавов ХН62МВКЮ (кривые 1,2) и ХН77ТЮР (кривые 3,4) абразивным инструментом без диоксида хрома (кривые 1,3) и с диоксидом хрома (кривые 2,4)

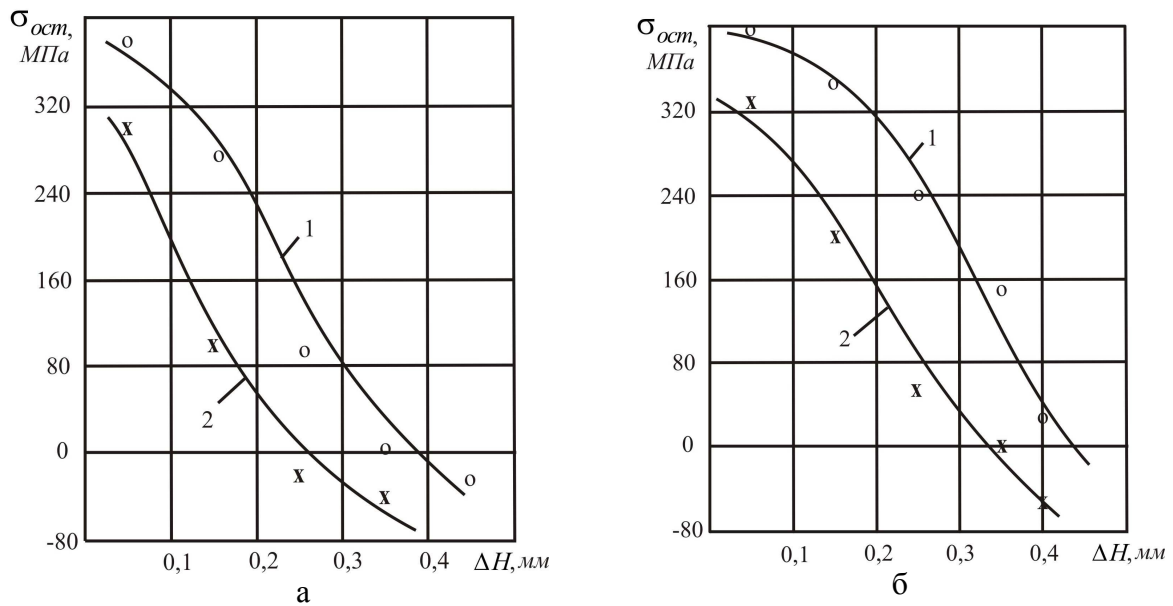


Рис. 5. Распределение технологических остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ в поверхностном слое образцов из сталей 20XH2MA (а) и 12X2H4A (б): кривая 1 – при шлифовании стандартным кругом; кривая 2 – при шлифовании многосекторным разнозернистым кругом

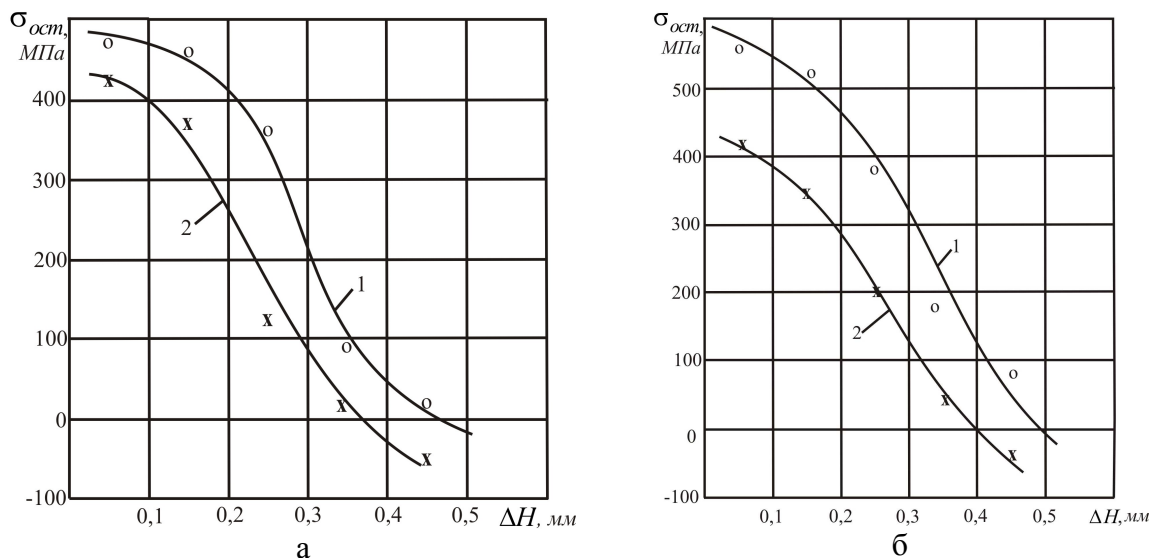


Рис. 6. Распределение технологических остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ в поверхностном слое образцов из сплавов XH77TЮP (а) и XH62MBKЮ (б): кривая 1 – при шлифовании стандартным кругом; кривая 2 – при шлифовании многосекторным разнозернистым кругом

3. Впервые теоретически и экспериментально доказана возможность использования в составе массы для изготовления абразивного инструмента дийодида хрома, с помощью которого образуются плёнки, обеспечивающие на 20 – 30% снижение температуры в зоне шлифования и, как следствие, в 1,5 – 2 раза уменьшает число и суммарную площадь прижогов.

4. Приведённые в работе теоретические положения и результаты экспериментальных исследований защищены патентами Российской Федерации и могут быть ис-

пользованы при создании новых абразивных инструментов для повышения эффективности разных способов шлифования деталей и из разных абразивных инструментов.

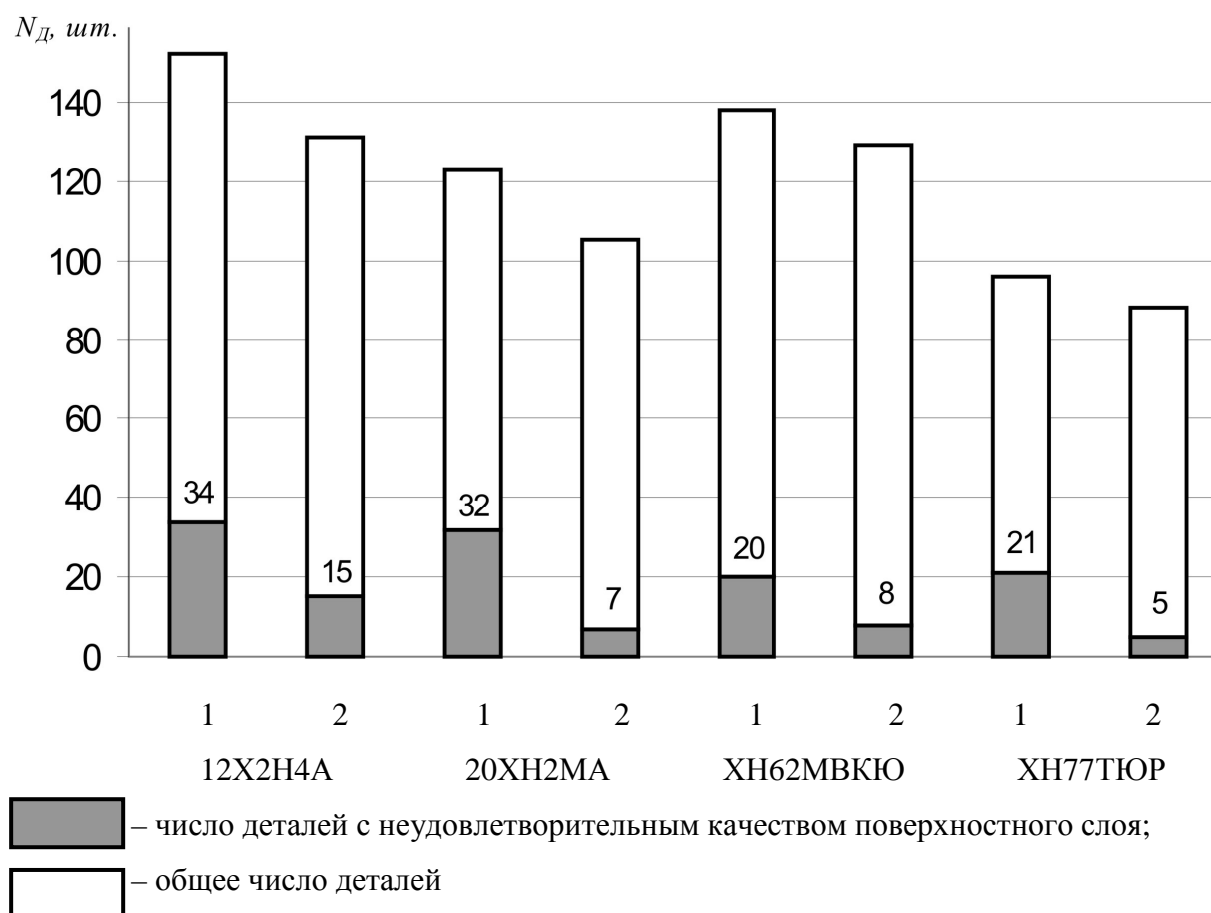


Рис. 7. Результаты использования разработанных рекомендаций по повышению эффективности обработки деталей шлифованием (по данным ООО «Красный гидропресс», ОАО «ТАВИА»): 1 – стандартными шлифовальными кругами; 2 – с использованием разнозернистого или содержащего соединения йода абразивного инструмента

Список литературы

1. Суслов А.Г. Инженерия поверхности деталей / А.Г. Суслов, В.Ф. Безъязычный, Ю.В. Панфилов. – М.: Машиностроение, 2008. – 426 с.
2. Латышев В.Н. Применение йода как компонента СОТС при резании металлов / В.Н. Латышев, А.Г. Наумов, В.С. Раднюк // Металлообработка. – 2008. – №3(45). – С. 9 – 14.
3. Бутенко В.И. Исследование особенностей формирования показателей качества поверхностного слоя деталей при различных способах шлифования / В.И. Бутенко, Д.С. Дуров, Л.В. Гусакова // В кн.: Практика и перспективы развития партнёрства в сфере высшей школы: материалы 10-го Междунар. науч.-практ. семинара. – Донецк: Изд-во ДонНТУ, 2009. – Т.2. – С. 56 – 67.
4. Бутенко В.И. Направление формирования заданных эксплуатационных показателей качества поверхностного слоя деталей при шлифовании / В.И. Бутенко, Д.С.

Дуров, Л.В. Гусакова // Материалы Междунар. науч.-практ. конф. «Современные направления теоретических и прикладных исследований 2009»: Сб. науч. трудов. – Одесса: Изд-во НИПКИ ОНМУ, 2009. – С. 126 – 129.

Рецензент: Молчанов О. Д.

Надійшла до редколегії 30. 03. 2012

**В.І. БУТЕНКО
Л.В. ГУСАКОВА
Р.Г. ШАПОВАЛОВ**

Таганрогський технологічний інститут Південного федерального університету

РОЗРОБКА ТА ДОСЛІД ШЛІФУВАЛЬНИХ КРУГІВ ДЛЯ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ ІЗ ХРОМОНІКЕЛЕВИХ СПЛАВІВ

В роботі запропонована, обгрунтована та експериментально підтверджена ефективність процесу шліфування за рахунок розробленої конструкції багатосекторного шліфувального круга різної зернистості і введення у склад абразивної маси плівкоутворюючої речовини, що забезпечує збільшення знімання металу з оброблюваної поверхні, зниження температури в зоні обробки та коефіцієнту тертя, числа і площі припалів на обробленій поверхні, зниження параметрів шорсткості деталей. Підтверджена можливість істотного підвищення зносостійкості деталей трібосистем в результаті застосування технологічного трібоекранування поверхневого шару.

Ключові слова: шліфувальний круг, абразивна маса, коефіцієнт тертя, припали, поверхневий шар, деталь, шорсткість.

**V.I. BUTENKO
L.V. GUSAKOVA
R.G. SHAPOVALOV**

Taganrog Institute of Technology, Southern Federal University

DEVELOPMENT AND RESEARCH OF DIAMOND-IMPREGNATEDS FOR TREATMENT OF DETAILS FROM CHROMO-NICKEL STEELS AND ALLOYS

We offered, grounded the efficiency of process of polishing due to the use of the developed construction of multispectral diamond-impregnated of different grittiness and introduction is experimentally confirmed in the complement of abrasive mass of formative tape matter, providing the increase of output of metal from the processed surface, decline of temperature in the area of treatment and coefficient of friction, numbers and areas of burns on the treated surface, decline of parameters of roughness of detail. Possibility of substantial increase of wearproofness of details of tribosystems is confirmed as a result of application of technological triboscreening of superficial layer.

Keywords: diamond-impregnated, abrasive mass, coefficient of friction, burns, superficial layer, detail, roughness.

УДК 627.7

В.А. Витренко (д-р техн. наук, проф.)**М.А. Кашура** (асп.)

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

РАЗРАБОТКА СХЕМЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ГИПЕРБОЛОИДНОГО ПРИТИРА С ЦЕЛЬЮ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ЗУБЬЕВ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС

Рассмотрены существующие инструменты для притирки зубьев зубчатых колес и определены их недостатки – искажение формы зуба. Предложены: новая форма инструмента для притирки зубьев и схема его формообразования; уравнение для расчета относительной скорости скольжения.

Ключевые слова: зубчатое колесо, профиль зуба, притир, притирка, доводка, инструмент.

Введение

На сегодняшний день известно множество различных методов и инструментов для изготовления цилиндрических зубчатых колес. Для производства колес высокой точности применяют различные доводочные операции, одной из которых является притирка.

Притиры - инструменты, на поверхность которых нанесены зерна абразивного материала [1]. Они должны изготавливаться с высокой степенью точности, так как их применяют на финишной стадии обработки детали.

Зубчатый притир — это чугунное цилиндрическое зубчатое колесо, шаржированное мелкозернистым абразивным порошком [1]. В процессе обработки зубья притира вводятся в зацепление с обрабатываемым колесом. Оси притира и колеса могут быть параллельными и скрещивающимися. В последнем случае требуется продольная подача заготовки вдоль ее оси для обработки зубьев по всей длине. В процессе притирки снимают припуск на толщину зуба не более 0,03 – 0,05 мм [3].

Материал притиров должен быть мягче обрабатываемого металла для того, чтобы абразивные зерна вдавливались в притир, а не в изделие. Для предварительной притирки материал инструмента выбирают мягче, чем для чистовой [1]. Это дает возможность более крупным зернам абразивов закрепиться на поверхности притира, что увеличивает производительность обработки.

Для абразивного материала, внедряющегося в поверхность притира (шаржируемого), применяются притиры из мелкозернистого перлитного чугуна марок СЧ 18-36 и СЧ21-40 твердостью HB 150...170 [1].

Для свободно наносимых на притир абразивных материалов (нешаржируемых) притиры изготавливаются из более твердых материалов: чугуна твердостью HB 200...220, закаленной стали, зеркального стекла. Притиры из стекла используются для окончательной доводки.

Форма притира должна соответствовать форме обрабатываемого изделия. В соответствии с этим различают притиры плоские, цилиндрические, резьбовые и специальные. Для обработки зубчатых колес используют зубчатый притир.

На сегодняшний день для притирки зубьев цилиндрических зубчатых колес известны притиры имеющие форму цилиндрического прямозубого или косозубого колеса, схема изготовления которых находится в плоском станочном зацеплении. Полученные таким образом притиры обрабатывают зубья в плоском станочном зацеплении, где наблюдается точечный характер касания, что не позволяет добиться высокой точности обработки [2].

В процессе притирки зубьев, прямозубыми или косозубыми притирами, появляется относительное скольжение зубьев обрабатываемого колеса и инструмента. С одной стороны зуба обрабатываемый материал смещается от делительной окружности к головке и к ножке зуба, (рис. 1), [2, 10], в результате чего в зоне делительной окружности появляется впадина. На другой стороне зуба (ведомой) металл перемещается от головки и ножки зуба к делительной окружности. На рабочей поверхности зуба происходит наволакивание металла, приводящее к образованию выступа или бугра [2, 10]. Поэтому наружный диаметр зубчатого колеса несколько увеличивается, а зубья колеса принимают искаженную форму.

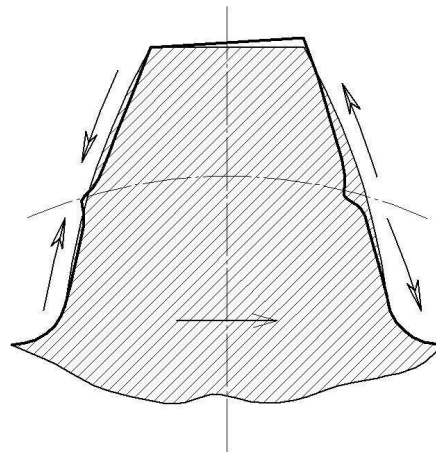


Рис. 1. Искажение формы зуба [2, 10]

После обработки зубьев при помощи рассмотренных притиров, из-за искажения формы зуба, требуется дальнейшая механическая обработка (шлифовка). Кроме того, такие притиры не позволяют обрабатывать переходные поверхности зубьев, на которых возникают усталостные трещины, вызывающие поломку зубьев. Поэтому, кроме притирки боковых поверхностей зубьев, необходимо производить притирку переходных поверхностей зубьев.

Для исключения волны пластически деформируемого металла необходимо контактные линии на поверхности обрабатываемого изделия развернуть под углом к продольной подаче инструмента. Из контактно-гидродинамической теории смазки и триботехники известно, что при совпадении контактной линии с направлением подачи образуется волна пластически деформируемого металла, при этом процесс притирки является самым неблагоприятным. С увеличением этого угла происходит процесс притирки поверхности зуба со скольжением, при котором притир «всплывает» на обрабатываемую поверхность. Поэтому необходимо изменить форму инструмента.

Схема изготовления цилиндрических зубчатых притиров находится в плоском станочном зацеплении (при параллельных осях инструмента и обрабатываемой детали), поэтому в процессе обработки зубчатого колеса инструментом, полученного по такой схеме изготовления, наблюдается точечный характер касания. Для увеличения пятна

контакта и уменьшения деформации профиля зуба в процессе обработки предлагается использовать винтовой гиперболоидный притир.

Целью данной работы является разработка схемы изготовления винтового гиперболоидного притира, который позволит получить линейный характер касания между инструментом и зубчатым колесом, что позволит достичь более высокой точности обработки зубьев зубчатых колес.

Основное содержание работы

Для основных схем притирки (с параллельными осями колеса и притира, со скрещивающимися осями в плотном зацеплении) применяются притиры, имеющие форму цилиндрического прямозубого или косозубого колеса (рис. 2, 3) [6].

Притирка одним притиром (рис. 2) заключается во взаимной обкатке зубчатого колеса и чугунного притира (колеса) такого же модуля, на который наносится абразивная паста. В процессе притирки обрабатываемое колесо, помимо вращения, совершает небольшие осциллирующие перемещения в радиальном направлении, а инструмент, помимо вращения, - небольшое возвратно - поступательное движение в осевом направлении.

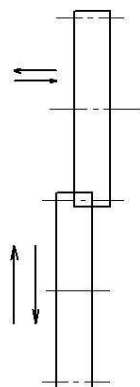


Рис. 2. Схема притирки одним притиром

Цилиндрический зубчатый притир работают в плоском станочном зацеплении, т.е. по схеме, когда оси обрабатываемого колеса и притира параллельны. Профиль притира получают по такой же схеме, т.е. в плоском станочном зацеплении.

Отделка зубчатых колес с помощью трех притиров на непараллельных скрещивающихся осях заключается в том, что обрабатываемое зубчатое колесо обкатывают между тремя притирами, оси которых скрещиваются между собой (рис. 3).

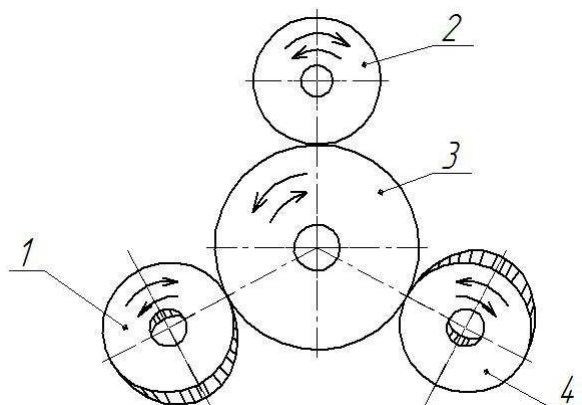


Рис. 3. Схема притирки тремя притирами на непараллельных скрещивающихся осях

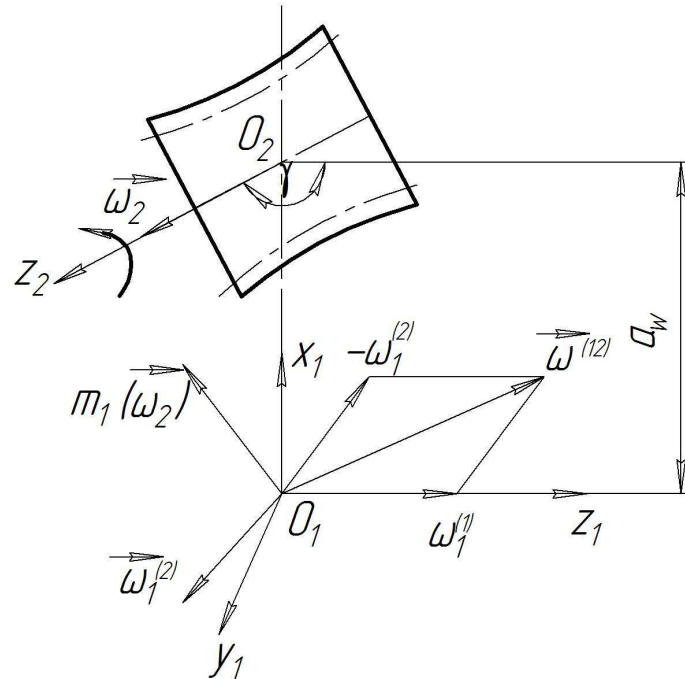


Рис. 4. Схема вращений на скрещивающихся осях

На качество притирки влияют следующие параметры: γ - угол между контактной линией и направлением подачи и относительная скорость скольжения контактирующих зубьев \vec{V}^{12} , т.е. чем больше угол - γ тем больше относительная скорость \vec{V}^{12} , влияющая на качество обработки (рис. 4).

Определим относительную скорость скольжения контактирующих зубьев обрабатываемого колеса и предлагаемого притира.

Рассмотрим зацепление гиперболического инструмента и обрабатываемого зубчатого колеса как передачу на скрещивающихся осях, в которой притир вращается вокруг своей оси O_2z_2 , а обрабатываемое зубчатое колесо вращается вокруг оси O_1z_1 (рис. 4).

Рассмотрим точку контакта на инструменте, вектор скорости которой \vec{V}_2 представляет собой геометрическую сумму двух скоростей, а именно: вращательное движение вокруг оси O_1z_1 с угловой скоростью $\vec{\omega}^{(2)}$ и поступательное движение со скоростью, определяемой вектор моментом $m_1(\vec{\omega}_2)$.

Относительная скорость скольжения точки обрабатываемого колеса относительно точки контакта инструмента, определим следующим образом:

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

Относительное движение обрабатываемого цилиндрического зубчатого колеса относительно инструмента определяется при помощи вектора $\vec{\omega}_1^{(12)} = \vec{\omega}_1^{(1)} - \vec{\omega}_1^{(2)}$, который проходит через точку приведения O_1 , и при помощи вектора-момента $m_1(\vec{\omega}_2)$.

В этих выражениях:

$$\begin{aligned}\vec{\omega}_1^{(1)} &= \omega_1 \vec{k}; \\ \vec{\omega}_1^{(2)} &= \omega_2 \sin \gamma \vec{j} + \omega_2 \cos \gamma \vec{k}; \\ \vec{\omega}_1^{(12)} &= -\omega_2 \sin \gamma \vec{j} + (\omega_1 - \omega_2 \cos \gamma) \vec{k}; \\ \vec{A} &= -A \vec{i}\end{aligned}\quad (2)$$

где: $\vec{i}, \vec{j}, \vec{k}$ – единичные орты координатных осей. Для простоты расчетов примем величину угловой скорости обрабатываемого колеса $\omega_1 = 1$ рад/с., тогда угловая скорость инструмента: $\omega_2 = \omega_1 \cdot u_{21}$

Принимая во внимание выше принятые обозначения, получим проекции относительной скорости скольжения на декартовы оси координат:

$$\begin{aligned}V_x^{(12)} &= -y(1 - u_{21} \cos \gamma) - zu_{21} \sin \gamma; \\ V_y^{(12)} &= x(1 - u_{21} \cos \gamma) - Au_{21} \cos \gamma; \\ V_z^{(12)} &= (x + A)u_{21} \sin \gamma.\end{aligned}\quad (3)$$

Для получения истинных значений проекций скорости относительного движения, правые части выражений (3) необходимо умножить на величину угловой скорости вращения обрабатываемого колеса ω_1 . Если инструмент и притираемое цилиндрическое зубчатое колесо вращаются в сторону, не совпадающую со схемой, представленной на рис. 4, то перед передаточным отношением u_{21} необходимо изменить знак на противоположный.

Для нахождения скорости относительного движения \vec{V}^{12} в системе координат S_1 , жестко связанной с цилиндрическим зубчатым колесом, можно воспользоваться следующим переходом:

$$V_1^{(12)} = M_{10} \cdot V^{12} \quad (4)$$

С учетом вышеприведенных зависимостей найдем проекции скорости относительного движения в системе координат связанной с обрабатываемым зубчатым колесом:

$$\begin{aligned}V_x^{(12)} &= -y_1(1 - u_{21} \cos \gamma) - z_1 u_{21} \sin \gamma \cos \varphi_1 - A u_{21} \cos \gamma \sin \varphi_1; \\ V_y^{(12)} &= (x_1 - r)(1 - u_{21} \cos \gamma) + z_1 u_{21} \sin \gamma \sin \varphi_1 - A u_{21} \cos \gamma \cos \varphi_1; \\ V_z^{(12)} &= -u_{21} \sin \gamma [(x_1 - r) \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + A].\end{aligned}\quad (5)$$

Окончательно относительная скорость скольжения может быть записана в следующем виде:

$$\begin{aligned}
 V_{12} = & \{y_1(u_{21} \cos \gamma - 1) - z_1 u_{21} \sin \gamma \cos \varphi_1 - A u_{21} \cos \gamma \sin \varphi_1 (x_1 - r) \times \\
 & \times (1 - u_{21} \cos \gamma) + z_1 u_{21} \sin \gamma \sin \varphi_1 - A u_{21} \cos \gamma \cos \varphi_1 \times \\
 & \times u_{21} \sin \gamma [(x_1 - r) \cos \varphi_1 - y_1 \sin \varphi_1 + A]\}
 \end{aligned}
 \quad (6).$$

Анализ различных методов формообразования зубообрабатывающего притира показал, что этот инструмент в своем относительном движении будет обрабатываться зуборезной рейкой (рис. 5). Полученный таким образом инструмент будет иметь принципиально новую геометрию и имеет возможность обрабатывать зубчатые колеса с различным числом зубьев [8].

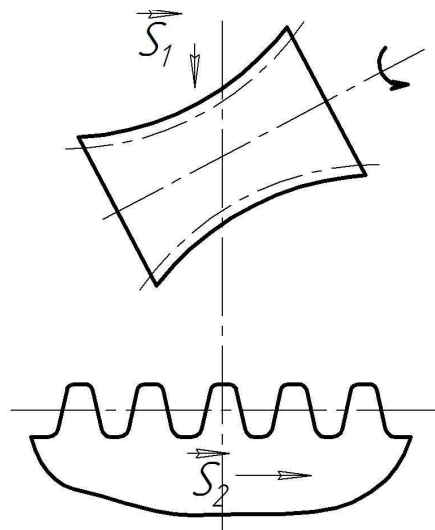


Рис. 5. Схема формообразования притира зуборезной рейкой

Схему формообразования зубообрабатывающего притира, представленную на рис. 5, на практике очень сложно технологически осуществить, так как не существует зубообрабатывающих станков, работающих по представленной схеме.

Для осуществления такой схемы формообразования инструмента необходимо конструировать специальные станки с принципиально новой кинематической схемой или разрабатывать схему формообразования инструмента, приемлемую для существующего станочного оборудования [4, 5].

Рассмотрев существующие станки и их возможности, приходим к выводу, что для осуществления указанной схемы формообразования инструмента возможно применение вертикально-фрезерных станков.

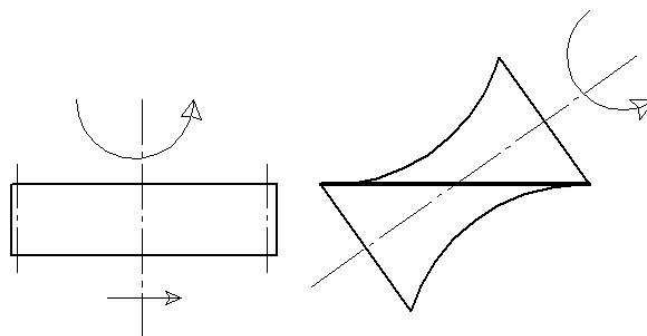


Рис. 6. Схема изготовления винтового гиперболического притира

При изготовлении инструмента по представленной схеме рис. 6, инструментальное колесо движется вдоль горизонтальной плоскости, а его зубья описывают прямолинейную образующую винтового гиперболоида.

Профиль притира в пространственном станочном зацеплении получен при помощи двухпараметрического огибания. Такие тела, как однополостной гиперболоид, имеют неповторяющийся профиль во всех его сечениях по наружной поверхности. Тем более, что зубчатая поверхность однополостного гиперболоида имеет очень сложную геометрическую форму, описываемую при помощи следующих четырех уравнений:

$$\begin{aligned} x_2 &= x_1(\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 + \sin \varphi_1 \sin \varphi_2 \cos \gamma) + y_1(\sin \varphi_2 \cos \varphi_1 \cos \gamma - \\ &- \sin \varphi_1 \sin \varphi_2) - z_1 \sin \varphi_2 \sin \gamma + A \cos \varphi_2 - S_0 \sin \varphi_2 \sin \gamma \\ y_2 &= x_1(\sin \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - \sin \varphi_2 \cos \varphi_1) + \\ &+ y_1(\sin \varphi_1 \sin \varphi_2 + \cos \varphi_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma) z_1 \cos \varphi_2 \sin \gamma - \\ &- S_0 \cos \varphi_2 \sin \gamma - A \sin \varphi_2 \\ z_2 &= x_1 \sin \varphi_1 \sin \gamma - y_1 \cos \varphi_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma + S_0 \cos \gamma + S_T ; \\ f_1(\kappa; \varphi_1; \psi) &= 0 \end{aligned} \quad (7);$$

где φ_1 – угол поворота накатываемого зубчатого колеса;

φ_2 – угол поворота искомого инструмента;

z_1 – число зубьев накатываемого колеса;

z_2 – число витков (заходов) гиперболоидного накатника;

γ – угол скрещивания осей накатываемого зубчатого колеса и гиперболоидного накатника;

A – межосевое расстояние в станочном зацеплении обрабатываемого колеса с накатным инструментом.

Вывод

Предложена схема изготовления винтового гиперболоидного притира, который в процессе обработки зубьев зубчатых колес позволит: обрабатывать основные и переходные поверхности зубьев; уменьшит искажение формы зуба; увеличит пятно контакта между зубьями инструмента и детали.

В то же время предложенная схема изготовления притира является простой, так как для его производства необходим инструмент и оснастка, используемые для изготовления других зубообрабатывающих инструментов.

Список литературы

1. Абразивная и алмазная обработка материалов: справочник / А.Н. Резников, Е.И. Алексенцев, М.И. Барат и др. – М.: Машиностроение, 1977. – 391 с.
2. Витренко А.В. Отделочно–упрочняющая обработка зубьев цилиндрических колёс / А.В. Витренко, И.А. Кириченко // Надёжность инструмента и оптимизация технологических систем: сборник научных работ. – 2007. – Вып.21. – С. 202 – 206.
3. Данилевский В.В. Технология машиностроения: учебник для техникумов / В.В. Данилевский. – 5-е изд., перераб. и доп. — М.: Высш. шк., 1984. – 416 с

4. Лашнев С.И. Формообразование зубчатых деталей реечными и червячными инструментами / С.И. Лашнев. – М.: Машиностроение, 1971. – 215 с.
5. Лашнев С.И. Расчет и конструирование металлорежущих инструментов с применением ЭВМ / С.И. Лашнев, М.И. Юликов. – М.: Машиностроение, 1975. – 392 с.
6. Овумян Г.Г. Справочник зубореза / Г.Г. Овумян, Я.И. Адам. — 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1983 — 223 с
7. Производство зубчатых колес: справочник / С.Н. Калашников, А.С. Калашников, Г.И. Коган и др.; под общ. ред. Б.А. Тайца. – 3-е изд., перераб. и доп. – М.: Машиностроение, 1990. – 464 с.
8. Родин П.Р. Металлорежущие инструменты / П.Р.Родин. – К.: Вища школа, 1986. – 455 с.
9. Витренко О.С. Повышение точности упрочняющей накатки зубьев за счет разработки принципиально новой геометрии накатного инструмента: дис. канд. техн. наук / О.С. Витренко ; ВНУ им. В.Даля. – 2010.
10. SURFACE DENSIFIED P/M TRANSMISSION GEAR, Hогanas AB, SE-263 83 / S. Bengtsson, L. Forden, S. Dizdar, P. Johansson ; Hогanas, Sweden.

Рецензент: Матюха П. Г.

Надійшла до редколегії 05. 12. 2011

В.О. ВІТРЕНКО

М.О. КАШУРА

Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля

РОЗРОБКА СХЕМИ ВИГОТОВЛЕННЯ ГІПЕРБОЛОЇДНОГО ПРИТИРА З МЕТОЮ ПІДВИЩЕННЯ ТОЧНОСТІ ОБРОБКИ ЗУБІВ ЗУБЧАСТИХ КОЛІС

Розглянуті існуючі інструменти для притирання зубів зубчастих коліс і визначені їх недоліки – викривлення форми зуба. Запропоновані: нова форма інструменту для притирання зубів і схема його формоутворення; рівняння для розрахунку відносної швидкості ковзання.

Ключові слова: зубчасте колесо, профіль зуба, притир, притирання, доведення, інструмент.

V.A. VITRENKO

M.A. KASHURA

East-Ukrainian National University named after V. Dal

DEVELOPMENT OF CHART OF MAKING OF HYPERBOLOIDAL LAPPING TOOLS WITH THE PURPOSE OF INCREASE OF EXACTNESS OF TREATMENT OF POINTS OF GEAR-WHEELS

We considered existing tools for burnishing teeth gears and identified their shortcomings – distortion of shape tooth. We proposed: a new form of tooth and tool for lapping its scheme forming; the equation for the calculation of the relative sliding speed.

Keywords: gear tooth profile, lap, bedding, lapping tool.

УДК 621.95.02

В.В. ГУССВ (д-р. техн. наук, проф.) mc@mech.dgtu.donetsk.ua

Ю.О. ГРИНЬОВ (канд. техн. наук., доц.)

О.В. МІРОШНИЧЕНКО (канд. техн. наук., доц.)

В.В. КУНДЕУС (студ.)

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

Т.А. ВОЄВОДІНА (асист.)

Приазовський державний технічний університет, м. Маріуполь, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ КОНСТРУКТИВНИХ ПАРАМЕТРІВ ЗБІРНИХ СВЕРДЕЛ, ЩО ЗАБЕЗПЕЧУЮТЬ МІНІМАЛЬНУ РАДІАЛЬНУ СКЛАДОВУ СИЛИ РІЗАННЯ

Запропоновано методику розрахунку складових сили різання на збірному свердлі при свердлінні залізничних рейок. Визначені геометричні параметри робочої частини збірного свердла, що забезпечують мінімальну радіальну складову сили різання.

Ключові слова: збірне свердло, складова сили різання, геометричні параметри.

Вступ

З метою забезпечення надійного та безпечного залізничного сполучення необхідно постійно спостерігати за станом залізничних рейок та проводити при необхідності заміну зношених на нові. В зв'язку з проведенням Україною чемпіонату Європи з футболу здійснюється масове виробництво нових залізничних рейок та заміна ними старих. При виготовленні нових рейок виникає необхідність обробки в них отворів під кріпильні елементи. На підприємствах ця обробка виконується за допомогою збірних твердосплавних свердел з механічним кріпленням багатограних непереточуваних пластин (БНП) (рис. 1). Як показує досвід обробки, свердла, що застосовуються, мають низьку працездатність [1]. Це пояснюється складними умовами роботи осьового інструменту, викликаними особливостями конструкції свердел та процесу обробки [2]. В роботі [3] основною причиною виходу зі строю збірних свердел вважається наявність дисбалансу сил, що виникає при складанні радіальної та тангенціальної складових сили різання від кожної різальної пластини. Приклад основних видів пошкоджень збірних свердел, які виникають під час свердління залізничних рейок, наведено на рисунку 2. Характер пошкоджень дає можливість підтвердити гіпотезу о динамічній природі їх виникнення за рахунок дисбалансу сил різання та наявності невірноваженої радіальної складової. В зв'язку з цим одним із шляхів підвищення працездатності збірних свердел є визначення раціональних геометричних та конструктивних параметрів робочої частини свердла, а також режимів різання, що забезпечують мінімальну невірноважену радіальну складову сили різання. Для вирішення цієї задачі необхідно провести розрахунок складових сили різання під час свердління з послідовною зміною конструктивних параметрів робочої частини в допустимому діапазоні та визначити сполучення параметрів, при якому значення невірноваженої радіальної складової сили різання є мінімальним.



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



Рис. 2. Основні види пошкоджень різальних пластин збірних свердел, що виникають під час свердління залізничних рейок

Основна частина

В роботах [4, 5] вирішено задачу визначення складових сили різання на окремій БНП збірного свердла за допомогою аналітичних та емпіричних залежностей відповідно. Але для визначення загальної сили різання та крутного моменту на свердлі необхідно врахувати вплив взаємного розташування різальних пластин у корпусі свердла та розглянути дію на обидві різальні пластини свердла складових сили різання одночасно. На рисунку 3 представлено робочу частину збірного свердла з прикладеними до різальних пластин складових сили різання. Індeksi складових сили різання відповідають номерам ділянок різальних кромкам БНП (рис. 4). Ділянки 1, 2 та 5, 6 відповідають головним різальним кромкам, а ділянки 3, 4 та 7, 8 – допоміжним різальним кромкам відповідно периферійної та центральної пластин. На рисунку 4 здійснено дзеркальний перенос центральної пластини відносно осі свердла на бік периферійної пластини з метою графічного визначення загальної довжини контакту різальних кромкам з рейкою та довжин контакту ділянок різальних кромкам окремих пластин. На рисунку 4 потовщеною лінією позначено загальне місце контакту робочої частини свердла з рейкою. Визначимо аналітично довжини окремих ділянок різальних кромкам, що контактують з рейкою під час свердління. Для цього розглянемо можливі варіанти взаємного розташування різальних пластин у корпусі свердла (рис. 5).

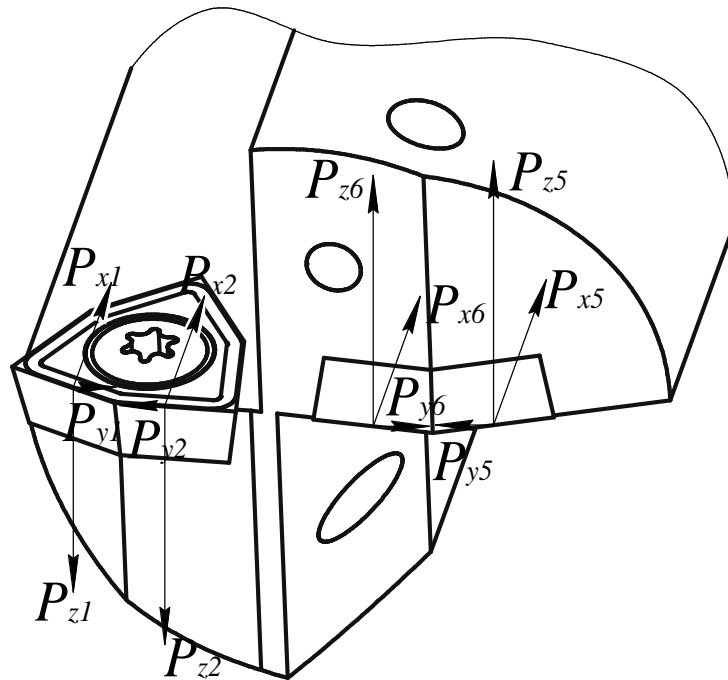


Рис. 3. Робоча частина свердла з прикладеними складовими сили різання до різальних пластин

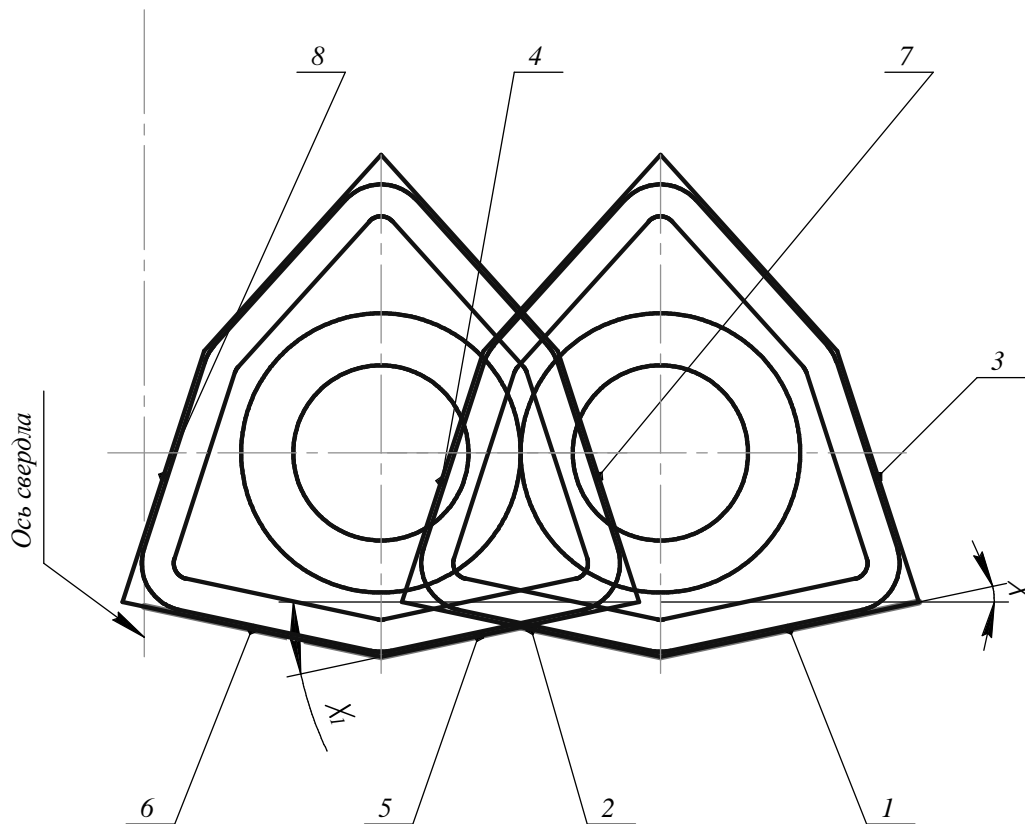


Рис. 4. Розподілення різальних кромки на окремі дільниці

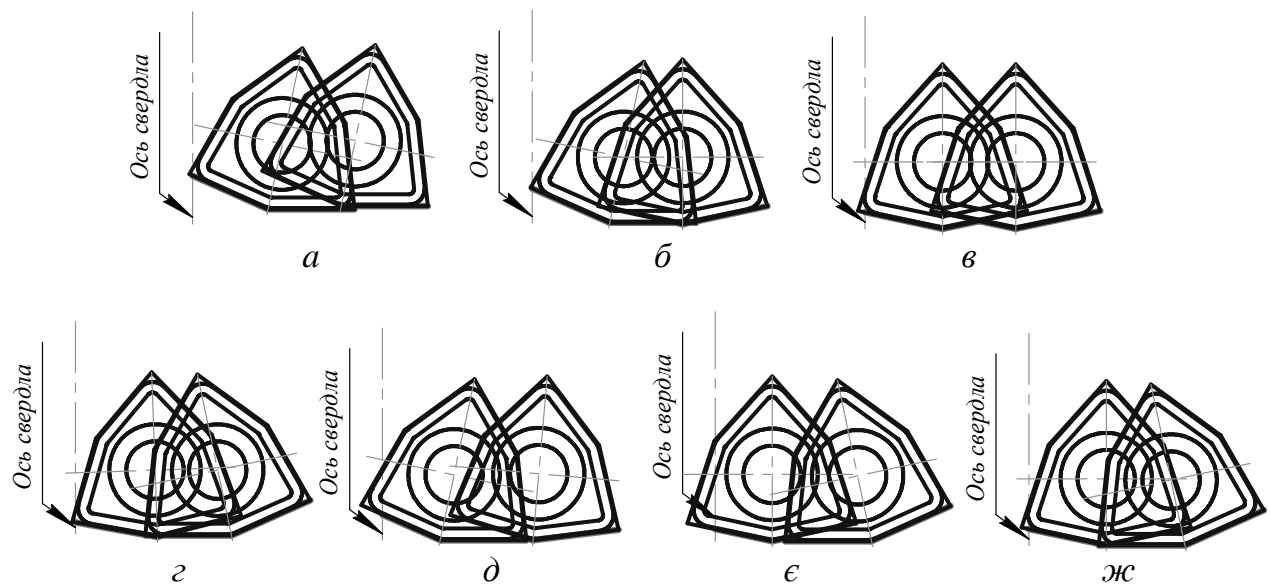


Рис. 5. Можливі варіанти взаємного розташування різальних пластин у корпусі свердла

З метою визначення довжин робочих ділянок, що створюються під час установки різальних пластин в корпусі свердла під різноманітними кутами, знайдемо координати можливих точок перетину різальних крамок периферійної та центральної пластин. Представимо ділянки головних та допоміжних різальних крамок у вигляді ділянок прямих, рівняння яких визначаються за допомогою координат точок початку та кінця відрізка (рис. 6) у вигляді

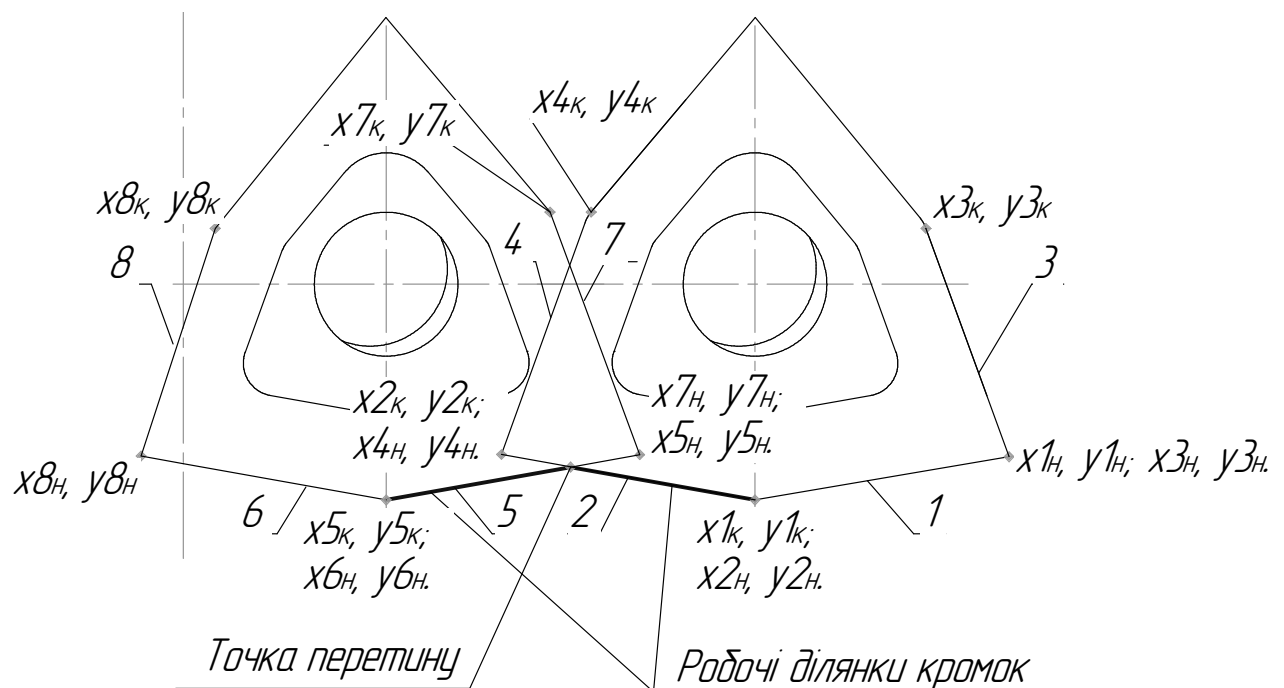


Рис.6. Розрахункова схема для визначення довжини робочих ділянок

$$\frac{y - y_H}{y_K - y_H} = \frac{x - x_H}{x_K - x_H}, \quad (1)$$

де x_H, x_K, y_H, y_K – координати початку та кінця відрізка, що розташовано на відповідній прямій.

З урахуванням рівняння (1) можна представити рівняння прямої

$$Ax + By + C = 0;$$

в наступному вигляді

$$(y_K - y_H)x - (x_K - x_H)y + x_H(y_K - y_H) - y_H(x_K - x_H) = 0.$$

Знаючи рівняння прямих, на яких знаходяться ділянки різальних кромок, можна визначити координати точки перетину відповідних ділянок за формулами:

$$x_{nep} = \frac{B1 \cdot C2 - C1 \cdot B2}{A1 \cdot B2 - B1 \cdot A2}; \quad y_{nep} = \frac{C1 \cdot A2 - A1 \cdot C2}{A1 \cdot B2 - B1 \cdot A2},$$

де $A1, B1, C1$ та $A2, B2, C2$ – відповідні коефіцієнти та вільні члени прямих, координати точки перетину яких визначаються.

Якщо існує точка перетину прямих, то необхідно визначити перетинаються чи ні відповідні ділянки прямих, що співпадають з ділянками різальних кромок. Цю задачу вирішимо за рахунок підстановки координат початку та кінця відрізка ділянки різальної кромки однієї пластини в рівняння прямої, на якій знаходиться відповідна ділянка другої різальної пластини. Якщо два отриманих значення не дорівнюють нулю та мають однаковий знак, то відповідні ділянки різальних кромок не перетинаються. Якщо хоча би одне з цих значень дорівнює нулю або значення мають різні знаки, то ділянки, що розглядаються, перетинаються.

Після визначення наявності перетину різальних кромок та знаходження координат точки перетину на площині $XOYO$ (співпадає з основною площиною) рис. 1.12), визначимо координати цієї точки у системі координат $X4Y4$ (співпадає з передньою поверхнею БНП при установці її у корпусі свердла) за допомогою формул перетворення:

$$\begin{aligned} x4_{nep} &= (\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha) x_{nep} + (\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha) y_{nep} + \\ &+ (\cos \lambda \sin \alpha) z_{nep} - (\cos \chi \cos \alpha + \sin \chi \sin \lambda \sin \alpha) a + (\sin \chi \cos \alpha - \cos \chi \sin \lambda \sin \alpha) b + \\ &\quad - (\cos \lambda \sin \alpha) c; \\ y4_{nep} &= (-\sin \chi \cos \lambda) x_{nep} + (\cos \chi \cos \lambda) y_{nep} + (\sin \lambda) z_{nep} + (\sin \chi \cos \lambda) a + \\ &\quad + (\cos \chi \cos \lambda) b - (\sin \lambda) c. \end{aligned}$$

де χ - кут розвороту пластини в плані у корпусі свердла (див. рис. 4); α - головний задній кут на 1 ділянці головної різальної кромки периферійної пластини; λ - кут нахилу 1 ділянки головної різальної кромки; a, b, c – зміщення вершини БНП відносно вісі свердла при установці пластини у корпусі інструменту.

Якщо відомі координати точки перетину різальних кромок у системі координат $X4Y4Z4$, то можна визначити довжину робочої ділянки різальної кромки в залежності від взаємного розташування периферійної та центральної пластин (див. рис. 6). Для випадку перетину другої ділянки (позначена на рисунку 6 цифрою 2) головної різальної кромки периферійної пластини з першою ділянкою головної різальної кромки центральної різальної пластини (позначена – цифрою 5) довжини робочих ділянок визначимо за формулами

$$lp2 = \sqrt{(x4_{пер} - x2_n)^2 + (y4_{пер} - y2_n)^2};$$

$$lp5 = \sqrt{(x5_k - x4_{пер})^2 + (y5_k - y4_{пер})^2},$$

де $x4_{пер}$, $y4_{пер}$ – координати точки перетину ділянок різальних кромки периферійної та центральної пластин;

$x2_n$, $y2_n$ – координати початку другої ділянки головної різальної кромки периферійної пластини (позначено цифрою 2 на рис. 6);

$x5_k$, $y5_k$ – координати кінця першої ділянки головної різальної кромки центральної пластини (позначено цифрою 5 на рис. 6).

Таким чином, у випадку, що наведено на рис. 6, сумарна робоча довжина різальних кромки складається з довжини першої ділянки головної різальної кромки периферійної пластини, частини другої ділянки головної різальної кромки периферійної пластини, довжина якої визначається розташуванням точки перетину, частини першої ділянки головної різальної кромки центральної пластини, обмеженої точкою перетину, та частини другої ділянки головної різальної кромки центральної пластини, що обмежена віссю свердла.

За аналогічною методикою визначаємо довжини робочих ділянок при інших випадках (див. рис. 5) перетину різальних кромки.

З урахуванням довжин робочих ділянок різальних кромки розрахуємо складові сили різання на кожній робочій ділянці при свердлінні за залежностями запропонованими у роботах [4, 5]. При цьому під час розрахунку за аналітичними залежностями визначаються елементарні складові вздовж відповідних ділянок різальних кромки та визначається їх сума для кожної складової сили різання. При розрахунку за емпіричними залежностями для визначення коефіцієнтів використовували середні значення геометричних параметрів на окремих відповідних ділянках різальних кромки.

Сумарні значення складових сили різання на свердлі визначимо за наступними залежностями (див. рис. 3):

тангенціальна складова на периферійній пластині

$$Pz_{пер} = Pz1 + Pz2;$$

тангенціальна складова на центральній пластині

$$Pz_{цен} = Pz5 + Pz6;$$

осьова складова

$$Px = Px1 + Px2 + Px5 + Px6;$$

радіальна складова

$$Py = Py1 - Py2 + Py6 - Py5,$$

де $Pz1$, $Pz2$, $Pz5$, $Pz6$, $Py1$, $Py2$, $Py5$, $Py6$, $Px1$, $Px2$, $Px5$, $Px6$ – відповідні складові на ділянках різальних кромки пластин (див. рис. 3).

Крутний момент на свердлі визначається за залежністю

$$M_{кр} = Pz_{пер} \cdot r_{пер} + Pz_{цен} r_{цен},$$

де $r_{пер}$ та $r_{цен}$ – радіуси розташування вершин відносно вісі свердла периферійної та центральної пластин відповідно.

З метою визначення сполучення геометричних параметрів робочої частини, що забезпечують мінімальну невірноважену радіальну складову сили різання, проведемо розрахунок складових сили різання при свердлінні отвору діаметром 36 мм з подачею 0,05 мм/об. та частотою обертання 500 об/хв. з послідовною підстановкою значень кутів розвороту χ та χ_1 з діапазону від 0° до 24° з кроком 1° . Результати розрахунків наве-

дені на рисунках 7 та 8. На графіках показана поверхня відгуку радіальної невірної сили в залежності від зміни кута поворотання відносно базового положення центральної χ_1 та периферійної χ пластин. На рис. 7 відображена поверхня відгуку, що була розрахована за аналітичними залежностями [4]. На рис. 8 відображена поверхня відгуку, що була розрахована за емпіричними залежностями [5]. Поведінка невірної радіальної сили в обох випадках має ідентичний характер. Єдиною відмінністю являються розбіжності в числових значеннях для радіальної невірної сили, що були отримані за вищенаведеними методиками.

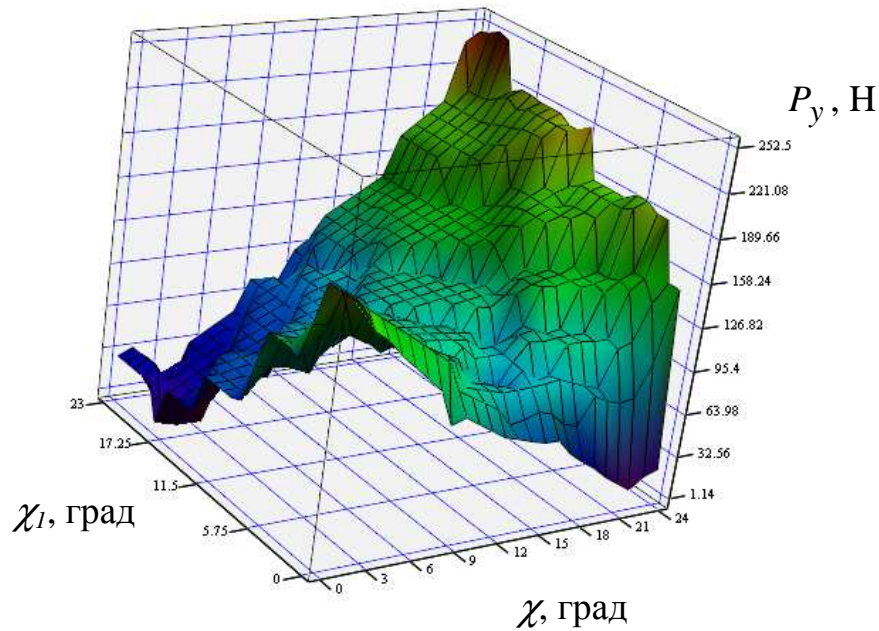


Рис. 7. Поверхня відгуку радіальної невірної сили різання, отримана при розрахунках за аналітичними залежностями.

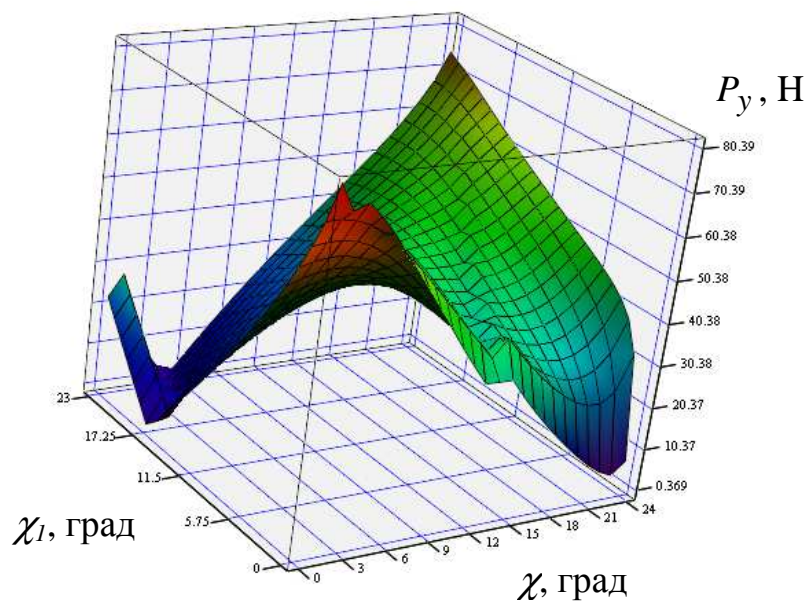


Рис. 8. Поверхня відгуку радіальної невірної сили різання, отримана при розрахунках за емпіричними залежностями

Як видно з графіків (рис. 7, 8), область мінімальних значень радіальної невідножженої сили різання лежить у діапазоні зміни: кута χ від 0 до 6 градусів, кута χ_1 від 23 до 24 градусів. Для точного визначення кутів χ та χ_1 , що забезпечують мінімізацію радіальної невідножженої сили різання зробимо зрізи поверхонь відгуку в вищенаведених діапазонах. На рисунку 9 показано зрізи поверхні відгуку, що були розраховані за аналітичними залежностями, при кутах $\chi_1 = 23^\circ$ (зріз 1), $\chi_1 = 24^\circ$ (зріз 2).

На рисунку 10 показано зрізи поверхні відгуку, що були розраховані за емпіричними залежностями, при кутах $\chi_1 = 23^\circ$ (зріз 1), $\chi_1 = 24^\circ$ (зріз 2).

З графіку (див. рис. 9) видно, що мінімальне значення радіальної невідножженої сили різання, що була розрахована за аналітичними залежностями, буде при $\chi_1 = 24^\circ$ та $\chi = 4^\circ$.

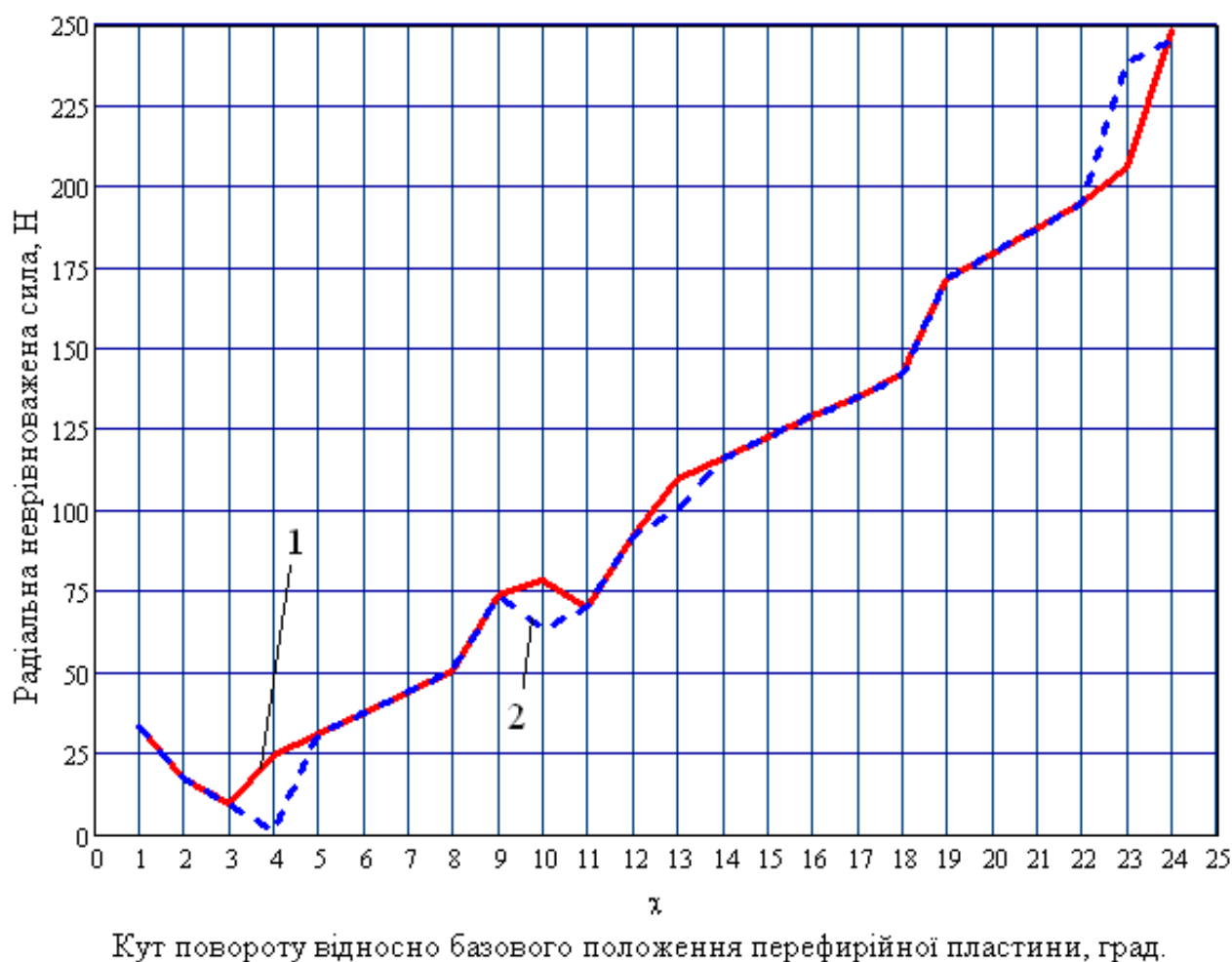


Рис. 9. Зрізи поверхні відгуку, розрахованої за аналітичними залежностями

З графіку (рис. 10) видно, що мінімальне значення радіальної невідножженої сили різання, що була розрахована за емпіричними залежностями, буде при $\chi_1 = 23^\circ$ та $\chi = 4^\circ$ та при $\chi_1 = 24^\circ$ та $\chi = 5^\circ$.

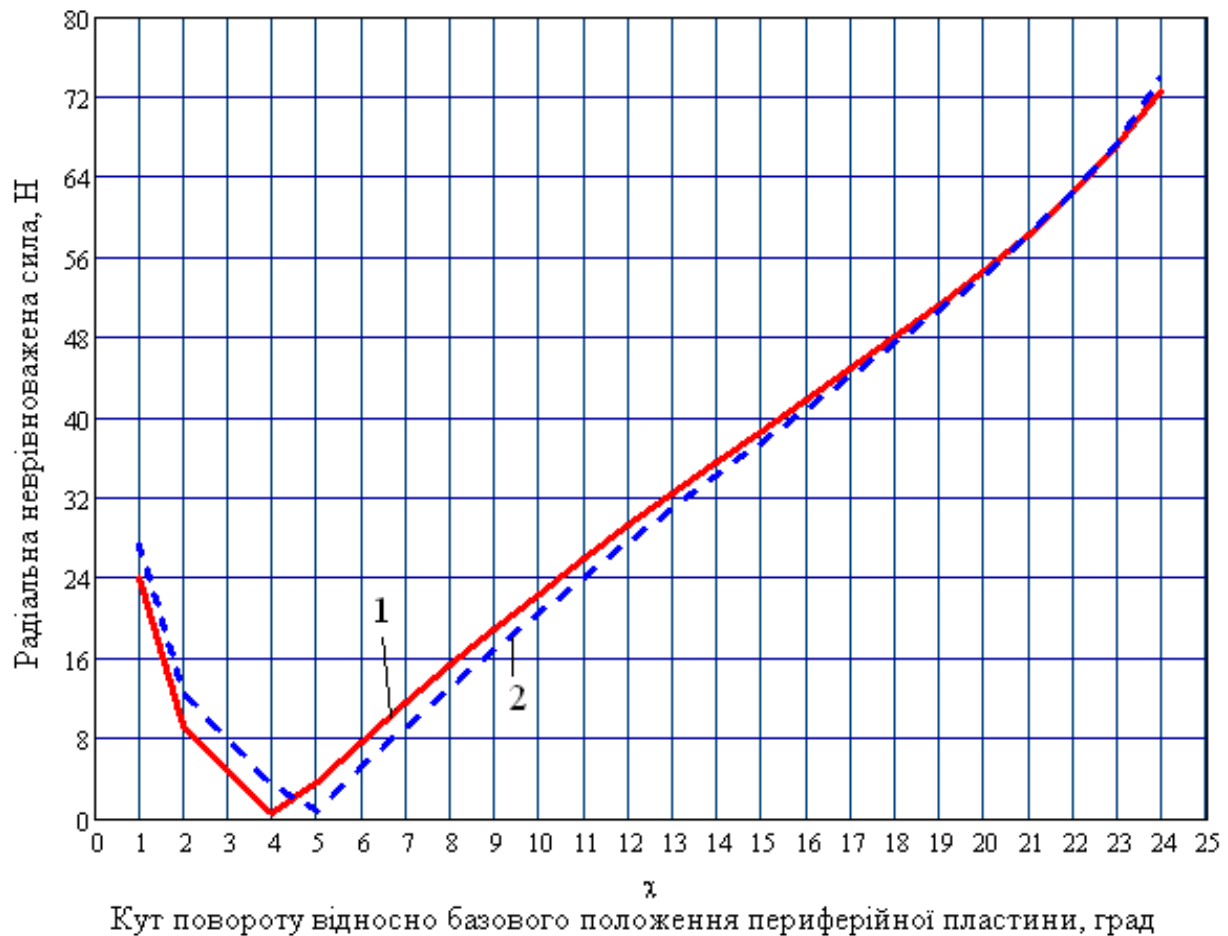


Рис. 10. Зрізи поверхні відгуку, розраховані за емпіричними залежностями

Висновки

1. Запропонована методика розрахунку дозволяє визначити складові сили різання на збірному свердлі під час свердління залізничних рейок з урахуванням розподілу навантаження на окремих ділянках різальних кромок БНП.

2. За результатами розрахунків отримані значення геометричних параметрів робочої частини збірного свердла в плані, які забезпечують мінімальну неврівноважену радіальну складову сили різання, при свердленні отворів діаметром 36 мм з подачею 0,05 мм/об. та частотою обертання 500 об/хв.: кут розвороту центральної пластини $\chi_1 = 24^\circ$ та кут розвороту периферійної пластини $\chi = 4^\circ$.

Список літератури

1. Баканов А.А. Влияние кинематики процесса сверления на значения рабочих углов сверл с СМП / А.А. Баканов // Современные наукоемкие технологии. – 2006. – №6. – С. 60.
2. Петрушин С.И. Геометрический и силовой анализ сборных сверл со сменными многогранными пластинами / С.И. Петрушин, А.А. Баканов, А.В. Махов // Технология машиностроения. – 2007. – № 10. – С. 27. – 30.

3. Баканов А.А. Определение силы резания при сверлении сверлами с СМП. / А.А. Баканов // Фундаментальные исследования. – 2006. – №6. – С. 49.

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. Воєводіна // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2012. – Вип. 29. – С. 29 – 33.

5. Визначення складових сили різання при свердлінні збірними свердлами / Ю.О. Гриньов, О.В. Мірошніченко, Т.А. Воєводіна и др. // Прогресивні технології і системи машинобудування: міжнародний зб. наукових праць. – 2012. – Вип. 43. – С. 114 – 119.

Рецензент: Татьяначенко О.Г.

Надійшла до редколегії

10.02.2012

**В.В. ГУСЕВ
Ю.А. ГРИНЁВ
А.В. МИРОШНИЧЕНКО
В.В. КУНДЕУС**

Донецкий национальный технический университет

Т.А. ВОЕВОДИНА

Приазовский государственный технический университет

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КОНСТРУКТИВНЫХ ПАРАМЕТРОВ СБОРНЫХ СВЕРЛ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИХ МИНИМАЛЬНУЮ РАДИАЛЬНУЮ СОСТАВЛЯЮЩУЮ СИЛЫ РЕЗАНИЯ

Предложена методика расчета составляющих силы резания на сборном сверле при сверлении железнодорожных рельсов. Определены геометрические параметры рабочей части сборного сверла, обеспечивающие минимальную радиальную составляющую силы резания.

Ключевые слова: сборное сверло, составляющая силы резания, геометрические параметры.

**V. GUSEV
Y. GRINYOV
A. MIROSHNICHENKO
V. KUNDEUS**

Donetsk National Technical University

T. VOYEVODINA

Priazovsky State Technical University

DETERMINATION OF DESIGN PARAMETERS OF MODULAR DRILLS PROVIDING A MINIMAL RADIAL COMPONENT OF CUTTING FORCE

The calculation procedure of the cutting force components of modular drill at drilling of rail-road rails is proposed. Geometrical parameters of a working part of modular drill to provide the minimum of radial component of cutting force are determined.

Keywords: modular drill, component of cutting force, geometrical parameters.

УДК 621.923

В.В. ГУСЕВ (д-р техн. наук, проф.) vladilgusev@mail.ru**А.Д. МОЛЧАНОВ** (канд. техн. наук, доц.) maddon@ukr.net**А.Л. МЕДВЕДЕВ** (ассист.) medvedev_andr@mail.ru

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ТЕОРЕТИЧЕСКОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СВОБОДНОГО АБРАЗИВА СО СВЯЗКОЙ ШЛИФОВАЛЬНОГО КРУГА И ПРИТИРОМ ПРИ ПРАВКЕ

В статье разработана математическая модель износа связки шлифовального круга и притира при правке свободным абразивом. Полученные теоретические зависимости адекватны экспериментальным результатам и позволяют вычислить износ шлифовального круга и притира при заданных начальных условиях правки.

Ключевые слова: правка шлифовальных кругов свободным абразивом, износ, карбид кремния, математическая модель.

Введение

Одним из перспективных способов повышения производительности обработки и качества изделий при шлифовании является управление состоянием рабочей поверхности круга (РПК) [1]. Новым способом управления состоянием рабочей поверхности алмазных кругов при шлифовании керамики является воздействие на него свободного абразива [2,3]. До настоящего времени отсутствует теоретическое объяснение процесса взаимодействия свободного абразива с РПК и притиром при правке.

Основное содержание работы

Целью настоящей статьи является описание механизма удаления связки алмазного круга при воздействии на него свободного абразива.

Схема предлагаемого процесса правки представлена на рис. 1.

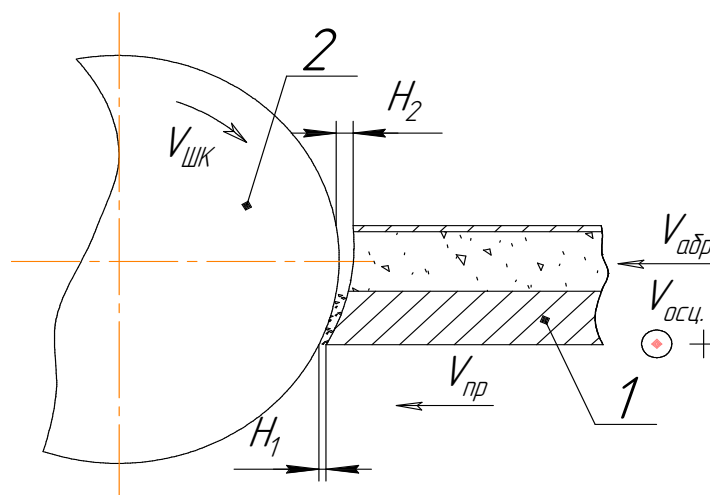


Рис.1. Схематическое изображение процесса правки, H_1 , H_2 – величина зазора между шлифовальным кругом и притиром

В притире 1 имеется отверстие, через которое подается абразивный брусок состоящий из цемента (70%) и абразива (30%) со скоростью $V_{абр}$. В качестве абразива используется карбид кремния зеленый по ряду F54 [4]. Прочность на сжатие σ_c составляет 1000 МПа. Согласно заявленной производителем размерной структурой зернового состава для ряда F54 построена гистограмма распределения зерен, которая представлена на рис.2.

Одновременно с абразивным бруском, в радиальном по отношению к РПК направлении со скоростью $V_{пр}$ и осцилляционными движениями $V_{осц}$ подается притир, изготовленный из чугуна серого СЧ-20 (твердость по Бринеллю $HB_{пр} = 200$ МПа). Алмазный шлифовальный круг вращается с линейной скоростью на периферии $V_{шк} = 21,5$ м/с. Брусок со слабо связанными зёрнами абразива (прочность на сжатие абразивного бруска $\sigma_{абр} = 3 \pm 1$ МПа) разрушается под воздействием алмазных зерен. Высвободившиеся абразивные зёрна диаметром d_3 попадают в зазор H между ШК и притиром.

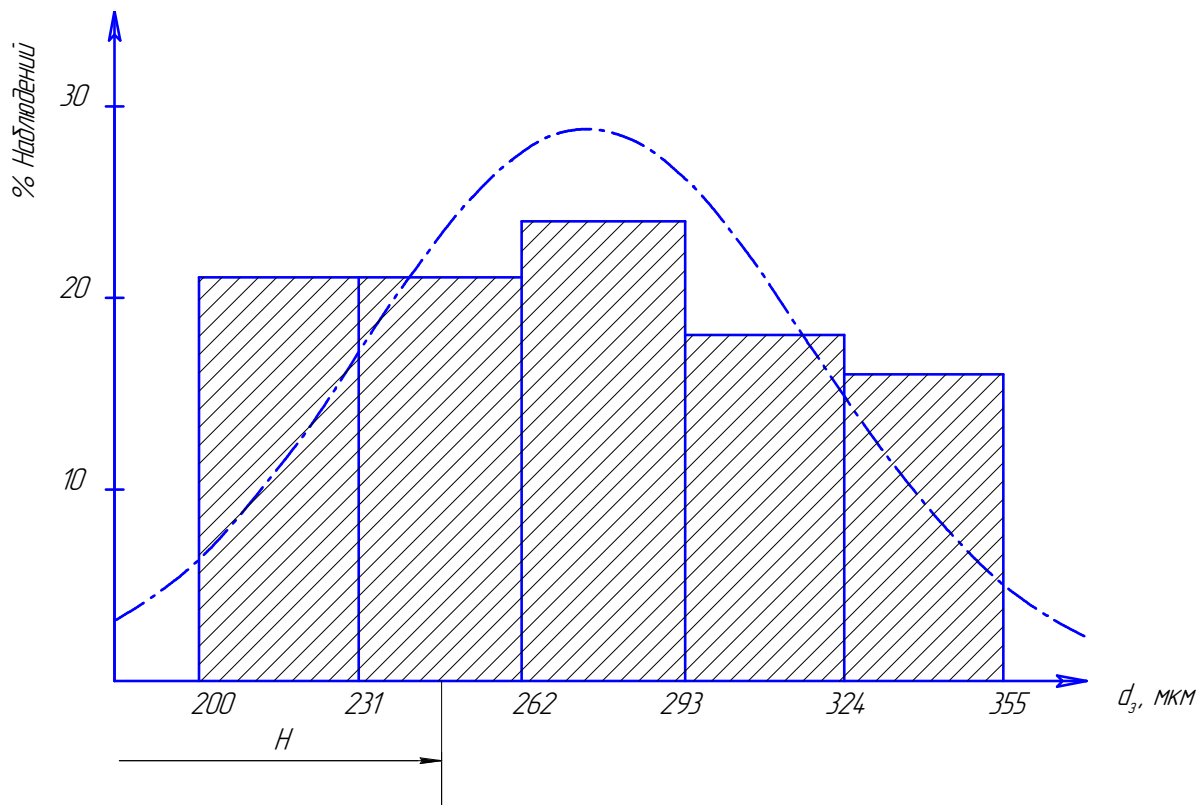


Рис.2. Гистограмма нормального закона распределения абразивных зерен из карбида кремния размера F54 по диаметру

Экспериментальные исследования микрорельефа профиля притира после правки производились путем профилографирования его поверхности через каждые 2 мм. Это позволило после аппроксимации результатов эксперимента построить трехмерную рабочую поверхность притира, которая представлена на рис.3. На основании полученных данных зазор между притиром и ШК можно представить как клиновидный рис.4 с приведенным радиусом кривизны $\rho = R_1 \cdot R_2 / (R_2 - R_1)$, где R_1 - радиус круга, R_2 - радиус кривизны притира. Величина угла клина составляет $1,5 \pm 0,5$ градуса.

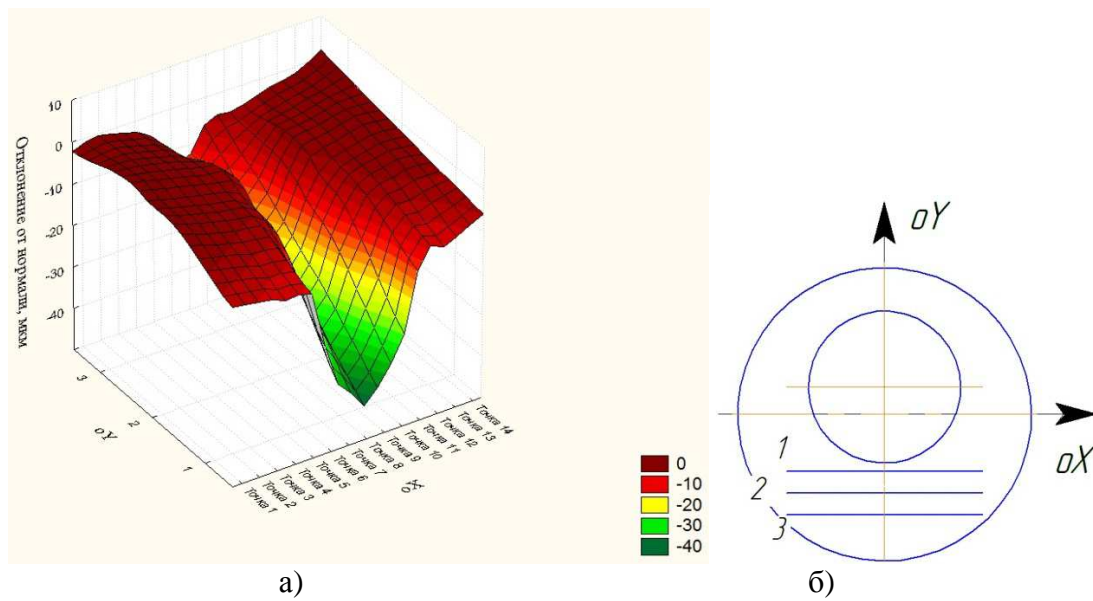


Рис. 3. Трехмерная модель поверхности притира:
 а - поверхность притира, обращенная к поверхности шлифовального круга, во время правки свободным абразивом, б – линии профилографирования 1, 2, 3 на передней поверхности притира

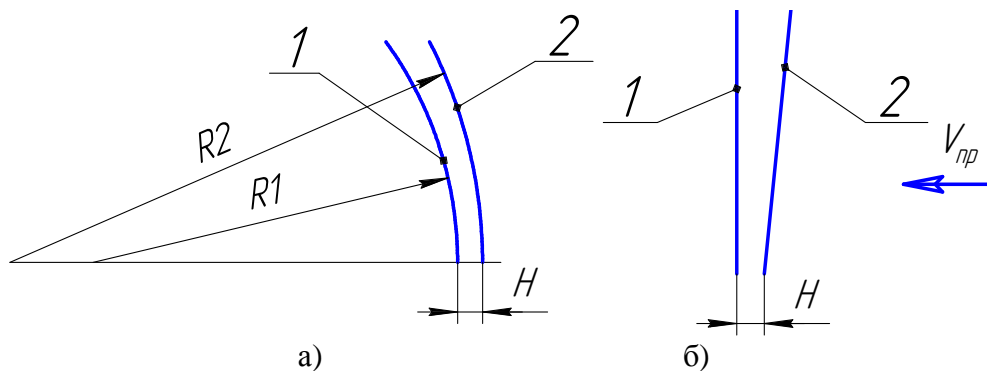


Рис. 4. Схема зазора между притиром и кругом
 а – реальное представление зазора, б – расчетная схема зазора, полученная линейризацией радиусов шлифовального круга $R1$ и притира $R2$; 1, 2 – шлифовальный круг и притир соответственно

Двигаясь в зазоре сопряжения со все возрастающим внедрением в материалы сопряженных поверхностей, абразивная частица деформирует некоторый объем материалов обеих поверхностей упруго, пластически, а затем производя микрорезание. Для оценки абразивного износа зададимся сферической моделью абразивной частицы, характеризуемой ее радиусом $r = \bar{d}_3 / 2$, где \bar{d}_3 - средний диаметр зерна карбида кремния зеленого.

Для рассмотрения поведения абразивной частицы в зазоре при правке, используем вероятностное представление ее относительного движения со скоростью $V_{\text{ч}}$ по поверхностям контактируемых тел как линейную комбинацию скоростей ее перемещения по поверхности притира и по связке шлифовального круга [5]

$$V_{\text{ч}} = \alpha V_{\text{шк}} + \beta V_{\text{шк}}; \quad \alpha + \beta = 1, \quad (1)$$

где $\alpha = HB_{\text{пр}} / (HB_{\text{пр}} + HB_{\text{св}})$ и $\beta = HB_{\text{св}} / (HB_{\text{пр}} + HB_{\text{св}})$ – средние значения вероятностей закрепления абразивной частицы, соответственно, на поверхностях притира и связки круга, которые приближенно приняты обратно пропорциональными твердостям сопряженных поверхностей, поскольку твердость является одним из определяющих факторов глубины внедрения зерна в контактирующие поверхности. При твердости связки круга М2-01 $HB_{\text{св}} = 174$ МПа, средние вероятности закрепления абразивных частиц на поверхностях притира и связке круга соответственно составят $\alpha = 0,46$ и $\beta = 0,54$.

Процесс правки ШК способом свободного абразива можно представить как процесс абразивного износа связки ШК и притира. Примем, что глубины внедрения абразивной частицы в поверхности притира и связки круга обратно пропорциональны их твердостям по Бринеллю [5].

При пластическом контакте абразивной частицы с поверхностями притира и связки ШК ее разрушение наступает при нагрузке

$$N = A_r HB,$$

где A_r – фактическая площадь контакта, HB – твердость материала по Бринеллю.

Фактическая площадь контакта для сферической модели абразивного зерна выражается через его радиус r и глубину внедрения h .

$$A_r = 2\pi rh$$

Усилие (N_p), необходимое для разрушения зерна, может быть определено исходя из его прочностных характеристик

$$N_p = \sigma_{\text{ч}} \pi r^2$$

Тогда

$$\sigma_{\text{ч}} r^2 = 2\pi rh \quad \text{или} \quad \left(\frac{h}{r}\right) = \frac{1}{2} \left(\frac{\sigma_{\text{ч}}}{HB}\right). \quad (2)$$

Критерий перехода от пластической деформации к микрорезанию для несмазанных поверхностей $\left(\frac{h}{r}\right) > 0,1$. Для материалов притира и связки ШК соотношения (2) составляют, соответственно, 5,74 и 5, поэтому абразивная частица разрушается при осуществлении процесса микрорезания [6].

Деформированные и удаленные абразивной частицей объемы на каждой из поверхностей определяются по следующим зависимостям

$$G_{np} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left(\frac{h_{np}}{r} \right)^{2,5} r^{2,5} \sqrt{\rho^*} \frac{(\alpha V_{шк} - \beta V_{шк})}{V_{шк}} \frac{HB_{np}}{HB_{св}}; \quad (3a)$$

$$G_{св} = \frac{\sqrt{2}}{3} \left(\frac{h_{св}}{r} \right)^{2,5} r^{2,5} \sqrt{\rho^*} \frac{(\beta V_{шк} - \alpha V_{шк})}{V_{шк}} \frac{HB_{св}}{HB_{np}}, \quad (3б)$$

где $h_{св}$ и h_{np} – глубины внедрения частицы в поверхности притира и связки.
Линейный износ, производимый абразивной частицей к моменту ее дробления:

$$\Delta h_{св} = \frac{\sigma_{ч}^{2,5} r^{2,5} \sqrt{\rho^*} V_{шк}}{12 HB_{св}^{1,5} HB_{np} A_{св} (\alpha V_{шк} - \beta V_{шк})}; \quad (4a)$$

$$\Delta h_{np} = \frac{\sigma_{ч}^{2,5} r^{2,5} \sqrt{\rho^*} V_{шк}}{12 HB_{np}^{1,5} HB_{св} A_{np} (\alpha V_{шк} - \beta V_{шк})}; \quad (4б)$$

где $A_{св}$, A_{np} , соответственно, площади поверхностей связки ШК и притира.

Для суммирования повреждений, производимых каждой абразивной частицей на прилегающих к ней поверхностях, необходимо оценить число частиц, попадающих на ШК. Общий объем абразива попадающего, в единицу времени в зазор между притиром и кругом определится произведением площади сечения бруска $F_{аб}$ на скорость его подачи $V_{аб}$ и процентное содержание абразива в бруске. Количество зерен попадающих в зазор получим путем деления объема абразива подаваемого в зазор на средний объем одного зерна.

Процесс правки – процесс динамического изменения текущего зазора H между притиром и ШК во времени τ . От величины зазора H (см. рис.5) зависит, происходит ли в данный промежуток времени правка ШК или нет. При достаточно большом начальном зазоре $H(0)$, превышающем размер зерна свободного абразива, процесс правки не происходит, нагрузка на притир отсутствует ($N=0$).

Исходный зазор $H(0)$ при скорости продольного перемещения притира V_{np} и скоростях износа круга $V_{шк}^{и}$ и притира $V_{np}^{и}$ имеет следующий вид

$$H(0) = V_{np} \tau - V_{np}^{и} \tau - V_{шк}^{и} \tau - \frac{N}{j}$$

Так же на зазор оказывает влияние приведенная жесткость станка и установки для правки $j = 35$ Н/мкм, что находит отражение в формуле. При низкой жесткости технологической системы, она под действием силы N испытывает микроперемещения, способные оказывать влияние на изменение зазора (более вероятно на увеличение).

Исходный зазор определяется состоянием круга перед правкой (максимальной величиной выступания зерен ΔR_{ucx}), геометрическими параметрами профиля $h_{np}(L)$ и высотой микронеровностей Rz_{np} притира.

$$H(0) = \Delta R_{\text{исх}} + Rz_{\text{пр}} + h_{\text{пр}}(L)$$

Скорость износа круга состоит из двух составляющих: скорости линейного износа по вершине V_L (вследствие скалывания или выкрашивания зерен с поверхности ШК) и изменения максимальной высоты выступающего зерна из связки $V_{\Delta R}(\tau)$ (процесса износа связки ШК)

$$V_{\text{шк}}^u = V_L + V_{\Delta R}$$

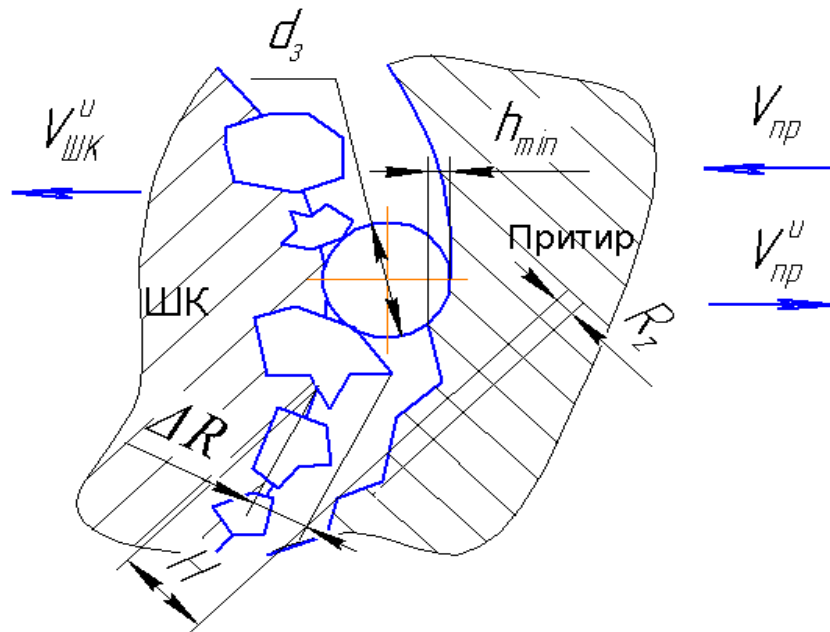


Рис. 5 Схематическое представление зазора между притиром и шлифовальным кругом

Износ ШК по вершинам зерен менее интенсивный процесс, чем износ связки ШК. Наибольшее влияние на изменение зазора оказывает максимальное выступание зерна из связки.

Процесс взаимодействия абразивных частиц с ШК и притиром начинается при $H(0) < d_{a_max}$. При этом доля абразива участвующего во взаимодействии будет рассчитываться из условий, для которых зерно вызывает пластическую деформацию или микрорезание в материале связки ШК.

Шероховатость притира $Rz=10$ мкм принимаем для данных условий резания неизменной и зависящей от зернистости ШК, зерен свободного абразива и исходного зазора между ШК и притиром, при котором начинается процесс правки

$$H(0)_{\text{max}} = h_{\text{min}} + \Delta R + Rz = 0,02 + 0,07 + 0,01 = 0,1 \text{ мм.}$$

Т.к. нас интересует скорость восстановления режущей способности ШК, рассмотрим уравнение относительно $V_{\text{шк}}^u$

$$V_{\text{шк}}^u = -\frac{H(0)_{\text{max}}}{\tau} + V_{\text{пр}} - V_{\text{пр}}^u - \frac{jN}{\tau}$$

Процесс правки (износа круга и притира) начинается при величине зазора

$$H = H(0)_{\max} = \Delta R_{\text{исх}} + Rz_{\text{пр}} < d_{z_max} - \Delta y$$

где $Rz_{\text{пр}}$ – шероховатость рабочей поверхности притира

d_{z_max} – максимальный размер правящего зерна

Δy – величина упругих деформаций, при которых процесс износа материалов круга и притира не происходит.

Т.к. величина зазора H в процессе износа поверхности ШК и притира – величина переменная, находящаяся в пределах $H_{\max} > H > H_{\min}$ необходимо дополнительно учитывать влияние переменной величины зазора на скорость износа.

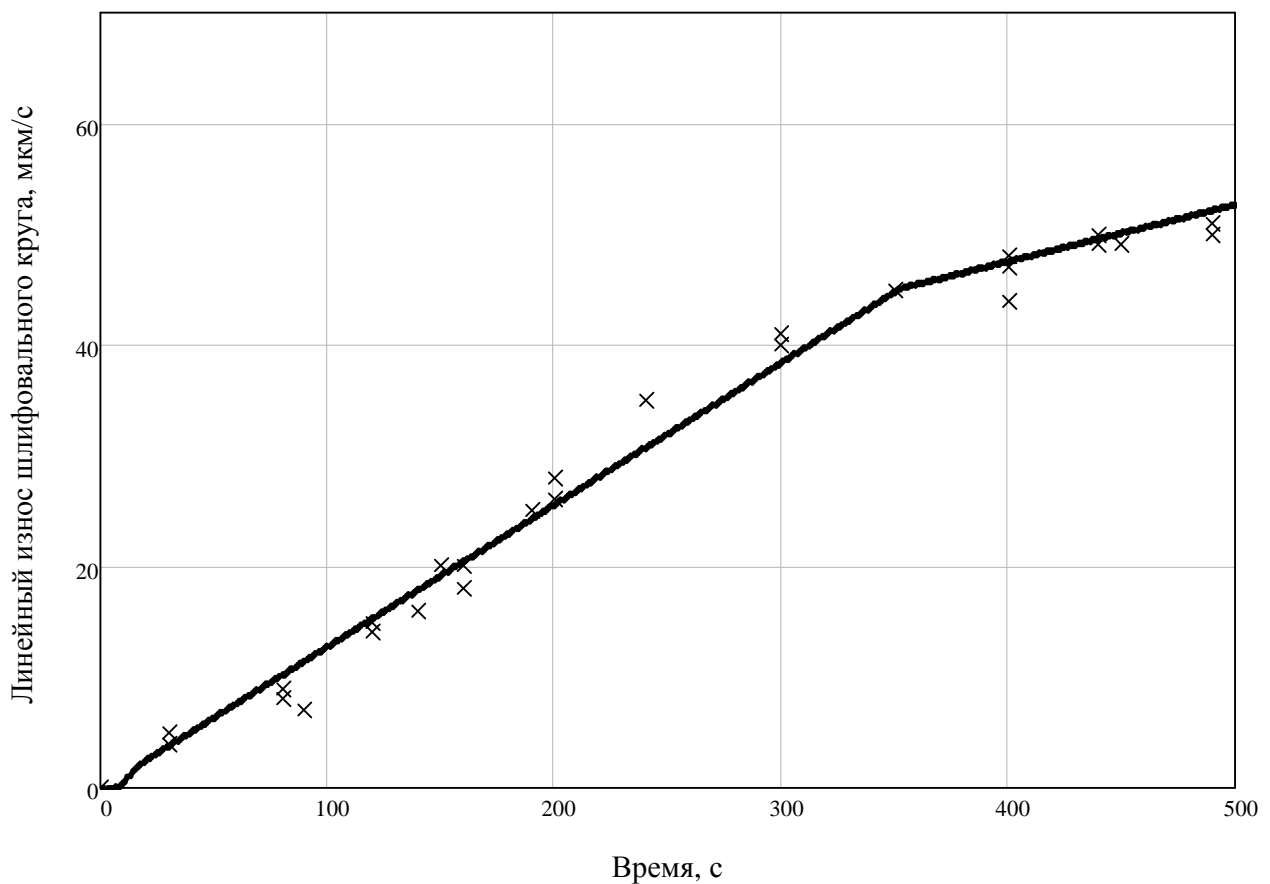


Рис. 6. Зависимость скорости линейного износа ШК от времени правки способом свободного абразива

Этот факт можно учесть за счет изменения числа зерен в зазоре, участвующих в удалении материала.

Вероятность участия зерна в деформации или удалении межзеренного пространства можно определить исходя из плотности вероятности распределения зерен и величины H .

Следовательно, вероятность участия зерна в процессе взаимодействия можно определить как функцию $P_k=f(\sigma)$.

Таким образом, чем меньше зазор между притиром и ШК, тем выше вероятность участия зерна свободного абразива в процессе правки (вышлифовывания связки ШК). С другой стороны, чем лучше выправлен ШК (алмазные зерна выступают из связки ШК на большую высоту), тем труднее зернам свободного абразива совершить работу правки (при попадании зерна свободного абразива в межзеренное пространство ШК).

На рисунке 6 представлена зависимость изменения скорости износа связки ШК от времени его правки свободным абразивом. Точками показаны экспериментальные данные, линия – теоретическая кривая. Адекватность полученных данных проверялась с использованием критерия Фишера с уровнем значимости 0,05. Анализ показал, что предложенная математическая модель с достаточной достоверностью описывает процесс износа связки ШК.

Выводы

Разработана математическая модель износа рабочей поверхности шлифовального круга и притира. Экспериментальные исследования показали адекватность разработанной модели износа рабочей поверхности шлифовального круга от времени правки.

С увеличением времени правки характер износа рабочей поверхности круга во времени имеет нелинейный характер. Это обусловлено изменяющимся количеством зерен участвующих в удалении связки ШК и изменением зазора между поверхностью притира и шлифовального круга.

Список литературы

1. Грабченко А.И. Схемы непрерывного управления рельефом шлифовальных кругов в процессе алмазного шлифования / А.И. Грабченко, И.Н. Пыжов, В.Л. Доброскок // Резание и инструмент. Респ. межвед. научно-техн. сб. – 1986. – Вып. 35. – С. 57–63.
2. Чачин В.Н. Профилирование алмазных шлифовальных кругов / В.Н. Чачин, В.Д. Дорофеев. – Минск: Наука и техника, 1974. – 160 с.
3. Гусев В.В. Выбор рациональных условий правки алмазных кругов полусвязанным абразивом / В.В. Гусев, А.Л. Медведев // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем: збірник наукових праць. – 2009. – Вип. 24. – С. 63–68.
4. ПАО «Запорожабразив». – Режим доступа: http://www.abrasive.zp.ua/win/products/silicon_carbide.html
5. Крагельский И.В. Основы расчетов на трение и износ / И.В. Крагельский, М.Н. Добычин, В.С. Комбалов. – М.: «Машиностроение», 1977. – 526 с.
6. Крагельский И.В. Трение и износ / И. В. Крагельский. – М. «Машиностроение», 1968. – 480 с.

Рецензент: Калафатова Л.П.

Надійшла до редколегії 30.03.2012

В.В. ГУСЄВ
А.Д. МОЛЧАНОВ
А.Л. МЄДВЕДЄВ

Донецький національний технічний університет

**ТЕОРЕТИЧНІ ДОСЛІДЖЕННЯ МЕХАНІЗМУ ВЗАЄМОДІЇ ВІЛЬНОГО АБРАЗИВУ ЗІ
ЗВ'ЯЗКОЮ ШЛІФУВАЛЬНОГО КРУГА Й ПРИТИРА ПРИ ПРАВЦІ**

В статті розроблено математичну модель зносу зв'язки шліфувального круга й притиру при правці вільним абразивом. Отримані теоретичні залежності адекватні експериментальним результатам й дозволяють розрахувати знос шліфувального круга й притира при завданих початкових умовах правки.

Ключові слова: правка шліфувальних кругів вільним абразивом, знос, карбід кремнію, математична модель.

V.V. GUSEV

A.D. MOLCHANOV

A.L. MEDVEDEV

Donetsk National Technical University

THEORETICAL RESEARCHES OF INERACTION MECHANISM OF FREE ABRASIVE WITH POST DURING DRESSING GRINDING WHEELS

A mathematical model of post and lap wearing process during dressing grinding wheels is developed in the article. Received characteristic curve is adequate to the experimental results and make possible to calculate the post and the lap wearing with the initial conditions of dressing process.

Keywords: wheel dressing with free abrasive, wear, silicon-carbide abrasive, mathematical model.

УДК 621.923

В.С. МАЙБОРОДА (д-р техн. наук, проф.) maiborodavs@mail.ru**Д.Ю. ДЖУЛИЙ** (асп.), **И.В. ТКАЧУК** (асп.)

Национальный технический университет Украины

«Киевский политехнический институт», г.Киев, Украина

ФОРМИРОВАНИЕ МАГНИТНО-АБРАЗИВНОГО ИНСТРУМЕНТА В РАБОЧИХ ЗОНАХ УСТАНОВОК ТИПА «КОЛЬЦЕВАЯ ВАННА»

Была исследована полирующая способность магнитно-абразивного инструмента (МАИ) по высоте рабочих зазоров при обработке длинномерных деталей на «стекание» с использованием восстанавливающего элемента при схеме обработки типа «кольцевая ванна». Экспериментально определено рациональную форму элемента, который восстанавливает свойства МАИ по высоте рабочего зазора, что обеспечивает равномерность обработки длинномерных деталей по всей их длине.

Ключевые слова: магнитно-абразивная обработка, магнитно-абразивный инструмент, кольцевая ванна, восстанавливающий элемент, полирующая способность.

Введение

Обеспечение высокой эффективности процесса магнитно-абразивной обработки (МАО) деталей сложной пространственной конфигурации в условиях кольцевой рабочей зоны во многом зависит от особенностей контактного взаимодействия магнитно-абразивного инструмента (МАИ) с обрабатываемыми поверхностями в различных зонах рабочих зазоров.

Основное содержание работы

Специфика процесса МАО состоит в том, что данный метод финишной абразивной обработки занимает промежуточное положение между методами обработки свободным и жестко связанным абразивом. При МАО жесткость абразивного инструмента может плавно регулироваться путем изменения сил магнитного поля в зонах обработки [1,2], применением магнитных зазоров специальных конструкций [3-5], дополнительных приспособлений, изменяющих плотность МАИ в процессе обработки [6,7] и другими методами. Важным аспектом процесса МАО является целенаправленное управление свойствами МАИ, который формируется в магнитных зазорах станков в процессе обработки. Традиционно эффективность МАО и формируемого при обработке МАИ оценивают по различным критериям [1-3,8,9], которые могут характеризовать эксплуатационные свойства магнитно-абразивных порошков, применяемую схему обработки. К таким критериям, как правило, относят удельный массовый съем материала с обрабатываемых деталей или образцов, минимально достижимую в процессе МАО шероховатость поверхности изделия, время за которое она формируется и степень равномерности обработки. В [2,8] предложены функциональные зависимости, позволяющие выбрать размеры частиц магнитно-абразивного порошка в зависимости от исходной шероховатости детали, даны рекомендации по выбору типов и состава порошков. Однако имеющиеся в литературе данные достаточно разрознены [3,9], что связано с тем фактом, что исследования и определение указанных критериев выполнялось на различном оборудовании, в различных условиях МАО без учета наследственности предварительной обработки детали, стойкости магнитно-абразивных порошков, и в большинстве

случаев плохо воспроизводимы. Важно отметить и то, что указанные выше исследования проводились преимущественно для условий малых рабочих зазоров, для которых величина магнитной индукции в зоне обработки является наиболее значимым параметром [1,2], определяющим усилия и характер прижима частиц МАИ к обрабатываемой поверхности. Формирование стабильного МАИ на установках и станках, использующих большие рабочие зазоры при обработке сложнопрофильных деталей [9-11], сопряжено с отдельными трудностями, определяемыми тем фактом, что в больших магнитных зазорах технически сложно обеспечить соответствующие по величине магнитные поля, необходимые для достижения достаточных сил прижима частиц МАИ к обрабатываемым поверхностям. Поэтому основным и определяющим эффективностью МАО в больших рабочих зазорах становится динамика процесса обработки, т.е. скорость и траектория перемещения обрабатываемых поверхностей в зонах обработки. Как правило, к схемам с большими зазорами относят схемы типа «кольцевая ванна» [3,9,12]. Именно при такой схеме обработки деталей сложной пространственной конфигурации важным аспектом процесса обработки являются особенности и условия формирования магнитно-абразивного инструмента с прогнозируемыми и наиболее рациональными свойствами в рабочих объемах кольцевых магнитных зазоров. Формирование таких свойств МАИ позволит обеспечить полный контроль за процессом МАО особенно длинномерных изделий и несомненно является актуальным.

Исследования, выполненные в данном направлении, показали, что в процессе МАО деталей типа концевой режущий инструмент, лопаток газотурбинных двигателей происходит переформирование магнитно-абразивного инструмента, сформированного из магнитно-абразивного порошка, сопровождающееся изменением его рабочих характеристик по высоте и ширине рабочих зазоров. В результате подобного переформирования МАИ, процесс обработки реализуется с различной интенсивностью. Восстановление указанных характеристик может быть выполнено путем введения в рабочие зоны восстанавливающих элементов стержневого типа, обеспечивающих выравнивание (коррекцию) жесткости и плотности МАИ в зонах активной обработки [7,13]. Отметим, что форма подобных восстанавливающих элементов должна быть вполне определенной, и может быть найдена по результатам экспериментальных исследований изменения параметра Ra поверхности образцов в разных зонах рабочих зазоров до и после МАО с восстанавливающими элементами, расположенными под различными углами.

Целью данной работы было исследование полирующей способности МАИ по высоте рабочих зазоров при обработке с восстанавливающими элементами и определение формы указанного элемента при МАО в условиях «стекания» МАИ с обрабатываемых деталей [13-15].

В качестве критерия, определяющего полирующую способность МАИ в различных зонах магнитных зазоров, использовали отношение изменения параметра Ra до и после процесса МАО к исходному значению шероховатости необработанной магнитно-абразивным методом поверхности, т.е. $\Delta Ra_{отн.} = \frac{Ra_{исх} - Ra_{кон.}}{Ra_{исх}}$, полученное за 60 с

обработки при заданной скорости МАО. Использование указанного критерия в определенной степени позволяет учесть качество и состояние микрогеометрии поверхности до проведения МАО и в дальнейшем оперировать относительными величинами, характеризующими возможность изменения величины Ra .

Исследования были выполнены на специально подготовленных образцах, изготовленных из стали X18H10T [7,13] с исходной шероховатостью рабочих поверхностей $Ra=0,7-0,75$ мкм. Обработку выполняли в режиме «стекания» на установке типа коль-

цевая ванна [16] литым магнитно-абразивным порошком Полиам-Т с размером частиц 200/100 мкм [8]. Высота кольцевой рабочей зоны составляла 30 мм [3]. В процессе МАО варьировали углом фиксированного наклона образцов по отношению к плоскости кольцевой ванны в диапазоне углов 35-65° и углом наклона противоположно установленного прямолинейного, стержневого восстанавливающего элемента в диапазоне 0-65°. Контроль шероховатости поверхности исследуемых образцов выполняли в 48 идентично расположенных зонах по длине и ширине. Причем в каждой зоне параметр Ra определялся не менее 3 раз. Результаты измерений подвергались статистической обработке, после чего выполнялся расчет величины $\Delta Ra_{отн}$ в каждой зоне по высоте магнитных зазоров. Расчетные данные для различных по высоте участков рабочих зон были представлены в виде топограмм поверхностей изменения критерия $\Delta Ra_{отн}$ в зависимости от углов наклона обрабатываемых деталей по отношению к плоскости кольцевой ванны и углов наклона противоположно установленного стержневого, прямолинейного восстанавливающего элемента. Характерные топограммы поверхностей для верхней, средней, нижней частей рабочих зазоров и зоной под рабочим зазором представлены на рис.1.

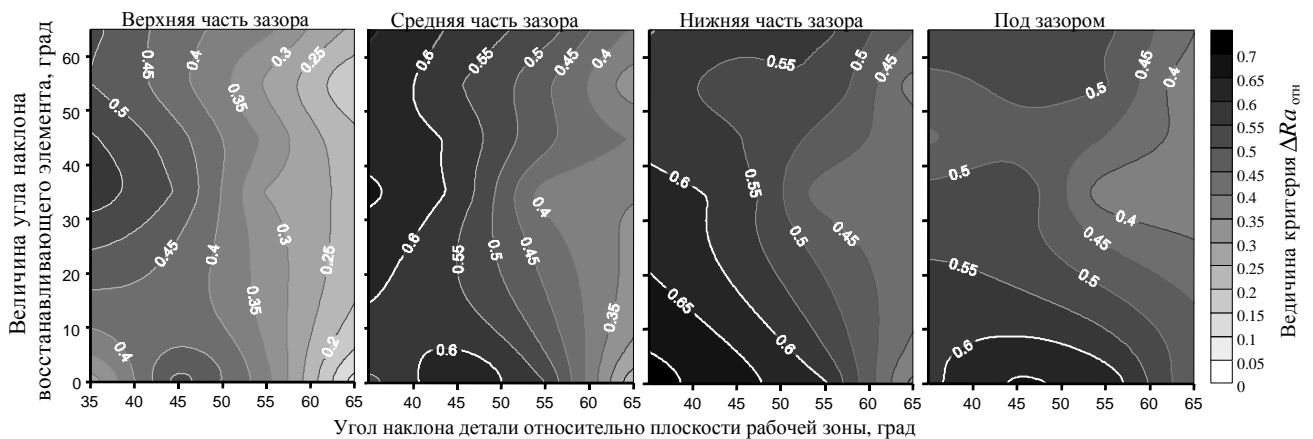


Рис.1. Изменение критерия $\Delta Ra_{отн}$ в зависимости от углов наклона обрабатываемых деталей по отношению к плоскости кольцевой ванны и углов наклона противоположно установленного стержневого, прямолинейного восстанавливающего элемента

Полученные поверхности аппроксимировались полиномами вида:

$$\Delta Ra_{отн} = \sum_{i=0}^3 \sum_{j=0}^3 a_{ij} \cdot \alpha^i \cdot \beta^j ,$$

где a_{ij} - коэффициенты аппроксимации (таблица 1),

α - угол наклона образцов по отношению к плоскости кольцевой ванны,

β - угол наклона стержневого восстанавливающего элемента по отношению к плоскости кольцевой ванны.

Таблица 1. Значения коэффициентов аппроксимации a_{ij}

	a_{00}	a_{01}	a_{02}	a_{03}	a_{10}	a_{11}	a_{12}	a_{13}	a_{20}	a_{21}	a_{22}	a_{23}	a_{30}	a_{31}	a_{32}
--	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------	----------

Под зазором, 30-40мм	Нижня часть зазора,20-30мм	Средняя часть зазора,10-20 мм	Верхняя часть зазора,0-10 мм
0,296	3,357	-1,288	-7,727
-0,145	-0,251	-0,094	0,259
$-2,297 \cdot 10^{-3}$	$1,144 \cdot 10^{-4}$	$-1,437 \cdot 10^{-3}$	-0,005
$8,308 \cdot 10^{-5}$	$6,671 \cdot 10^{-5}$	$6,060 \cdot 10^{-5}$	$5,803 \cdot 10^{-5}$
$-4,141 \cdot 10^{-3}$	-0,178	$7,847 \cdot 10^{-2}$	0,457
$1,499 \cdot 10^{-2}$	$2,053 \cdot 10^{-2}$	$1,231 \cdot 10^{-2}$	-0,009
$-6,895 \cdot 10^{-5}$	$-1,749 \cdot 10^{-4}$	$-8,717 \cdot 10^{-5}$	$1,464 \cdot 10^{-4}$
$-3,283 \cdot 10^{-6}$	$-2,747 \cdot 10^{-6}$	$-2,434 \cdot 10^{-6}$	$-2,326 \cdot 10^{-6}$
$6,552 \cdot 10^{-4}$	$3,977 \cdot 10^{-3}$	$-6,398 \cdot 10^{-4}$	-0,008
$-4,238 \cdot 10^{-4}$	$-5,219 \cdot 10^{-4}$	$-3,772 \cdot 10^{-4}$	$6,123 \cdot 10^{-5}$
$5,476 \cdot 10^{-6}$	$6,965 \cdot 10^{-6}$	$5,170 \cdot 10^{-6}$	$1,874 \cdot 10^{-7}$
$3,093 \cdot 10^{-8}$	$2,739 \cdot 10^{-8}$	$2,381 \cdot 10^{-8}$	$2,378 \cdot 10^{-8}$
$-8,509 \cdot 10^{-6}$	$-3,033 \cdot 10^{-5}$	$-3,266 \cdot 10^{-6}$	$4,500 \cdot 10^{-5}$
$3,491 \cdot 10^{-6}$	$4,130 \cdot 10^{-6}$	$3,278 \cdot 10^{-6}$	$3,805 \cdot 10^{-7}$
$-5,955 \cdot 10^{-8}$	$-6,771 \cdot 10^{-8}$	$-5,501 \cdot 10^{-8}$	$-2,165 \cdot 10^{-8}$

По полученным функциям вычисляли диапазоны расположения максимальных значений критерия $\Delta Ra_{отн}$ в каждой зоне по высоте рабочих зазоров, по которым была определена оптимальная форма восстанавливающего элемента. Применение восстанавливающего элемента при MAO длинномерных деталей приводящих в процессе обработки к переформированию МАИ по высоте рабочих зон должно обеспечить выравнивание плотности и жесткости МАИ по высоте зон обработки при MAO в режиме «стекания» и, как результат, достижение равномерной обработки по длине обрабатываемых изделий. Форма восстанавливающего элемента, полученная по результатам расчетов, представлена на рис.2.

Экспериментальная проверка эффективности процесса обработки с использованием восстанавливающего элемента, по форме соответствующего рис.2 показала, что обеспечивается равномерная по высоте рабочих зон обработка с величиной $\Delta Ra_{отн} = 0,6-0,65$.

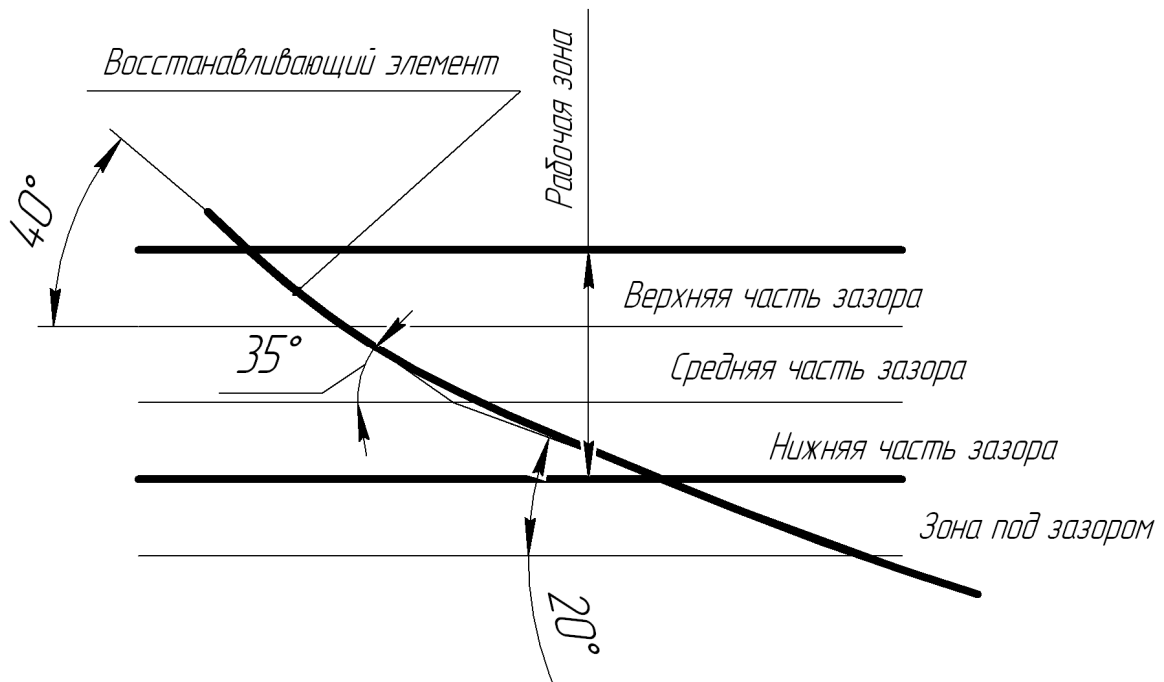


Рис.2. Форма восстанавливающего МАИ элемента для обработки длинномерных стержневых деталей в режиме «стекания»

Выводы

Было проведено экспериментальное исследование полирующей способности магнитно-абразивного инструмента по высоте рабочих зон при обработке длинномерных деталей на «стекание». Для восстановления формы и свойств МАИ использовали прямолинейный восстанавливающий элемент, который устанавливался под разными углами к плоскости рабочей зоны. Меняя углы базирования образцов, которые имитируют длинномерный режущий инструмент, и восстанавливающего элемента, было экспериментально определено относительную величину изменения шероховатости поверхности по длине образцов. По результатам экспериментального исследования проведено статистический анализ изменения параметра Ra и определено рациональную форму восстанавливающего элемента. Экспериментально проверено, что при использовании элемента с такой формой будет достигаться равномерность обработки по всей длине обрабатываемых изделий с величиной $\Delta Ra_{отн} = 0,6-0,65$.

Список литературы

1. Сакулевич Ф.Ю. Основы магнитно-абразивной обработки / Ф.Ю. Сакулевич. – Мн.: Наука и техника, 1981. – 328 с.
2. Барон Ю.М. Магнитно-абразивная и магнитная обработка изделий и режущих инструментов / Ю.М. Барон. – Л.: Машиностроение, 1986. – 176 с.
3. Степанов О.В. Исследование процесса формирования магнитно-абразивного порошкового инструмента для обработки деталей сложной геометрической формы: дисс... канд. техн. наук / О.В. Степанов. – К., 1997. – 145 с.
4. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка специальных деталей (на примере лопаток компрессоров ГТД): автореф. дис. ... канд. техн. наук / В.С. Майборода. – К., 1988. – 19 с.

5. 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 «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – 2006. – Вып. 49. – С. 153-164.
6. Способ магнитно-абразивной обработки: АС СССР №878523 В 24В 31/10 / Ф.Ю. Сакулевич, Л.К. Минин, Ю.А. Базарнов и др.; заявл 04.08.75; опубл. 07.11.81, Бюл. №41.
7. Формування магнітно-абразивного інструменту при магнітно-абразивному обробленні довгомірних деталей у кільцевій робочій зоні / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулій, І.В. Ткачук та ін. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні. Збірник наук. праць ЖДТУ. – 2011. – Вип. 11. – С. 92-107.
8. Оликер В.Е. Порошки для магнитно-абразивной обработки и износостойких покрытий / В.Е. Оликер. – М.: Металлургия, 1990. – 176 с.
9. Майборода В.С. Основи створення і використання порошкового магнітно-абразивного інструменту для фінішної обробки фасонних поверхонь: дисертація ... д-р техн. наук / В.С. Майборода. – К., 2001. – 404 с.
10. 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.
11. Гейчук В.М. Верстат з ЧПК для магнітно-абразивної обробки лопаток ГТД / В.М. Гейчук, В.С. Майборода, А.А. Лисенко // Вестник национального технического университета Украины «Киевский политехнический институт». Машиностроение. – 2004. – Вып. 45. – С. 114-117.
12. Ульяненко Н.В. Підвищення працездатності твердосплавного інструменту шляхом застосування магнітно-абразивного оброблення та нанесення зносостійких покриттів. дис. ... канд. техн. наук / Н.В. Ульяненко. – К., 2006. – 160 с.
13. Майборода В.С. Особенности формирования магнитно-абразивного инструмента при магнитно-абразивной обработке длинномерных деталей в кольцевой рабочей зоне / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулій, І.В. Ткачук // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2011. – Вип.8 (190). – С. 49-56.
14. Влияние струйно-абразивной и магнитно-абразивной обработок на состояние рабочих поверхностей и режущих кромок сверл из быстрорежущей стали / А.А. Беляев, Б. Карпушевский, Л.Г. Дюбнер и др. // Вестник двигателестроения. – 2007. – №2. – С. 90-94.
15. Karpuschewski B. Magneto-Abrasive Machining for the Mechanical Preparation of High-Speed Steel Twist Drills / B. Karpuschewski, O. Byelyayev, V.S. Maiboroda // CIRP Annals - Manufacturing Technology. – 2009. – №58. – P. 295–298.
16. Майборода В.С. Магнитно-абразивная обработка многогранных неперетачиваемых твердосплавных пластин в условиях больших рабочих зазоров. 1. Влияние условий базирования режущих пластин в рабочих зонах на эффективность процесса обработки / В.С. Майборода, Д.Ю. Джулій, Б.М. Фесюн и др. // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – 2009. – Вип.6 (154). – С. 157-165.

Рецензент: Гусєв В. В.

Надійшла до редколегії 27. 01. 2012

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

Національний технічний університет України «Київський політехнічний інститут»

**ФОРМУВАННЯ МАГНІТНО-АБРАЗИВНОГО ІНСТРУМЕНТА В РОБОЧИХ ЗОНАХ
УСТАНОВОК ТИПУ «КІЛЬЦЕВА ВАННА»**

Досліджено поліруючу здатність магнітно-абразивного інструменту (МАІ) по висоті робочих зазорів при обробленні довгомірних деталей на «стікання» з використанням відновлюючого елемента при схемі оброблення типу «кільцева ванна». Експериментально визначено раціональну форму елемента, який відновлює властивості МАІ по висоті робочого зазору, що забезпечує рівномірність оброблення довгомірних деталей по всій їх довжині.

Ключові слова: магнітно-абразивне оброблення, магнітно-абразивний інструмент, кільцева ванна, відновлюючий елемент, поліруюча здатність.

**V.S. MAIBORODA
D.JU. DZGULIJ
I.V. TKACHUK**

National Technical University of Ukraine "Kiev Polytechnic Institute"

FORMATION OF A MAGNETIC - ABRASIVE TOOL IN WORKING AREAS OF THE MACHINES SUCH AS "RING-TYPE BOSH"

Polishing ability of magnetic-abrasive tool (MAT) by height of working areas at machining of long-length details at the "runoff" with using regenerative element at scheme of machining by type "ring-type working area" was investigated. Experimentally we determined the shape of the element, which regenerates the shape and properties of the MAT by height of the working areas, which provides uniform machining of long-length details along their length.

Keywords: magnetic - abrasive processing, magnetic - abrasive tool, ring-type bosh, restoring member, polishing capacity.

УДК 621.923

П.А. НОВИКОВ (ст. препод.) tm@sevntu.com.ua
Ф.Н. КАНАРЕЕВ (канд. техн. наук, доц.) tm@sevntu.com.ua
С.М. БРАТАН (д-р техн. наук, проф.) tm@sevntu.com.ua

Севастопольский национальный технический университет, г. Севастополь, Украина

ПОГРЕШНОСТИ ПРОФИЛЯ РЕЗЬБЫ МЕТЧИКА, ВОЗНИКАЮЩИЕ В РЕЗУЛЬТАТЕ ШЛИФОВАНИЯ БОКОВЫХ ОБРАЗУЮЩИХ

В статье предложены математические модели позволяющие оценивать погрешность изготовления рабочих элементов режущих метчиков на операциях резьбошлифования.

Ключевые слова: метчик, погрешность, шлифование, затылование, резьба.

Введение

Для нарезания резьб М3...М6 широкое распространение получили режущие метчики различных конструкций [1]. Анализ данных инструментальных заводов расположенных в Европе показывает, что в настоящее время предприятиями выпускается более 350 различных конструкций метчиков данного М3...М6 [2], что свидетельствует о наличии проблем в области нарезания резьб соответствующих типоразмеров. При нарезании резьб метчиками не выдерживаются требования, регламентированные технической документацией обусловленные тем, вследствие несоблюдения следующих условий:

- 1) геометрическое соответствие профиля производящих кромок зубьев рабочей части метчика профилю номинальной резьбовой поверхности;
- 2) кинематическое соответствие движения производящих кромок зубьев рабочей части метчика параметрам номинальной резьбовой поверхности детали.

При изготовлении внутренних резьб малых диаметров значительное влияние на точность оказывает отклонение профиля боковых кромок зубьев от прямолинейности. Величина этой погрешности определяется протяженностью зоны и угла контакта шлифовального круга и метчика при изготовлении винтовых поверхностей на его рабочей части. Реальная резьбовая поверхность метчика отличается от номинальной и обусловлена существующей технологией ее изготовления.

Окончательное формирование резьбовых поверхностей метчиков производят на операции шлифования. Эта операция выполняется на резьбошлифовальных станках с применением кругов из кубического нитрида бора [3], например производства компании «Винтер-тур» типа 7В 40 N 75 В55С /ВС /К 50м/с за 2...6 ходов в зависимости от размера метчика.

Целью статьи является разработка математических зависимостей устанавливающих взаимосвязь между величинами отклонений боковых образующих зубьев метчика от прямолинейности, с точностью резьбы на его рабочей поверхности.

Основное содержание работы

Правку круга осуществляют таким образом, чтобы угол между боковой режущей кромкой и следом радиальной плоскости, проходящей через вершину угла был равен

$\alpha_{рез}/2 = 30^\circ$, то есть угол профиля $\alpha_{рез} = 60^\circ$. Шлифовальный круг устанавливают на

угол подъема резьбы $\gamma_{рез}$, определяемый по среднему диаметру резьбы метчика d_2 (рис. 1).

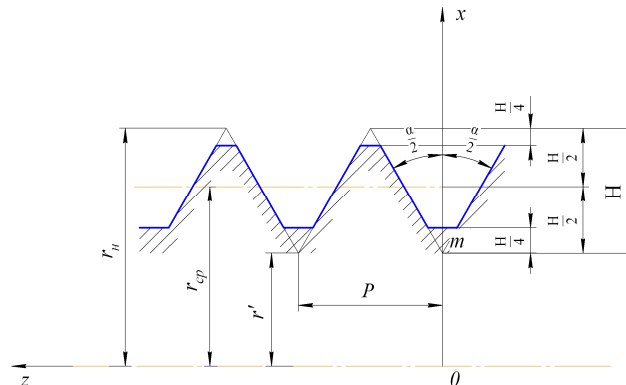


Рис. 1. Сечение номинальной резьбовой поверхности

Образование винтовой поверхности происходит вследствие того, что деталь за каждый оборот вместе со столом станка перемещается по отношению к шлифовальному кругу на величину, равную шагу резьбы P . В соответствии с технологическим процессом на первом этапе осуществляется шлифование при котором формируется неза тылованный профиль резьбы метчика.

Теоретическая резьбовая поверхность отверстия представляет обыкновенную архимедову винтовую поверхность, образующими которой являются прямые линии L_0 , расположенные под углом профиля резьбы $\alpha_{рез}$ относительно друг друга (рис. 1). Для анализа формирования профиля резьбы рассмотрим схему получения резьбовой поверхности метчика (рис. 2).

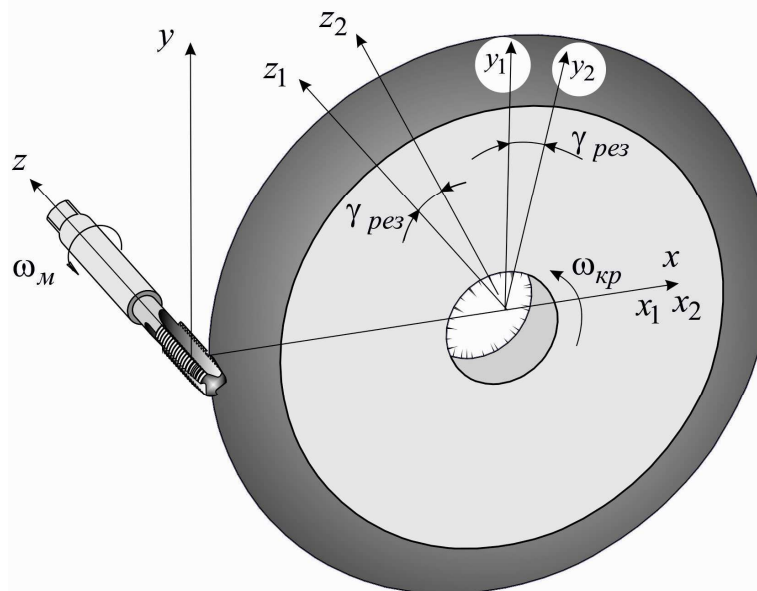


Рис. 2. Схема образования резьбы на метчиках при резьбошлифовании однопиточным шлифовальным кругом

Рассмотрим систему координат $O_1X_2Y_2Z_2$. Расстояние между центрами осей координат OO_1 равно расстоянию между осью метчика и шлифовального круга:

$$OO_1 = a_0 = R + r_1',$$

где a_0 – межосевое расстояние между резбошлифовальным кругом и заготовкой метчика; $R = MO_1$ – радиус резбошлифовального круга; r' – внутренний радиус резьбы метчика полного профиля, $r'_1 = r_2 + \frac{P}{2} \cos \alpha_{pez}$ (r_2 – средний радиус резьбы метчика); γ_{pez} – угол подъема резьбы метчика по среднему диаметру.

Для моделирования поверхности, полученной при взаимодействии резбошлифовального круга и заготовки метчика, представляющей собой семейство огибающих конусов S_{ϑ} , которая будет являться реальной резбовой поверхностью используем уравнения винтовой линии:

$$\begin{cases} x = (\rho \cos \theta + a_0) \cos \vartheta - (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho) m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}) \sin \vartheta \\ y = (\rho \cos \theta + a_0) \sin \vartheta + (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho) m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}) \cos \vartheta, \\ z = \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} + (R - \rho) m_{\alpha} \cos \gamma_{pez} + p_p \vartheta \end{cases} \quad (1)$$

$$\left(m_{\alpha}^2 (R - \rho) - p_p \right) \cos \theta + m_{\alpha} (a_0 \operatorname{ctg} \gamma_{pez} + \rho) \sin \theta = a_0 - \rho \cdot \operatorname{ctg} \gamma_{pez},$$

где $m_{\alpha} = \operatorname{ctg} \alpha_{pez}$; p_p – винтовой параметр резьбы, $p_p = r_p \operatorname{tg} \gamma_{pez}$ (r_p – радиус профиля резьбы метчика); ϑ – текущая угловая координата; ρ, θ – полярные координаты.

Из уравнения (1) можно получить уравнение огибающей поверхности в общем виде

$$F(x, y, z) = 0, \quad (2)$$

а затем – сечение поверхности плоскостью $y=0$, то есть осевое сечение реального резбового профиля.

Для упрощения преобразований исключим параметр ϑ , возведя в квадрат x и y в уравнении (2) и сложив их получим:

$$(\rho \cos \theta + a_0)^2 - (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho) m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})^2 = x^2 + y^2. \quad (3)$$

Используя далее формулы дополнительного угла

$$a \sin \vartheta + b \cos \vartheta = A \sin(\vartheta + \varphi),$$

$$a \cos \vartheta - b \sin \vartheta = A \cos(\vartheta + \varphi),$$

$$A = \sqrt{a^2 + b^2}; \quad \operatorname{tg} \varphi = \frac{b}{a},$$

преобразуем уравнения (3)

$$\begin{cases} x = A \cos(\vartheta + \varphi) \\ y = A \sin(\vartheta + \varphi) \\ \operatorname{tg} \varphi = \frac{\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho) m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}}{\rho \cos \theta + a_0} \end{cases}$$

В результате получим

$$\vartheta = \operatorname{arctg} \frac{y}{x} - \varphi = \operatorname{arctg} \frac{y}{x} - \operatorname{arctg} \frac{\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho) m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}}{\rho \cos \theta + a_0}.$$

Уравнение, характеризующее координату Z в (1) примет вид:

$$z = \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} + (R - \rho)m_{\alpha} \cos \gamma_{pez} + p_p \cdot \operatorname{arctg} \frac{y}{x} - p_p \cdot \operatorname{arctg}((\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})(\rho \cos \theta + a_0)^{-1})$$

Осевое сечение огибающей поверхности при $y=0$ запишется в виде системы уравнений:

$$x = \sqrt{(\rho \cos \theta + a_0)^2 - (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} \pm (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})^2}, \quad (4)$$

$$z = \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} \pm (R - \rho)m_{\alpha} \cos \gamma_{pez} \mp p_p \cdot \operatorname{arctg}((\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})(\rho \cos \theta + a_0)^{-1}), \quad (5)$$

$$\rho = \frac{1}{m_{\alpha}^2 + 1} \left(m_{\alpha}^2 R \pm m_{\alpha} (a_0 \operatorname{ctg} \gamma_{pez} + p_p) \operatorname{tg} \theta \mp (a_0 - p_p \operatorname{ctg} \gamma) \frac{1}{\cos \theta} \right); \quad (6)$$

В вышеуказанных выражениях знаки «+» или «-» определяются стороной профиля резьбы: «+» — для правой; «-» — для левой стороны профиля.

Расчеты проведены по зависимостям (4), (5), (6). На рис. 3 показан реальный профиль резьбы метчика, построенный по результатам расчетов. Для определения погрешности профиля использовали выражение:

$$\Delta Z = Z_0 - Z_m,$$

где $Z_m = (x - d_2 / 2) \operatorname{tg} 30^\circ$.

В таблице 1. показан пример результатов расчета отклонений реального профиля от номинального для незатылованного метчика М4.

Таблица 1. Отклонения координат точек реального профиля метчика от номинального

$x - d_2 / 2$, мм	Z , мм	ΔZ , мм
0,22724	$\pm 0,131479$	$\pm 0,00028$
0,33668	$\pm 0,193801$	$\pm 0,00058$
0,44620	$\pm 0,25621$	$\pm 0,00140$
0,55578	$\pm 0,31869$	$\pm 0,00219$
0,66540	$\pm 0,38123$	$\pm 0,00294$
0,77507	$\pm 0,44382$	$\pm 0,00369$

Величины отклонений определены при принятых выше допущениях, что угол профиля шлифовального круга соответствует требуемому, технологическая система является абсолютно жесткой и температурные деформации ее отсутствуют. Профиль резьбы реальных метчиков будет иметь большие отклонения из-за погрешностей статической и динамической настройки, возникающих в процессе шлифования.

Расчеты показывают, что отклонения профиля метчика по среднему диаметру для степеней точности Н1, Н2, Н3 составляет – 12 %, а для Н4 – 24% от поля допуска.

Из анализа полученных зависимостей видно, что погрешность профиля определяется диаметрами резьбы метчика и шлифовального круга, а, соответственно, протяженностью зоны и угла их контакта.

Проведенный анализ выполнен для метчиков с незатылованными зубьями. Зубья метчиков размерами МЗ...М6 выполняют в большинстве случаев затылованными по профилю на $2/3$ ширины пера или по профилю «доостра».

При изготовлении зубьев режущих метчиков с затылованием по профилю и зубьев деформирующих метчиков, имеет место постоянное изменение протяженности зоны контакта метчика с кругом. В этом случае погрешности профиля зубьев существенно увеличатся. Для оценки величины погрешностей опишем процесс получения образующих профиля резьбы.

Резьбовая поверхность затылованных по профилю зубьев рабочей части метчиков получается сложением двух движений шлифовального круга: винтового движения с параметром p_p и затылующего движения – радиального перемещения в сторону к оси метчика на величину затылования с параметром C_{ϑ} .

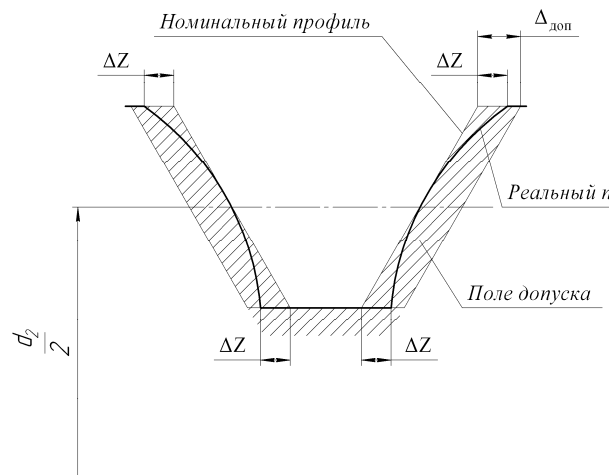


Рис. 3. Действительный профиль резьбы метчика

Параметрические уравнения (1) с учетом радиального затылующего движения примут вид:

$$\begin{cases} x = (\rho \cos \theta + a_{\vartheta}) \cos \vartheta - (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}) \sin \vartheta, \\ y = (\rho \cos \theta + a_{\vartheta}) \sin \vartheta + (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez}) \cos \vartheta, \\ z = \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} + (R - \rho)m_{\alpha} \cos \gamma_{pez} + p_p \vartheta, \end{cases} \quad (7)$$

где $a_{\vartheta} = a_0 + C_{\vartheta} \vartheta$ – уравнение, описывающее радиальное движение шлифовального круга при затыловании профиля резьбы метчика; $C_{\vartheta} = \frac{a_{\min} - a_{\max}}{\psi_{\vartheta}}$ – параметр затылования; a_{\min} – минимальное расстояние между осью метчика и шлифовального круга; $a_{\max} = a_0$ – максимальное расстояние между осями; ψ_{ϑ} – угол, на котором осуществляется затылование.

После преобразований и упрощений при условии $f(\rho, \theta, \vartheta) = 0$ зависимость примет вид:

$$\begin{aligned} & \sin \gamma_{pez}(\rho \cos \theta + a_{\vartheta}) - m_{\alpha}(C_{\vartheta} \cos \theta + a_{\vartheta} \sin \theta \cos \gamma_{pez}) - \\ & - m_{\alpha}^2(R - \rho) \cos \theta \sin \gamma_{pez} - p_p(\cos \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} \sin \theta) = 0. \end{aligned} \quad (8)$$

Для вывода параметрических уравнений поверхности огибающей семейства $S_{\alpha\vartheta}$, следует из (8) выразить a_{ϑ} , а затем $\vartheta = \frac{a_{\vartheta} - a_0}{C_{\vartheta}}$ — через ρ и θ и подставить эти выражения в (7):

$$\begin{cases} x = x(\rho, \theta) \\ y = y(\rho, \theta) \\ z = z(\rho, \theta) \end{cases} \quad (9)$$

Из уравнений (9) можно найти осевое сечение поверхности - реальный профиль затылованного метчика, например, сечение плоскостью $y = 0$.

После преобразований (9) и, полагая $y(\rho, \theta) = 0$, получим:

$$x = \sqrt{(\rho \cos \theta + a_{\vartheta})^2 - (\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})^2}; \quad (10)$$

$$\begin{aligned} z &= \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} + (R - \rho)m_{\alpha} \cos \gamma_{pez} - \\ & - p_p \cdot \arctg((\rho \sin \theta \cos \gamma_{pez} - (R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez})(\rho \cos \theta + a_{\vartheta})^{-1}). \end{aligned} \quad (11)$$

Из уравнения (8)

$$\begin{aligned} a_{\vartheta} &= \frac{1}{\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez}} \cdot (m_{\alpha}^2(R - \rho) \cos \theta \sin \gamma_{pez} - \rho \cos \theta \sin \gamma_{pez} + \\ & + m_{\alpha} \cos \theta \cdot C_{\vartheta} + p_p \cdot (\cos \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} \sin \theta)) \end{aligned} \quad (12)$$

Подставим значение a_{ϑ} в уравнения (10), (11) из (12) выразим ρ через θ :

$$\rho = \frac{1}{m_{\alpha}^2 + 1} \left(m_{\alpha}^2 R + m_{\alpha} (a_{\vartheta} \operatorname{ctg} \gamma_{pez} + p_p) \operatorname{tg} \theta - (a_{\vartheta} - p_p \operatorname{ctg} \gamma_{pez}) \frac{1}{\cos \theta} + \frac{m_{\alpha} C_{\vartheta}}{\sin \gamma_{pez}} \right),$$

$a_{\vartheta} = a_0 + C_{\vartheta} \vartheta$ при фиксированном ϑ , следовательно:

$$\begin{aligned} \vartheta &= \frac{1}{C_{\vartheta}(\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez})} ((m_{\alpha}^2 R - (m_{\alpha}^2 + 1)\rho) \cos \theta \sin \gamma + \\ & + m_{\alpha} \cos \theta \cdot C_{\vartheta} + p_p(\cos \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} \sin \theta) - a_0(\sin \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \theta \sin \gamma_{pez})) \\ \text{при } y=0 \\ \operatorname{tg} \vartheta &= \frac{(R - \rho)m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} - \rho \sin \theta \cos \gamma_{pez}}{\rho \cos \theta + a_{\vartheta}}. \end{aligned} \quad (13)$$

Из (13) имеем:

$$\rho \cos \theta + a_{\vartheta} \operatorname{tg} \vartheta + \rho(m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} + \sin \theta \cos \gamma_{pez}) - R m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} = 0,$$

подставляя вместо a_{ϑ} и ϑ их выражения, получим:

$$(\rho \cos \theta + Q\rho + B)tg(S\rho + D) + \rho(m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} + \sin \theta \cos \gamma_{pez}) - R \cdot m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} = 0,$$

$$\text{где } Q = -\frac{(m_{\alpha}^2 + 1) \cos \theta \sin \gamma_{pez}}{\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez}}, \quad S = -\frac{(m_{\alpha}^2 + 1) \cos \theta \sin \gamma_{pez}}{C_{\vartheta}(\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez})},$$

$$B = \frac{m_{\alpha}^2 \cdot R \cdot \cos \theta \sin \gamma_{pez} + m_{\alpha} \cos \theta \cdot C_{\vartheta} + p_p(\cos \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} \sin \theta)}{\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez}},$$

$$D = \frac{m_{\alpha}^2 \cdot R \cdot \cos \theta \sin \gamma_{pez} + m_{\alpha} \cos \theta \cdot C_{\vartheta} + p_p(\cos \gamma_{pez} + m_{\alpha} \sin \gamma_{pez} \sin \theta)}{C_{\vartheta}(\sin \gamma_{pez} - m_{\alpha} \sin \theta \cos \gamma_{pez})} - \frac{a_0}{C_{\vartheta}}.$$

В таблице 2 показан пример результатов расчета отклонений реального профиля от номинального для затылованного метчика М4.

Таблица 2. Отклонение координат точек реального профиля затылованных зубьев метчика М4 от номинального

X, мм	Z, мм	ΔZ , мм
1,69715	0,13148	0,00028
1,78272	0,19479	0,01418
1,868362	0,25816	0,02811
1,954085	0,32159	0,04205
2,03984	0,38507	0,05602

Расчеты показывают, что отклонения профиля по среднему диаметру затылованного метчика составляет: для степеней Н1, Н2, Н3 – 180 %, а для Н4 – 90 % от поля допуска.

Выводы

Выполненный анализ показывает, что существующие технологические процессы изготовления метчиков М3...М6 не обеспечивают формирование рабочего профиля зубьев метчиков согласно требованиям чертежа, что приводит к гарантированному появлению погрешностей, снижающих качество получаемых резьб, что говорит о необходимости замены режущих метчиков типоразмеров М3...М6 на резьбообрабатывающий инструмент другого принципа действия, что является перспективами дальнейших исследований в данной области.

Список литературы

1. Матвеев В.В. Нарезание точных резьб/ В.В. Матвеев. – М.: Машиностроение, 1978. – 88 с.

2. Каталог режущего инструмента SARTORIUS WERKZEUGE [Электронный ресурс]. – 2012. – Режим доступа: <http://www.sartorius-werkzeuge.de> Monday, 20 February 2012 14:07:02., 2012.
3. Захаренко И.Л. Шлифование резьбы инструмента кругами из кубонита/ И.Л. Захаренко, Т.М. Ухановский, Э.А. Блецкий. – М.: Машиностроение, 1974. – 144 с.

Рецензент: Матюха П. Г.

Надійшла до редколегії 10. 03. 2012

**П.А. НОВИКОВ
Ф.М. КАНАРЕЄВ
С.М. БРАТАН**

Севастопольський національний технічний університет

ПОХИБКИ ПРОФІЛЮ РІЗЬБИ МІТЧИКА, ЩО ВИНИКАЮТЬ У РЕЗУЛЬТАТІ ШЛИФУВАННЯ БОКОВИХ ТВІРНИХ

У статті запропоновані математичні моделі, що дозволяють оцінювати похибки виготовлення робочих елементів різальних мітчиків на операціях різьбошліфування.

Ключові слова: мітчик, похибка, шліфування, затилювання, різьба.

**P.A. NOVIKOV
F.N. KANAREJEV
S.M. BRATAN**

Sevastopol National Technical University

ERRORS OF THREAD PROFILE AS A RESULT GRINDING OF SIDE GENERATRICES

In the paper we put forward the mathematical models enabling to estimate the manufacturing error of working parts of cutting taps at thread grinding

Keywords: cutting tap, error, grinding, relieving, thread.

Створення і застосування прогресивних технологій в машинобудуванні

УДК 621.923

В.А. ЖОВТОБРЮХ
Ф.В. НОВИКОВ (д-р техн. наук, проф.)

Е.Ю. БЕНИН
ХНЭУ, г. Харьков, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОПТИМАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ПО НАИМЕНЬШИМ ЗАТРАТАМ НА ОПЕРАЦИЮ

Произведена теоретическая и экспериментальная оценка суммарных затрат на операцию механической обработки и показана эффективность их снижения за счет увеличения скорости резания путем применения прогрессивных режущих инструментов, поскольку затраты на инструмент значительно меньше затрат на заработную плату рабочего.

Ключевые слова: механическая обработка, фреза, себестоимость обработки, скорость резания.

Введение

Накопленный практический опыт по использованию прогрессивных конструкций режущих инструментов, изготовленных из новых износостойких инструментальных материалов с покрытиями, показывает на существование резервов повышения эффективности механической обработки [1,2]. Перспективным в этом плане является высокоскоростное резание, осуществляемое на высокооборотных современных станках с ЧПУ типа “обрабатывающий центр”. Применение данных станков позволяет обрабатывать детали производить фактически с одного установка различными инструментами, что повышает точность и снижает трудоемкость обработки. Однако, как показывает практика, данные станки и используемые режущие инструменты значительно (на порядок и более) дороже отечественных, что требует значительных средств на их приобретение и приводит к повышению себестоимости обработки. В связи с этим важное и актуальное значение имеют вопросы снижения себестоимости обработки, которые могут быть решены на основе оптимизации параметров механической обработки по критерию наименьшей себестоимости [3]. Это относится к обработке сложнопрофильных рабочих поверхностей сектора пресс-формы для шины диаметром 2200 мм производства Днепрополимермаш. Традиционно ее обработка производится методом объемного фрезерования на станке с ЧПУ и характеризуется высокой трудоемкостью (составляет 180 часов) в связи с низкой производительностью обработки и стойкостью инструмента (твердосплавной фрезы). Как показывает практика, переход на высокоскоростное фрезерование с применением новых инструментальных материалов позволяет повысить производительность обработки и стойкость инструмента. Однако при этом возрастает себестоимость обработки, что ограничивает применение данной технологии и требует новых решений, связанных прежде всего со снижением затрат на обработку. Поэтому целью работы является снижение себестоимости обработки за счет научно обоснованного выбора оптимальных режимов резания и характеристик инструментов.

Основное содержание работы

В работе [4,5] аналитически описана себестоимость обработки C для двух изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего-станочника и затратами на режущий инструмент:

$$C = \frac{1}{S \cdot \frac{1-p}{m_1} \cdot t \cdot \frac{1-q}{m_1}} \cdot \left[\frac{\alpha_2 \cdot (m_1 - 1)}{\alpha_1} \right]^{\frac{1}{m_1}} \cdot \alpha_1 \cdot \left[\frac{1}{z} + \frac{z^{m_1-1}}{(m_1-1)} \right], \quad (1)$$

где $\alpha_1 = N \cdot \vartheta \cdot S_{\text{час}} \cdot k$; $\alpha_2 = N \cdot \frac{\vartheta \cdot C}{C_4}$; N – количество обрабатываемых деталей; ϑ – объем металла, снимаемого с одной детали, м^3 ; $S_{\text{час}}$ – тарифная ставка рабочего, грн; k – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на тарифную ставку рабочего; C – цена режущего инструмента, грн; S – подача, м/об ; t – глубина резания, м ; C_4, m_1, q, p – постоянные, характеризующие стойкость инструмента, для определенных условий обработки ($m_1 > p > q$; $m_1 > 1$); $z = Q / Q_{\text{экстр}}$; $Q = V \cdot t \cdot S$ – производительность обработки (при продольном точении), $\text{м}^3/\text{с}$; V – скорость резания, м/мин ; $Q_{\text{экстр}}$ – производительность обработки, соответствующая точке минимума себестоимости обработки C .

В работе [2] показано, что при точении углеродистой конструкционной стали твердосплавным резцом параметры $m_1=5$; $p=1,75$; $q=0,75$. Принимая $m_1=5$, по зависимости (1) определим в относительных величинах первое и второе слагаемые, соответственно равные $1/z$ и $0,25 \cdot z^4$, а также определим их сумму $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$, выражающую относительную себестоимость обработки \bar{C} (табл. 1, рис. 1).

Таблица 1. Расчетные значения величин $1/z$; $0,25 \cdot z^4$ и $\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$ для $m_1=5$

z	0,1	0,5	1	2	3
$1/z$	10	2	1	0,5	0,33
$0,25 \cdot z^4$	$0,25 \cdot 10^{-4}$	0,015	0,25	4	20,25
$\bar{C} = 1/z + 0,25 \cdot z^4$	10	2,015	1,25	4,5	20,58

Как следует из табл. 1, с увеличением z себестоимость обработки \bar{C} изменяется по экстремальной зависимости, проходя точку минимума (при $z=1$). Первое слагаемое ($1/z$) в точке минимума себестоимости в 4 раза больше второго слагаемого ($0,25 \cdot z^4$). Данное условие является основой для определения оптимальных режимов резания. С целью оценки достоверности теоретического решения были определены суммарные затраты на выполнение операции фрезерования $\sum Z_{\text{оп}} = Z_{\text{инстр}} + Z_{\text{оборуд}} + Z_{z/n} + P_{\text{расх}}$, где $Z_{\text{инстр}}$ – затраты на инструмент; $Z_{\text{оборуд}}$ – затраты на оборудование; $Z_{z/n}$ – затраты на заработную плату рабочих (трудоzатраты); $P_{\text{расх}}$ – прочие расходы (дополнительные накладные расходы без учета расходов на оборудование и инструмент). Сравнивались два варианта фрезерования: монолитной фрезой $\varnothing 40$ мм (изготовленной из быстрорежущей стали P18) и сборной фрезой $\varnothing 42$ мм (оснащенной пластинами из TT9030) производства фирмы TaeguTec. Количество зубьев у фрез – 5; обрабатываемый материал – X2ГСНВМ-ВД; глубина резания – 2,5 мм; ширина резания – 6 мм; количество проходов – 12. Установлено, что сборная фреза позволяет обработку вести со ско-

ростью резания 99 м/мин и подачей 0,75 мм/об, тогда как монолитная фреза – соответственно со скоростью резания 16 м/мин и подачей 0,3 мм/об. Трудоемкость обработки (на 1 деталь) соответственно составляет 0,8 и 6,9 часа; затраты на инструмент – 5,36 и 25,6 грн; затраты на заработную плату рабочего – 19,53 и 120,33 грн; затраты на оборудование – 19,86 и 171,26 грн; прочие расходы – 29,30 и 180,5 грн; суммарные затраты – 74,05 и 497,69 грн. В итоге экономия затрат (на 1 деталь) от применения сборной фрезы составила 423,64 грн, тогда как ее цена равна 1400 грн, а цена монолитной фрезы – всего 138 грн, т.е. цена сборной фрезы больше цены монолитной фрезы. Этим показана эффективность применения с точки зрения снижения себестоимости обработки более производительного, хотя и дорогостоящего инструмента производства фирмы TaeguTec.

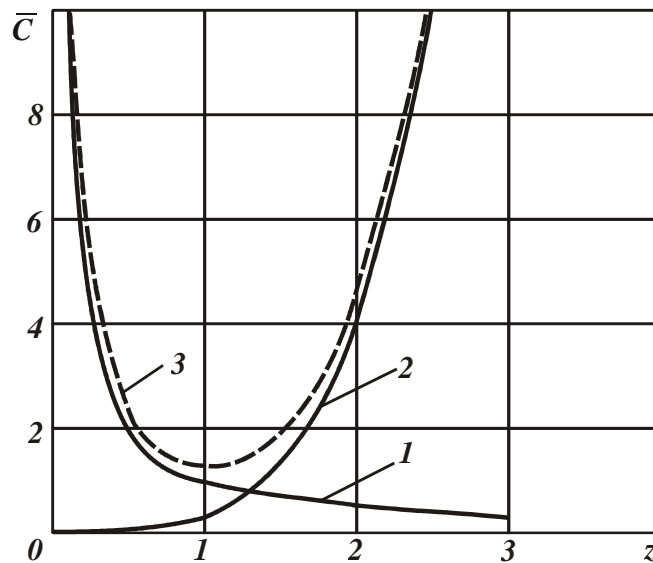


Рис. 1. Характер изменения функций $1/z$ (1), $0,25 \cdot z^4$ (2) и $1/z + 0,25 \cdot z^4$ (3) для $m_1 = 5$

Из приведенных экспериментальных данных вытекает, что при обработке монолитной фрезой затраты на заработную плату рабочего составляют 120,33 грн, а затраты на инструмент – 25,60 грн. Следовательно, первое слагаемое приблизительно в 4 раза больше второго. Это согласуется с теоретическими данными, приведенными в табл. 1, и свидетельствует о том, что минимум себестоимости обработки реализуется при условии примерно 4-кратного превышения затрат по заработной плате над затратами на режущий инструмент.

Такая же закономерность имеет место и при фрезеровании сборной фрезой (производства фирмы TaeguTec). Затраты на заработную плату рабочего составляют 19,53 грн, а затраты на инструмент – 5,36 грн., т.е. затраты на заработную плату рабочего примерно в 4 раза больше затрат на инструмент. Следовательно, полученная аналитическая зависимость (1) достаточно объективно отражает закономерности изменения двух изменяющихся статей затрат, связанных с заработной платой рабочего-станочника и затратами на режущий инструмент.

Расчет средней себестоимости машиностроительной продукции показывает, что лишь 3% от общей стоимости металлообработки составляют затраты на режущий инструмент (рис. 2). Однако фактическое влияние правильности выбора режущего инструмента на снижение себестоимости готовой продукции гораздо выше. При выборе режущего инструмента необходимо учитывать оптимальное соотношение его цены, стойкости и производительности обработки.

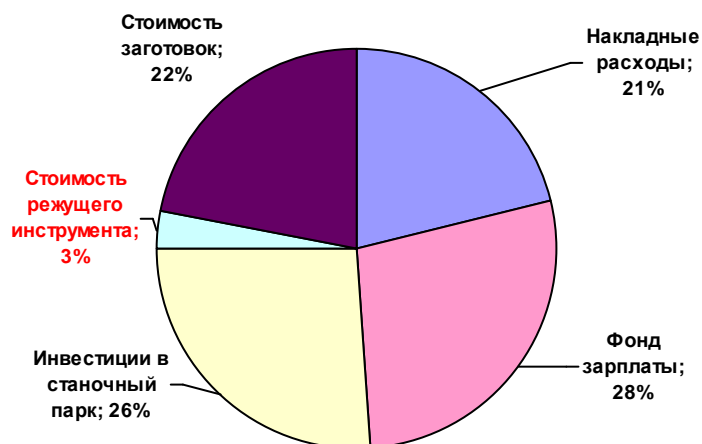


Рис. 2. Распределение затрат на металлообработку

Рассмотрим влияние каждого из этих показателей на себестоимость продукции.

Снижение цены режущего инструмента:

- снижение на 20% соответствует снижению общей себестоимости изделия на $3\% \cdot (-20\%) = -0,6\%$;
- дополнительное 33% снижение стоимости инструмента предыдущего поколения позволяет экономить $3\% \cdot (-33\%) = -1,0\%$.

Повышение стойкости режущего инструмента:

- увеличение в два раза срока службы соответствует снижению себестоимости продукции на $3\% : 2 = -1,5\%$.

Увеличение производительности (скорость/подача) режущего инструмента:

- увеличение производительности на 20% соответствует снижению затрат на (накладные расходы + фонд зарплат + инвестиции в станочный парк) $\cdot (-20\%) = (21\% + 28\% + 26\%) \cdot (-20\%) = 75\% \cdot (-20\%) = -15\%$. Даже если при этом расходы на инструмент возрастают, например, в полтора раза, т.е. часть его стоимости в себестоимости возрастает до $3\% + 1,5\% = 4,5\%$, то общее снижение себестоимости изделия будет составлять $-15\% + 1,5\% = -13,5\%$. Таким образом, очевидно, что увеличение скорости резания и усовершенствование технологического процесса способствуют значительному снижению себестоимости единицы готовой продукции (табл. 2).

Таблица 2 Эффективность влияния режущего инструмента на себестоимость продукции

Цена	Стойкость	Скорость резания и совершенствование технологического процесса
-1%	-1,5%	-15%

Выводы

Теоретически установлено и экспериментально подтверждено, что в точке минимума себестоимости обработки затраты на заработную плату рабочего-станочника приблизительно в 4 раза превышают затраты на режущий инструмент. Экспериментально установлено, что удельный вес режущего инструмента в суммарных затратах на операцию механической обработки незначителен и составляет в среднем 3%. Это позволяет существенно увеличить скорость резания и соответственно производительность обработки, а также уменьшить затраты на заработную плату рабочего-станочника без

заметного увеличения затрат на инструмент. Для реализации данного условия необходимо использовать более прогрессивные, хотя и дорогостоящие, режущие инструменты с износостойкими покрытиями, характеризующиеся высокой стойкостью и возможностью многократного увеличения скорости резания и производительности обработки.

Список литературы

1. Костюк Г.И. Исследование износа пластин с покрытием при эффективном точении закаленной стали 65Г / Г.И. Костюк, И.В. Дощечкина, А.Н. Костюк, Р.В. Воропай // Вісник НТУ “ХП”: збірник наукових праць. Тематичний випуск: «Технології в машинобудуванні». – 2011. – № 40. – С. 55-59.
2. Бобров В.Ф. Основы теории резания металлов / В.Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с.
3. Маталин А.А. Технология машиностроения: учебник / А.А. Маталин. – Л.: Машиностроение, 1985. – 496 с.
4. Жовтобрюх В.А. Теоретический анализ условий уменьшения себестоимости механической обработки / В.А. Жовтобрюх // Вісник Харківського національного технічного університету сільського господарства імені Петра Василенка. Серія: «Технічний сервіс АПК, техніка та технології у сільськогосподарському машинобудуванні». – 2011. – Вип. 115. – С. 68-73.
5. Новиков Ф.В. Расчет параметров режимов резания по критериям наименьшей себестоимости и наибольшей производительности обработки / Ф.В. Новиков, В.А. Жовтобрюх // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы научн.-техн. конф., 19-22 сентября 2011 г., г. Одесса. – Киев: АТМ України, 2011. – 148-151.

Рецензент: *Гриньов Ю. О.*

Надійшла до редколегії 17.02.2012

В.О. ЖОВТОБРЮХ, Ф.В. НОВІКОВ, Є.Ю. БЕНІН

ХНЕУ, м. Харків, Україна

ВИЗНАЧЕННЯ ОПТИМАЛЬНИХ УМОВ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ПО НАЙМЕНШИХ ВИТРАТАХ НА ОПЕРАЦІЮ

Виконано теоретичну й експериментальну оцінку сумарних витрат на операцію механічної обробки й показана ефективність їхнього зниження за рахунок збільшення швидкості різання шляхом застосування прогресивних різальних інструментів, оскільки витрати на інструмент значно менше витрат на заробітну плату робітника.

Ключові слова: механічна обробка, фреза, собівартість обробки, швидкість різання.

V.A. ZHOVTOBRYUKH, F.W. NOVIKOV, E.Y. BENIN

HNEU, Kharkov, Ukraine

DETERMINATION OF OPTIMAL MACHINING CONDITIONS OF PROCESSING AT THE LOWER TRANSACTION COSTS

Theoretical and experimental evaluation of the total cost of operation of mechanical treatment and is performed and shown to be effective to reduce them by increasing the velocity of cutting through the application of advanced cutting tools, because the tool costs are significantly less than the cost of wages.

Keywords: machining, milling, processing costs, cutting speed.

УДК 621.9.06-529

А. И. ЛЕЩЕНКО (канд. техн. наук, доц.) Lehenko_a_i@mail.ru
ГВУЗ «Приазовский государственный технический университет»,
г. Мариуполь, Украина

ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТКИ СЛОЖНО-ПРОФИЛЬНЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ КРИВИЗНЫ ЕЕ РАЗЛИЧНЫХ УЧАСТКОВ

Рассмотрены вопросы обеспечения точности обработки на станках с ЧПУ сложно-профильных поверхностей. Приведена последовательность расчета и результаты количественной оценки погрешности формообразования на основе строгой формализации границ поля допуска. Обоснована возможность построения функционалов, позволяющих программными средствами снизить составляющую погрешности обработки сложно-профильных поверхностей, связанную с ее топографической характеристикой.

Ключевые слова: станки с ЧПУ, точность обработки, коррекция программы, геометрия поверхности.

Введение

В современном машиностроении существует широкая номенклатура деталей, геометрия которых включает сложно-профильные поверхности. К таким деталям относятся копиры, матрицы и пуансоны штампов, пресс-формы, модели для точного литья, лопатки турбин и пр. Для деталей этого типа характерной особенностью являются высокие требования по точности, шероховатости ($Ra < 0,63$) и, как следствие, большая трудоемкость изготовления. Современным методом обработки сложно-профильных поверхностей является фрезерование концевыми радиусными фрезами на станках с ЧПУ с автоматизированной подготовкой управляющих программ САМ системами ("ADEM", "T-FLEX NC", "CAMWorks", "SURFCAM Velocity" и др.), для которых исходными данными являются твердотельная модель поверхности детали. Вместе с тем опыт применения САД/САМ систем показал, что инструментарий проектирования моделей ориентирован на идеальные условия обработки резанием, без учета возмущающих воздействий существующих в реальном производстве. Поэтому остается актуальной задача включения в модули формирования управляющих программ для станков с ЧПУ параметрических подпрограмм коррекций, для которых фактические значения формальных параметров уточняются после предварительных измерений обработанной детали.

Для создания программных алгоритмов коррекций необходимо детализировать причинно-следственные связи механизма образования погрешностей в процессе обработки, их исследовать и выделить систематические составляющие погрешности, которые с течением времени обработки остаются постоянными или изменяются по определенному закону. В этом случае открывается возможность представить алгоритмы управляющих программ, как n -шаговый процесс принятия решений в зависимости от изменяющихся по установленному закону условий обработки. Например, можно включить в управляющую программу УЧПУ станка подпрограммы, формирующие переменные режимов резания, связанные с топологическими свойствами поверхности, на данном интервале траектории перемещения инструмента.

В настоящее время вопросу характеристик поверхностей посвящен ряд новых функционалов программных пакетов. Пакет AutoCAD 3D 2011 дополнен командой отображения кратчайшего расстояния между двумя поверхностями по вертикали. Если по-

верхности представить, как реальную и теоретически заданную, то это измерение не даст отклонения последней от номинального значения по нормали к поверхности, как требуют стандарты точности формы детали. CAD системы («Unigraphics», «Компас») включают команды построения эквидистантных кривых или поверхностей твердотельной модели путем задания толщины (допуска) существующей поверхности или грани тела. Вместе с тем, нет возможности количественной оценки выхода реальной поверхности детали за границы, оговоренные условием - допуском. Исследованы вопросы обработки концевыми радиусными фрезами пространственно-сложных поверхностей при фрезеровании участков со ступенчатым припуском, вдоль образующей с постоянным углом наклона [1]. При этом процесс рассматривался только в направлении вектора подачи без учета влияния на параметры процесса резания, возможного изменения кривизны обрабатываемой поверхности. Основные положения теории формообразования при механической обработке деталей, геометрии поверхностей деталей и инструментов, кинематики их относительного движения в процессе обработки, получили развитие с позиций дифференциально-геометрического метода формообразования поверхностей [2]. Определяется наивыгоднейшая траектория формообразования, под которой понимается такая траектория, при движении инструмента вдоль которой площадь среза на поверхности детали при прочих одинаковых условиях наибольшая. Поставлено условие выполнения наивыгоднейшего процесса формообразования: булево отсечение от заготовки обрабатываемой детали объема, занимаемого последовательными положениями инструмента при отработке на станке с ЧПУ формирует поверхность, отклоняющуюся от номинальной поверхности детали не более чем на величину допуска на точность обработки. При этом остается не раскрытыми понятия идентичности условий и геометрического определения допуска связанного с уравнением обрабатываемой поверхности.

Целью данной работы является строгая формализация погрешности формообразования сложно - профильной поверхности и исследование точности ее обработки на основе классических определений теории поверхностей.

Основное содержание работы

Для управления точностью сложно-профильной поверхности необходима формализация количественной оценки ее погрешности, которая является результатом совместного проявления отклонений от номинала размеров и формы профиля, а также точности положения контролируемой поверхности относительно измерительной базы. Если по условию чертежа размеры и номинальная форма сложно-профильной поверхности $P_T(x_T, y_T, z_T)$ заданна уравнением в системе координат детали (СКД) XYZ, то для ее поля допуска (рис. 1) стандарт [3] определяет трехмерную область «шириной» $2 \cdot r$, в которой должны лежать все точки реальной поверхности. Границами области являются огибающие заданную поверхность P_T , поверхности $P_m(x_m, y_m, z_m)$ и $P_n(x_n, y_n, z_n)$, образованные семейством сфер радиуса r , точки центров которых лежат на P_T . Точкам касания граничных поверхностей сферами радиуса r соответствуют вектора нормалей $\overline{r_n}, \overline{r_m}$ с направляющими косинусами $\cos(\alpha), \cos(\beta), \cos(\gamma)$. Тогда «верхняя» P_m и «нижняя» P_n границы области представляют собой эквидистантные поверхности, все точки которых по отношению к заданной поверхности определены в параметрическом виде:

$$P_m(x_m, y_m, z_m) = P_T(x_T + \cos(\alpha) \cdot r, y_T + \cos(\beta) \cdot r, z_T + \cos(\gamma) \cdot r); \quad (1)$$

$$P_n(x_n, y_n, z_n) = P_T(x_T - \cos(\alpha) \cdot r, y_T - \cos(\beta) \cdot r, z_T - \cos(\gamma) \cdot r).$$

Если считать теоретически заданную поверхность $P_T(x_T, y_T, z_T)$ – гладкой (дважды дифференцируемой) поверхностью, то направляющие косинусы можно выразить через частные производные:

$$\cos(\alpha) = \frac{\frac{\partial P_T}{\partial x}}{\sqrt{\left(\frac{\partial P_T}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial z}\right)^2}} \cdot r, \quad \cos(\beta) = \frac{\frac{\partial P_T}{\partial y}}{\sqrt{\left(\frac{\partial P_T}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial z}\right)^2}} \cdot r, \quad \cos(\gamma) = \frac{\frac{\partial P_T}{\partial z}}{\sqrt{\left(\frac{\partial P_T}{\partial x}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial y}\right)^2 + \left(\frac{\partial P_T}{\partial z}\right)^2}} \cdot r. \quad (2)$$

Можно сказать, что через все точки «вблизи» поверхности с рассматриваемыми свойствами проходит, по крайней мере, одна нормаль к ней, длина которой соизмерима с допуском на поверхность r , и которая определяет расстояние от точки контроля до поверхности.

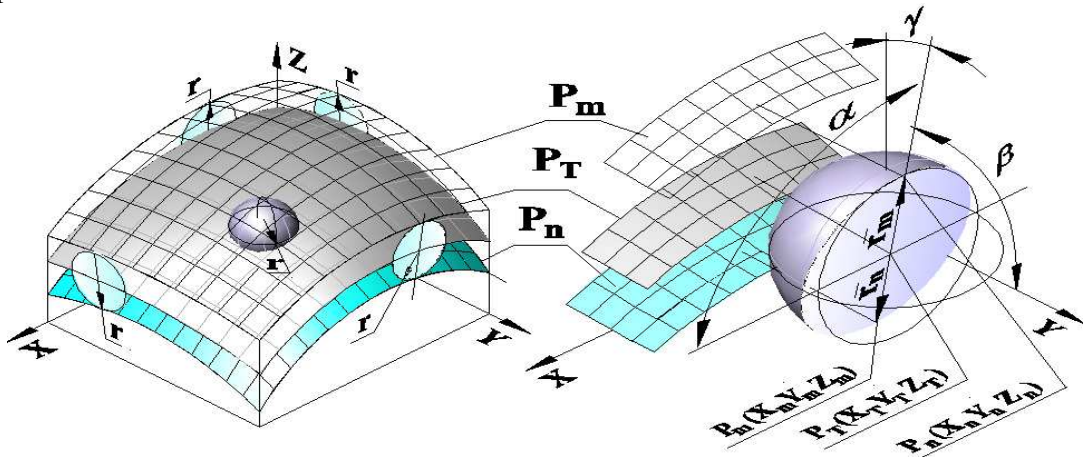


Рис. 1. Схема построения граничной области «шириной» $2 \cdot r$ допустимых отклонений точек теоретически заданной поверхности P_T

Рассмотрим погрешность формообразования исходя из следующих условий. Касательные плоскости в точках теоретической поверхности P_T и соответствующих им точках эквидистантных поверхностей P_m и P_n имеют общую нормаль и параллельные касательные плоскости, при этом во всех случаях, кроме плоских и сферических поверхностей, нормальная кривизна в точке теоретической поверхности отличается от кривизны в соответствующих точках эквидистантных поверхностей. Каждой точке реальной поверхности детали P_p , достаточно близкой к граничной эквидистантной поверхности P_m или P_n , соответствует вектор нормали \bar{h} теоретической поверхности P_T .

Допустим, путем измерения (рис. 2) в координатной системе, связанной с СКД, получены координаты точки реальной поверхности $P_p(x_p, y_p, z_p)$. Решение задачи контроля точности обработки лежит через определение кратчайшего расстояния от точки измерения P_p до теоретически заданной поверхности P_T . Это расстояние изме-

ряется по нормали \bar{h} , с направляющими косинусами углов α , β , γ , построенной в точке теоретически заданной поверхности и определяется путем решения системы уравнений относительно неизвестных x_T , y_T , z_T :

$$\left\{ \begin{array}{l} \bar{h} \cdot \cos(\alpha) = \overline{x_p - x_T} \\ \bar{h} \cdot \cos(\beta) = \overline{y_p - y_T} \\ \bar{h} \cdot \cos(\gamma) = \overline{z_p - z_T} \end{array} \right. \text{ или } \left\{ \begin{array}{l} \frac{\frac{d}{dx} P_T(x_T, y_T, z_T) \sqrt{(x_p - x_T)^2 + (y_p - y_T)^2 + (z_p - z_T)^2}}{\sqrt{\left(\frac{d}{dx} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dy} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dz} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2}} + (x_p - x_T) = 0 \\ \frac{\frac{d}{dy} P_T(x_T, y_T, z_T) \sqrt{(x_p - x_T)^2 + (y_p - y_T)^2 + (z_p - z_T)^2}}{\sqrt{\left(\frac{d}{dx} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dy} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dz} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2}} + (y_p - y_T) = 0 \\ \frac{\frac{d}{dz} P_T(x_T, y_T, z_T) \sqrt{(x_p - x_T)^2 + (y_p - y_T)^2 + (z_p - z_T)^2}}{\sqrt{\left(\frac{d}{dx} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dy} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2 + \left(\frac{d}{dz} P_T(x_T, y_T, z_T)\right)^2}} + (z_p - z_T) = 0 \end{array} \right. \quad (3)$$

после выполнений преобразований $|\bar{h}| = \sqrt{(x_p - x_T)^2 + (y_p - y_T)^2 + (z_p - z_T)^2}$ и учитывая соотношения (2). Решение системы (3) даст координаты точки теоретической поверхности $P_T(x_T, y_T, z_T)$, нормаль в которой задает направление прямой L , проходящей через граничные точки на эквидистантных поверхностях $P_m(x_m, y_m, z_m)$, $P_n(x_n, y_n, z_n)$ и точку измерения $P_p(x_p, y_p, z_p)$.

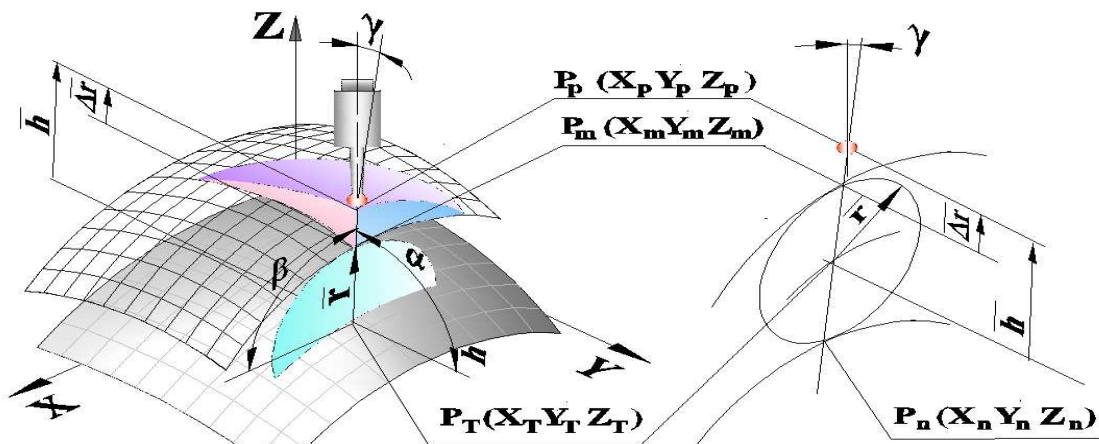


Рис. 2. Схема контроля точности обработки поверхности и определение расстояния от точки измерения P_p до теоретически заданной поверхности P_T

Расстояние от точки измерения $P_p(x_p, y_p, z_p)$ до теоретической поверхности $P_T(x_T, y_T, z_T)$ определяет вектор отклонения от номинала $\bar{\Delta r}$, входящий в уравнение:

$$\bar{h} = \bar{\Delta r} + \bar{r} \quad (4)$$

Если точка измерения $P_p(x_p, y_p, z_p)$, принадлежащая прямой L , лежит в замкнутом интервале $[(x_m, y_m, z_m), (x_n, y_n, z_n)]$, то нормируемое отклонение реальной поверхности в точке контроля не выходит за пределы поля допуска $2 \cdot r$. В противном случае возникает вектор погрешности $\overline{\Delta r}$: $\overline{\Delta r}(x_p - x_m, y_p - y_m, z_p - z_m)$ или $\overline{\Delta r}(x_p - x_n, y_p - y_n, z_p - z_n)$. Таким образом, следуя уравнению (4), можно получить векторное поле, в котором каждой точке рассматриваемой поверхности ставится в соответствии вектор погрешности.

Создание идентичных условий резания, на различных участках обработки сложно-профильной поверхности, позволяет применять алгоритмы подналадки, с целью снижения суммарной погрешности формы детали. Одним из факторов, нарушающим установившийся режим резания, является кривизна обрабатываемой поверхности. Следует отметить, что программы коррекции со ступенчатым изменением траектории перемещения инструмента или режимов обработки трудны в реализации и могут стать причиной появления дополнительных погрешностей, связанных с динамикой работы привода. Поэтому возникает необходимость выбора траектории перемещения инструмента, вдоль которой, условия резания остаются постоянными или плавно изменяются в зависимости от топологических характеристик обрабатываемой поверхности.

Степень искривленности регулярной поверхности имеет универсальную характеристику – гауссову кривизну, которая для каждой точки теоретически заданной поверхности P_T устанавливает взаимосвязь между главными кривизнами нормальных сечений – максимальной k_T^{\max} и минимальной k_T^{\min} , определенных во взаимно перпендикулярных плоскостях:

$$k_T = k_T^{\max} \cdot k_T^{\min}. \quad (5)$$

Теория поверхностей классифицирует точки сложно – профильной поверхности в зависимости от знака гауссовой кривизны:

$k_T(x_i, y_i) > 0$ – геометрически это означает, что в эллиптической точке (x_i, y_i) все нормальные сечения имеют одно и то же направление вогнутости (радиусы кривизны одного знака), а в ее окрестности поверхность имеет сходство с эллипсоидом;

$k_T(x_i, y_i) < 0$ – геометрически это означает, что в точке гиперболического типа (x_i, y_i) нормальные сечения имеют различные направления вогнутости (радиусы кривизны разного знака), а в ее окрестности поверхность имеет седлообразный вид;

$k_T(x_i, y_i) = 0$ – в данном случае имеется одно направление, по которому нормальная кривизна равна нулю. Примером такой поверхности является круговой цилиндр.

Положение сечений главных кривизн в точках поверхности можно определить с помощью индикатрисы Дюпена или градиента ($grad(P_p)$), определяющего направление наискорейшего возрастания радиуса кривизны $R_T^{\max} = 1 / k_T^{\max}$. Рассмотрим погрешность чистовой обработки фрезерованием сферическими фрезами, фасонной поверхности $F_T(x, y)$ пуансона «лотка подающего» (рис. 4), для которого направление главных

кривизн N_x^{\max} , N_y^{\max} точек поверхности перпендикулярны координатным плоскостям СКД. Тогда соотношение $Rk_T(x, y)$ радиусов кривизны $R_T^{N_x^{\max}}$, $R_T^{N_y^{\max}}$ в главных сечениях можно представить в виде:

$$Rk_T(x, y) = \frac{R_T^{N_x^{\max}}}{R_T^{N_y^{\max}}} = \frac{\left(1 + \left(\frac{d}{dx} F_T(x, y)\right)^2\right)^{3/2} \cdot \frac{d^2}{dy^2} F_T(x, y)}{\frac{d^2}{dx^2} F_T(x, y) \cdot \left(1 + \left(\frac{d}{dy} F_T(x, y)\right)^2\right)^{3/2}}. \quad (6)$$

График (рис. 3) функции (6) показывает, что значение $Rk_T(x, y)$, а следовательно и гауссова кривизна, изменяют знак: $Rk_T(x, y) < 0$, $k_T(x_i, y_i) < 0$ при $y < y_0$, а при $y > y_0$ $Rk_T(x, y) > 0$, $k_T(x_i, y_i) > 0$.

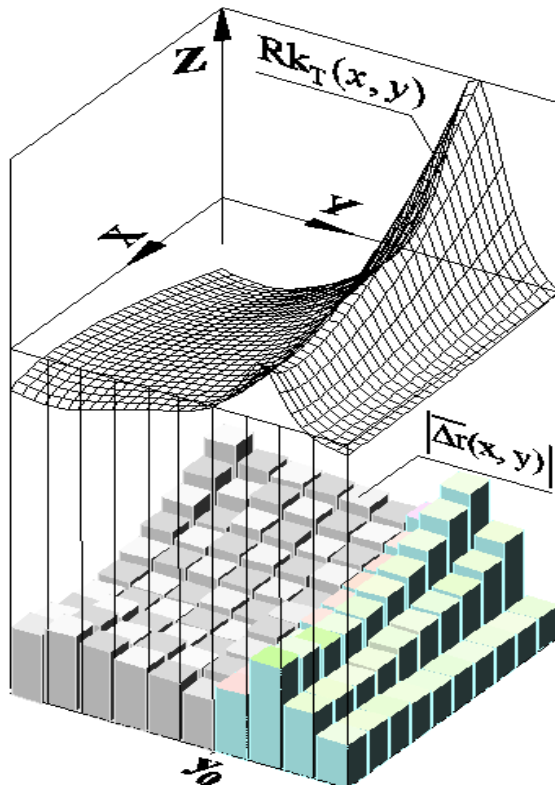


Рис. 3. График изменения соотношения $Rk_T(x, y) < 0$ и диаграмма модулей векторного отклонения от номинала $|\overline{\Delta r}(x, y)|$

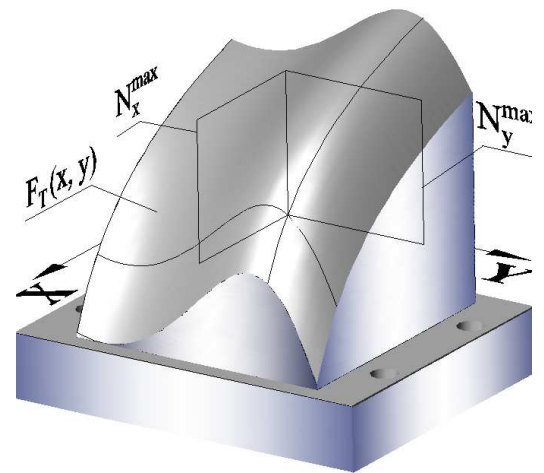


Рис. 4. Пуансон «лотка подающего»

Векторные отклонения $\overline{\Delta r}$ (4) реальной поверхности $F_p(x, y)$ пуансона, от теоретически заданных $F_T(x, y)$, определяем путем обработки результатов измерений в

сечениях строки формообразования по направлению подачи. На координатной плоскости, в пределах граничной области очерченной размерами основания пуансона, строим с учетом масштабных коэффициентов столбцовую диаграмму модулей отклонений $|\overline{\Delta r}(x, y)|$, которая показывает неравномерность значений погрешности обработки поверхности.

Выводы

Точность обработки пространственно-сложных поверхностей концевыми радиусными фрезами на станках с ЧПУ связана, при прочих идентичных условиях резания, с непрерывным изменением геометрических параметров формообразования в зоне резания, что вызывает силовую нестабильность протекания процесса резания. Эту особенность отражает диаграмма модулей отклонений $|\overline{\Delta r}(x, y)|$ показывающая, что погрешность обработки локальных участков с возрастанием соотношения радиусов кривизны $Rk_T(x, y)$ увеличивается. Наименьшая погрешность обработки прослеживается на локальных участках поверхности, когда $Rk_T(x, y) \approx 0$ ($R_T^N \rightarrow \infty$, $k_T(x_i, y_i) \rightarrow 0$). Вместе с тем для различных участков обработанной поверхности, при равенстве абсолютных значений радиусов кривизны $|R_T^{N_x}| = |R_T^{N_y}|$, погрешность выше для точек профиля гиперболического типа ($k_T(x_i, y_i) < 0$), чем в точках эллиптического типа ($k_T(x_i, y_i) > 0$).

Упругие деформации от сил резания при фрезеровании пропорциональны максимальной толщине среза $a_{\max} = S_Z \cdot \sin(\Psi_K)$, где S_Z - подача на зуб фрезы, Ψ_K - угла контакта фрезы. В окрестности точки эллиптического типа все точки поверхности лежит по одну сторону от касательной плоскости в данной точке, обеспечивая при заданной S_Z сравнительную стабильность эффективного диаметра фрезы, а так же радиальной и осевой глубины резания. Для точек поверхности гиперболического типа, лежащих по разные стороны касательной плоскости это постоянство не поддерживается. Допустим, на поверхности детали существуют два локальных участка в окрестностях точек а и b, для которых в главных сечениях радиусы кривизны равны: $R_a^{N_1} = R_b^{N_1}$ и $R_a^{N_2} = -R_b^{N_2}$. Тогда при обработке локальных участков поверхности, с гауссовой кривизной $k_T^a > 0$, в точках эллиптического типа угол контакта шаровой фрезы Ψ_K практически остается постоянным, вследствие постоянства нормальных сечений в данной точке, в отличие от точек гиперболического типа.

Вычислительные возможности и объем памяти современных CNC систем позволяют проводить параметризацию программ, с применением операторов языка высокого уровня. Следовательно, исследовав условия обработки в зависимости от топографических характеристик поверхности можно перейти к созданию функционалов для УЧПУ станков, позволяющих программными средствами снизить систематическую составляющую погрешности обработки до уровня значений, при которых суммарная погрешность профиля детали не превышает границы поля допуска.

Список литературы

1. Батуев В. В. Расчет толщины срезаемого слоя при фрезеровании пространственно-сложных поверхностей, имеющих ступенчатый припуск / В. В. Батуев. – 2006. – вып. 3 (33). – С. 29-40.
2. Радзевич С.П. Формообразование поверхностей деталей. Основы теории: монография / С.П. Радзевич. – К.: Растан, 2001. – 592 с.
3. Математика, ее содержание, методы и значения: в 3-х т. / под. ред. А. Д. Александрова и др. – М.: Изд-во АН СССР, 1956. – Т. 2. – 1956. – 395 с.
4. Допуски формы и расположения поверхностей. Основные термины и определения: ДСТУ 24642-81: взамен ГОСТ 10356-63 в части раздела 1 и 2. - [введ. с 01.07.81.]. - М.: [б. и.], 1990. - 68 с.

Рецензент: *Гриньов Ю. О.*

Надійшла до редколегії 01.02.2012

О. І. ЛЕЩЕНКО

ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет»,
м. Маріуполь, Україна

ТОЧНІСТЬ ОБРОБКИ СКЛАДНО-ПРОФІЛЬНИХ ПОВЕРХОНЬ В ЗАЛЕЖНОСТІ ВІД КРИВИЗНИ ЇЇ РІЗНИХ ДІЛЯНОК

Розглянуті питання забезпечення точності обробки на верстатах з ЧПУ складно-профільних поверхонь. Приведена послідовність розрахунку і результати кількісної оцінки погрішності формоутворення на основі строгої формалізації меж поля допуску. Обґрунтована можливість побудови функціоналів, що дозволяють програмними засобами понизити складову погрішності обробки складно-профільних поверхонь, пов'язану з її топографічною характеристикою.

Ключові слова: верстати з ЧПУ, точність обробки, корекція програми, геометрія поверхні.

A. LESHENKO

Priazovsky State Technical University
Universitetska str., c. Mariupol, Donetsk reg., 87500, Ukraine

EXACTNESS OF TREATMENT OF DIFFICULTLY-TYPE SURFACES IN DE- PENDENCE ON CURVATURE OF ITS DIFFERENT AREAS

The questions of providing of exactness of treatment are considered on NC machine-tools CHPU difficultly-type surfaces. The sequence of quantitative estimation of its error is given on the basis of strict formalization of scopes of the field of admittance. Possibility of construction of functionals, allowing programmatic facilities to reduce the constituent of error of treatment of difficultly-type surfaces related to its topographical description is grounded.

Keywords: machine-tools with Numerical control, exactness of treatment, correction of the program, geometry of surface.

УДК 621.7.015

Л. Д. МЕЛКОНОВ (канд. техн. наук, доц.) melkonov52@mail.ru

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

ИССЛЕДОВАНИЕ ШЕРОХОВАТОСТИ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ ВАЛКОВЫХ КАЛИБРОВ.

Описан метод определения шероховатости обработанных рабочих поверхностей винтовых валковых калибров, при чистовом точении. Установлена зависимость шероховатости поверхности от режимов резания и угла скрещивания осей заготовки и инструмента. Выведены конкретные величины режимов резания и угла скрещивания, при которых величина шероховатости поверхности минимальна.

Ключевые слова: рабочая поверхность, шероховатость, режимы резания, угол скрещивания, диаметр инструмента.

Введение

Прокатный передел обеспечивает прокатной продукцией многих потребителей. Одной из основных задач прокатного производства является повышения работоспособности и долговечности прокатных валков. Снижение высоты микронеровностей рабочих поверхностей позволит достичь желаемого результата. В качестве исследуемого объекта был принят винтовой валковый калибр, его рабочая поверхность. Для изготовления винтовых валковых калибров применяется сталь марки 9ХШ. В случае использования принудительно вращающихся резцов, на чистовых операциях по обработке рабочих поверхностей винтовых валковых калибров, появляется ряд положительных моментов по сравнению с призматическими фасонными резцами или стационарными круглыми пластинами. К этим моментам можно отнести следующие: обработка принудительно вращающимися резцами характеризуется изменением взаимодействия режущей части инструмента и обрабатываемой заготовкой, т.е. в зоне контакта происходит замена трения скольжения на трение качения (3). Вследствие этого изменится шероховатость обработанной поверхности, то есть высота микронеровностей уменьшается. Это обстоятельство положительно отражается на работоспособности валкового калибра.

Целью этой статьи является установление зависимости шероховатости рабочих поверхностей винтовых валковых калибров от режимов резания и угла скрещивания осей заготовки и чашечного инструмента.

Основное содержание работы

Для достижения указанной цели были проведены ряд экспериментальных исследований. Проведенные исследования показали, что шероховатость обработанной поверхности в значительной степени зависит от угла скрещивания осей обрабатываемого вала и инструмента $Ус$, скорости резания V , глубины резания t и подачи S .

Изменение величины угла скрещивания $Ус$ от 105° до 160° изменяет шероховатость обработанной поверхности от $Ra = 1,5$ мкм до $Ra = 0,5$ мкм (табл.1, рис.1).

Увеличение $Ус$ в начальный момент от 105° до 145° резко уменьшает величину шероховатости обработанной поверхности с величины $Ra = 1,5$ мкм до $Ra = 0,5$ мкм,

дальнейшее увеличение угла γ_c до 160° ведет к незначительному увеличению шероховатости обработанной поверхности (с $Ra = 0,5$ мкм до $Ra = 0,62$ мкм).

Объясняется это тем, что увеличение угла скрещивания в начальный период от 105° до 145° приводит к резкому уменьшению шероховатости обработанной поверхности за счет увеличения относительной скорости скольжения V (табл. 1). Дальнейшее увеличение угла скрещивания от 130° до 160° практически не изменяет установившуюся шероховатость обработанной поверхности, так как при этом относительная скорость резания практически остается постоянной. (рис.1).

Это значение угла скрещивания $\gamma_c = 130^\circ \dots 145^\circ$ можно считать оптимальным с точки зрения наименьшей шероховатости обработанной поверхности.

Таблица 1. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от угла скрещивания при $V=8$ м/с, $S=0,38$ мм/об, $t=0,4$ мм.

Угол скрещиван. γ_c		105	110	115	120	125	130	140	145	150	155	160
Шерох. обраб. пов.	Высота микронеровн. Ra , мкм	1,5	1,25	1	0,8	0,64	0,58	0,5	0,51	0,52	0,56	0,62

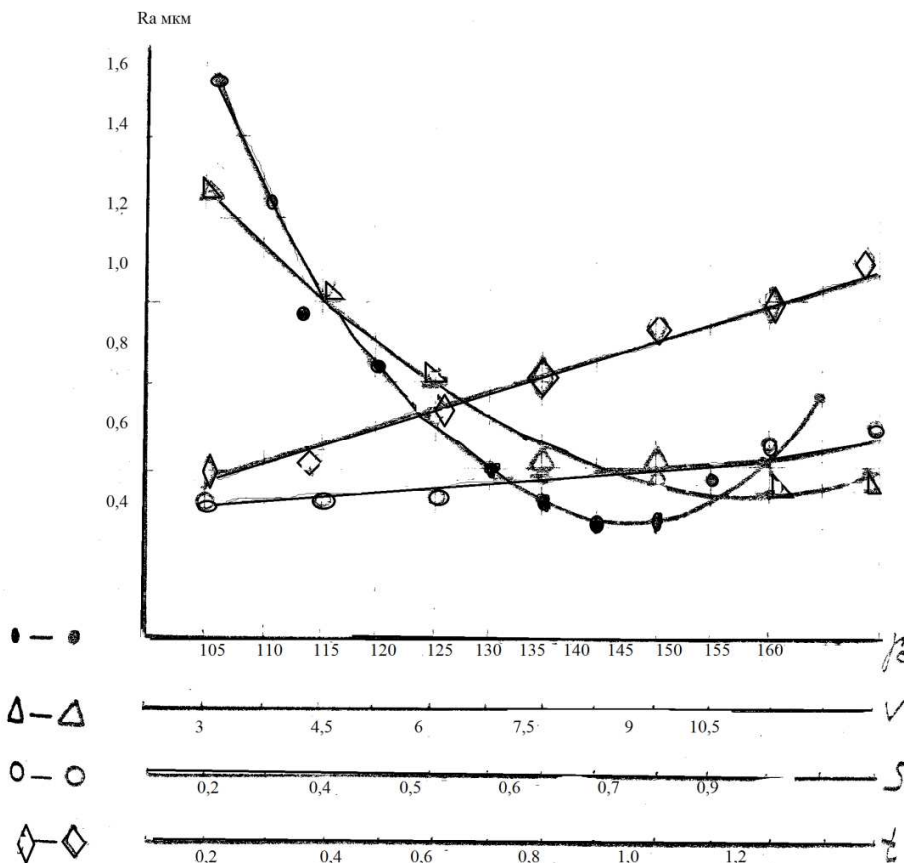


Рис.1. Зависимость высоты микронеровностей Ra от угла скрещивания γ_c , скорости резания V , подачи S и глубины резания t

Увеличение угла скрещивания свыше 145° приводит к увеличению шероховатости обработанной поверхности вследствие того, что при этом изменяется схема обра-

ботки, то есть процесс резания превращается в процесс пластического деформирования – накатку.

Увеличение скорости резания с 3 м/с до 12 м/с приводит к уменьшению шероховатости обработанной поверхности с $R_a = 1,22$ мкм до $R_a = 0,59$ мкм (табл. 2, рис. 1).

Таблица 2. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от скорости резания при $S=0,38$ мм/об, $t=0,4$ мм, $\gamma_c=135^\circ$

Скорость резания, V м/с		3,5	4,5	6	7	9	10,5	12
Шероховатость обработанной поверхности	Высота микронеровностей R_a мкм	1,25	1	0,8	0,67	0,63	0,59	0,59

По сравнению с обработкой самовращающимся резцом в нашем случае степень влияния скорости больше.

Анализ экспериментальных данных (табл. 3, рис. 1) показывает, что подача S значительно влияет на шероховатость обработанной поверхности. С увеличением от 0,2 мм/об до 1,0 мм/об величина шероховатости увеличивается от $R_a = 0,5$ мкм до $R_a = 0,6$ мкм.

Таблица 3. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от подачи при $V=8$ м/с, $t=0,4$ мм, $\gamma_c=135^\circ$

Подача S, мм/об		0,2	0,4	0,5	0,6	0,7	0,9	1
Шероховатость обработанной поверхности	Высота микронеровностей R_a мкм	0,5	0,52	0,52	0,56	0,59	0,59	0,63

Увеличение глубины резания с 0,2 до 1,4 мм ведет к увеличению шероховатости поверхности с $R_a = 0,5$ мкм до $R_a = 1,1$ мкм (табл. 4, рис. 1).

Таблица 4. Зависимость шероховатости обработанной поверхности от глубины резания при $V=8$ м/с, $\gamma_c=135^\circ$, $S=0,38$ мм/об

Глубина резания t, мм		0,2	0,4	0,6	0,8	0,9	1,2	1,4
Шероховатость обработанной поверхности	Высота микронеровностей R_a , мкм	0,5	0,62	0,74	0,81	0,9	0,96	1,1

Таким образом, из рассмотренных параметров наибольшее влияние на изменение шероховатости обработанной поверхности оказывает скорость резания и угол скрещивания, чуть меньше влияние оказывает глубина резания и еще меньше – подача. Причем, если увеличение скорости резания и угла скрещивания приводит к уменьшению шероховатости обработанной поверхности, то увеличение глубины резания и подачи увеличивает ее.

Угол скрещивания осей вала и инструмента является основным параметром, оказывающим значительное влияние на высоту микронеровностей. Для получения бо-

лее полной картины состояния поверхностного слоя, а именно высоты микронеровностей, были записаны профиллограммы отобранных образцов.

Анализ профиллограммы (рис. 2), записанной с образцов, обработанных при углах скрещивания $\gamma_c = 115^\circ \div 160^\circ$ показал: с увеличением угла скрещивания $\gamma_c = 115^\circ \div 135^\circ$ высота микронеровностей уменьшается. Это явление можно объяснить, исходя из кинематических показателей, влияющих на процесс точения. При увеличении угла скрещивания скорость скольжения увеличивается, угол между вектором относительной скорости и следами резания уменьшается, что влечет за собой снижение сил резания и пластической деформации, что, в конечном итоге, благоприятно сказывается на обработанной поверхности. В пределах угла скрещивания $\gamma_c = 135^\circ \div 145^\circ$ высота микронеровностей была минимальной практически не изменялась. Это еще раз подтверждает проведенные теоретические исследования, в которых отмечалось, что значение кинематических показателей при $\gamma_c = 135^\circ \div 145^\circ$ оптимальное, то есть величина скорости скольжения – максимальна, угол между вектором относительной скорости резания и направлением следов резания U_t , скорость перекатывания минимальны U_Σ .

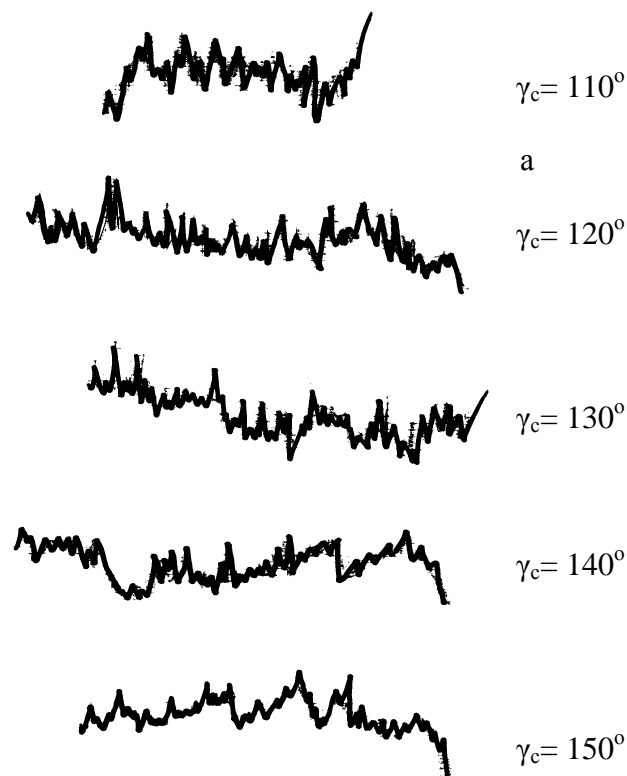


Рис. 2. Профиллограмма обработанной поверхности (при $V = 7,5$ м/с, $S=0,4$ мм/об, $t=0,4$ мм) при точении валов круговыми принудительно вращающимися резцами

С увеличением угла скрещивания происходит обратный процесс: скорость скольжения уменьшается, а угол между вектором относительной скорости и следами резания и скорость прокатывания – увеличиваются. Это ведет к увеличению пластической деформации, появляются благоприятные предпосылки к накатыванию поверхности.

Скорость резания оказывает существенное влияние на качество обработанной поверхности. Анализируя профилограмму (рис.3) записанную по изготовленным образцам, можно сделать следующие выводы.

С увеличением скорости $V = 3 - 12$ м/с высота микронеровностей на обработанной поверхности уменьшается. Это объясняется тем, что с увеличением скорости резания увеличивается температура резания, снижается пластическая деформация, поэтому высота микронеровностей снижается. Это объясняется еще тем, что при малых скоростях резания отрыв стружки происходит по границам зерен, вследствие чего обработанная поверхность – шероховатая. При высоких скоростях резания отделение по границам зерен не успевает произойти. В этом случае зерна не вырываются, а подрезаются, поэтому высота микронеровностей меньше.

Анализируя экспериментальные данные (рис. 4), можно отметить, что изменение S незначительно влияет на записанную профилограмму

На основании экспериментальных данных можно считать, что увеличение глубины резания $t = 0,2 \div 1,2$ мм ведет к увеличению высоты микронеровностей (рис. 5).

Таким образом, из анализа профилограмм обработанной поверхности (рис. 2, 5) ясно, что основное влияние на высоту микронеровностей оказывает угол скрещивания и скорость резания, меньшее значение – подача и еще меньше – глубина резания.

Причем, если увеличение угла скрещивания и скорости резания приводит к уменьшению высоты микронеровностей, то увеличение глубины резания и подачи увеличивает ее.

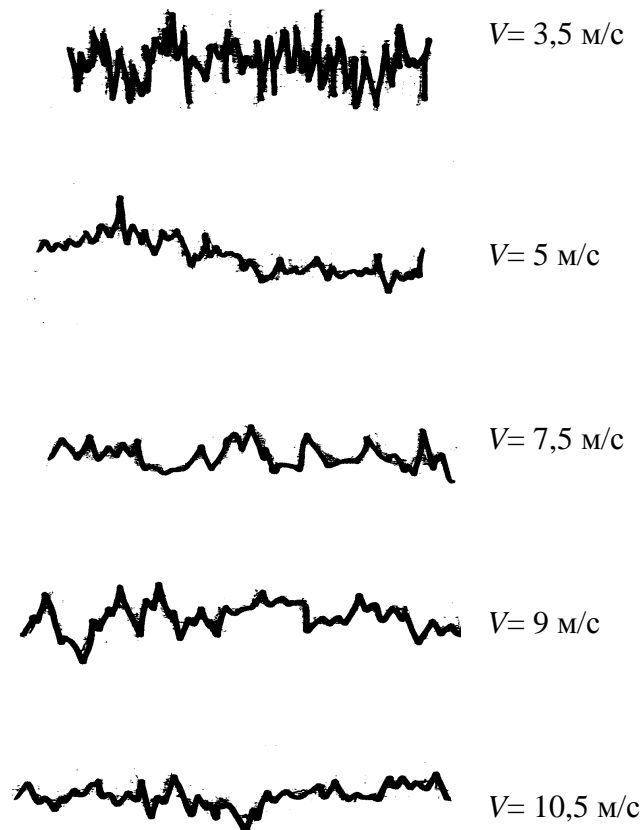


Рис. 3. Профилограмма обработанной поверхности ($S=0,4$ мм/об, $t=0,4$ мм, $\gamma_c=135^\circ$) при точении валов круглыми принудительно вращающимися резцами

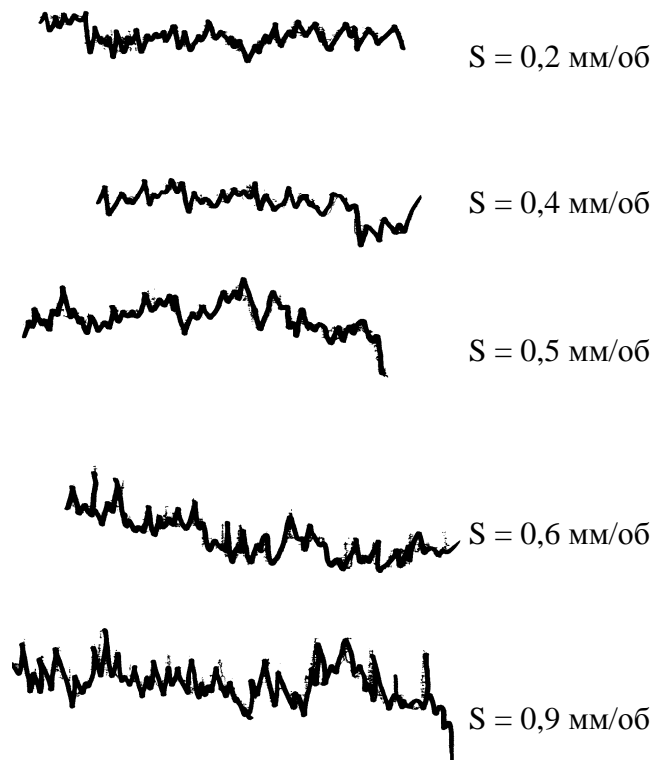


Рис. 4. Профиллограмма обработанной поверхности ($V=7,5$ м/с, $t=0,4$ мм, $\gamma_c=135^\circ$) при точении валов круглыми принудительно вращающимися резцами

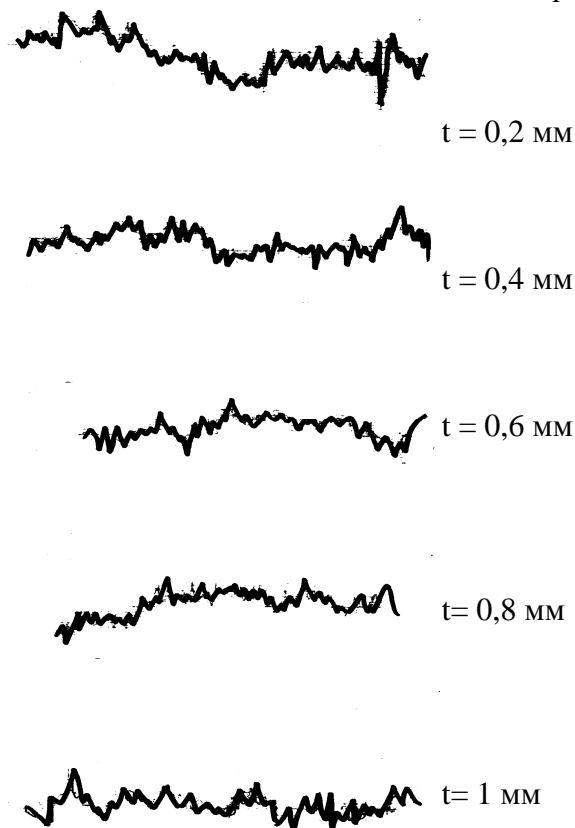


Рис. 5. Профиллограмма обработанной поверхности ($V=7,5$ м/с, $S=0,4$ мм, $\gamma_c=135^\circ$) при точении валов круглыми принудительно вращающимися резцами

Выводы

В результате проведенных экспериментальных исследований установлено, что шероховатость рабочей поверхности винтовых валковых калибров зависит от режимов резания, угла скрещивания и диаметра инструмента.

Определено, что минимальная величина шероховатости рабочей поверхности $Ra = 0,5 \div 0,6$ мкм будет при подаче $S = 0,2 \div 0,4$ мм/об, скорости резания $V = 7,5 \div 8$ с/сек, глубине резания $t = 0,2 \div 0,5$ мм, угле скрещивания $\gamma_c = 135^\circ \div 140^\circ$ и диаметре режущей кромки $D = 46,5$ мм. Полученные результаты экспериментальных исследований могут быть использованы на предприятиях ориентированных на производство валкового инструмента. В дальнейшем необходимо расширить область исследований по обработке прокатных валков различных конструкций и изготовленных из различных материалов, чашечными принудительно вращающимися резцами.

Список литературы

1. Маталин А.А. Технология машиностроения / А.А. Маталин. - Л.: Машиностроение, 1985. - 549 с.
2. Жуловян В.В. Исследование качества поверхности при точении жаропрочных сплавов резцами с самовращающейся круговой режущей кромкой: автореф. дисс. ... канд. техн. наук / В.В. Жуловян. – 1965. - 157 с.
3. Кучма Л.К. Шероховатость поверхности при обработке чашечными вращающимися резцами / Л.К. Кучма // Авиационная промышленность / Л.К. Кучма. - 1968. – С. 21 – 27.

Рецензент: Молчанов О. Д.

Надійшла до редколегії 01.12.2011

Л.Д. МЕЛКОНОВ

Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля, м. Луганськ, Україна
ДОСЛІДЖЕННЯ ШОРСТКОСТІ РОБОЧОЇ ПОВЕРХНІ ВАЛКОВИХ КАЛІБРІВ.

Описано метод визначення шорсткості оброблених робочих поверхонь гвинтових валкових калібрів, при чистовому точінні. Встановлено залежність шорсткості поверхні від режимів різання і кута схрещування осей заготовки та інструменту. Виведено конкретні величини режимів різання і кута схрещування, при яких величина шорсткості поверхні мінімальна.

Ключові слова: робоча поверхня, шорсткість, режими різання, кут схрещування, діаметр інструмента.

L. D. MELKONOV

East-Ukrainian National University. Dal, Lugansk, Ukraine

THE STUDY OF THE WORKING SURFACE ROUGHNESS OF ROLLER GAUGE.

We described a method to determine the roughness of the machined working surfaces of roller screw gauges. The dependence of the surface roughness of the cutting angle and crossing axes work-piece and tool is shown. We derived the specific values of the cutting angle and the crossing at which the magnitude of the surface roughness is minimal.

Keywords: working surface roughness, cutting conditions, angle of crossing, tool diameter.

УДК 621.914.2

В.Г. НЕЧЕПАЕВ (д-р техн. наук, проф.,
зав. кафедри «Основы проектирования машин»)
А.Н. ГНИТЬКО (канд. техн. наук, доц. кафедри «Основы проектирования машин»)
М.С. МЫШОВ (ассист. кафедры «Основы проектирования машин»)
ГВУЗ «Донецкий национальный технический университет», г. Донецк, Украина
opm@mech.dgtu.donetsk.ua

СИСТЕМНЫЙ ПОДХОД К ОБЕСПЕЧЕНИЮ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПРОФИЛЬНЫХ ПАЗОВ

Выполнен системный анализ формирования погрешностей обработки профильных пазов, в результате чего установлены взаимосвязи между элементами рассматриваемой системы. Для описания функционирования отдельных подсистем и модулей, а также системы в целом, установлено необходимое количество математических моделей.

Ключевые слова: профильные пазы, деформация стружки, погрешность обработки, параметр шероховатости, система, анализ.

Введение

Предметом системного моделирования [1] как научного направления является изучение общих закономерностей выбора и обоснования моделей системы, реализация вычислительных экспериментов, обработка и интерпретация их результатов [2, 3 и др.].

При анализе систем обеспечения качества (СОК) механической обработки методы системного моделирования практически не используются. В полной мере это относится и к системам СОК при фрезеровании профильных пазов (типа «ласточкин хвост», Т-образных, угловых). В работе [4] создана концепция системного моделирования процессов удаления стружки при фрезеровании профильных пазов, которая основывается на системном подходе с его конкретными видами реализации: системном анализе, исследовании операций и т.д.

В настоящей работе реализуется системный подход к обеспечению качества при обработке профильных пазов. Система, в которой формируются погрешности обработки и осуществляется воздействие на процесс их формирования, в общем случае является механо-пневно-гидродинамической. Практическое отсутствие экспериментальных данных и теоретических исследований таких систем требует отыскания рациональных подходов для их исследования, учитывающих изменение и усложнение характера взаимосвязей в процессе функционирования. Указанное обуславливает целесообразность рассмотрения изучаемого объекта с системных позиций, предусматривающих рассмотрение сложных технических объектов как целостных систем, состоящих из совокупности структурных единиц, взаимодействующих между собой и с внешней средой.

Целью настоящей работы является системное описание обеспечения качества обработки профильных пазов, позволяющее установить необходимое количество и структуру математических моделей для его описания.

Основное содержание работы

Применительно к поставленной цели в качестве представительного объекта исследований выделим механо-пневно-гидродинамическую систему СОК (рис. 1).

Любая система допускает разделение ее на конечное число подсистем в зависимости от поставленных задач и внутренней сложности системы. В соответствии с этим,

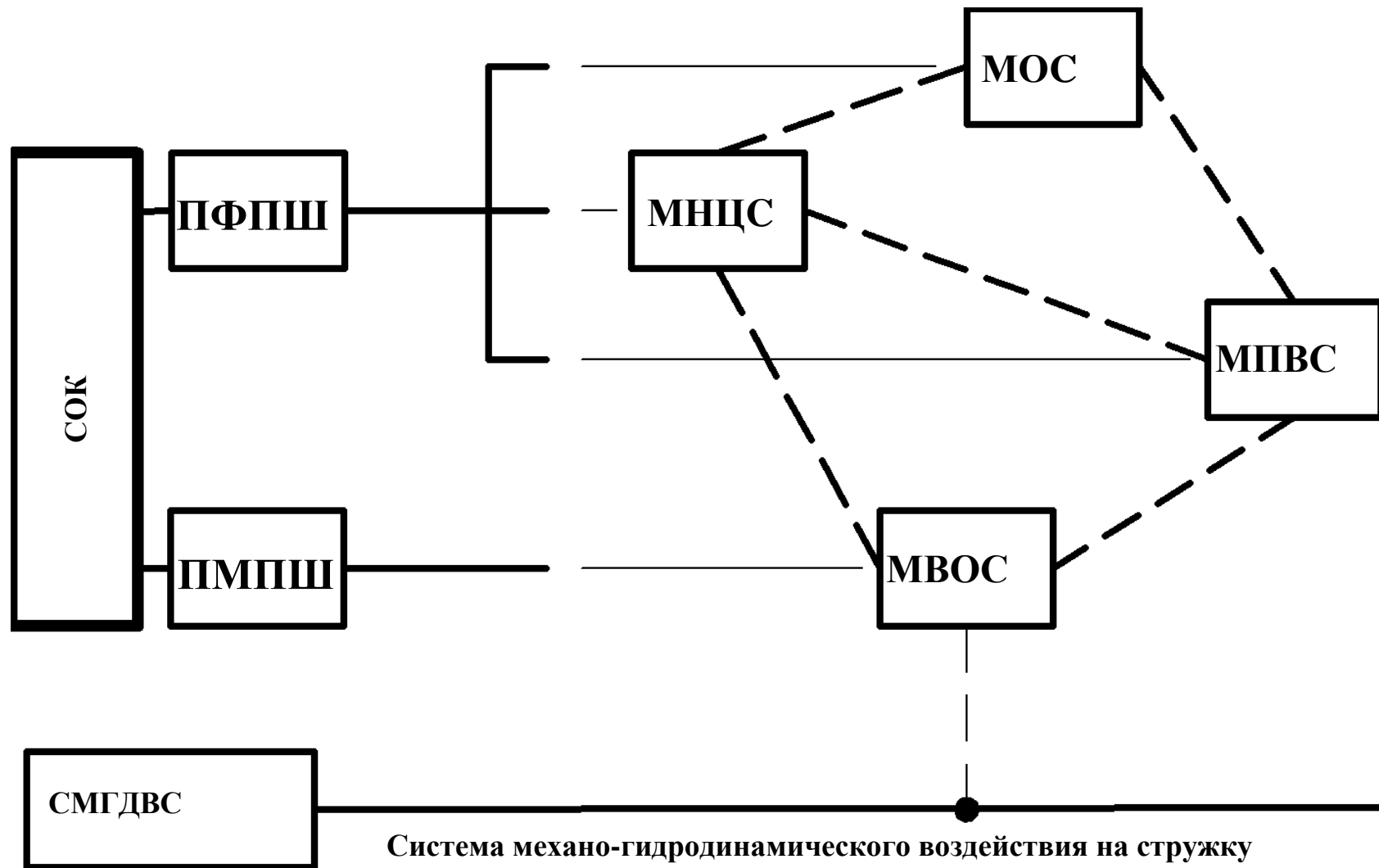


Рис. 1. Системное представление обеспечения качества обработки профильных пазов

систему СОК рассмотрим как совокупность нескольких подсистем, обладающих определенной функциональной самостоятельностью и взаимодействующих как между собой, так и с внешней системой механо-пневно-гидродинамического воздействия на стружку (СМПГДВ) (рис. 1):

- механической подсистемы формирования погрешностей обработки и шероховатости поверхностей (ПФПШ), внутри которой реализуются процессы непосредственного отделения стружки при фрезеровании профильных пазов с образованием соответствующих погрешностей обработки и шероховатости. В этой подсистеме также протекают процессы накопления, перемещения и циркуляции элементов стружки в пространстве между зубьями инструмента, приводящие к повторному взаимодействию элементов стружки с режущим инструментом (деформации элементов стружки) вследствие чего формируются дополнительные погрешности обработки и микронеровности поверхностей профильных пазов.

Подсистема ПФПШ включает в свой состав станок, приспособление, режущий инструмент (фреза), обрабатываемая заготовка (образующийся паз и отделенные элементы стружки);

- механо-пневно-гидродинамической подсистемы минимизации погрешностей обработки и шероховатости поверхностей (ПМПШ), обеспечивающей снятие ограничения по формированию требуемого качества обработки профильных пазов путем удаления стружки из пространства между зубьями фрезы и паза. Снятие такого ограничения может осуществляться различными способами, например варьированием режимов резания, изменением геометрических параметров режущего инструмента, принудительным удалением стружки напорными струями рабочей среды и т.д.

Подсистема ПМПШ включает в свой состав станок, приспособление, режущий инструмент, устройства подачи рабочей среды и обрабатываемую заготовку (образующийся паз и отделенные элементы стружки).

Если система или подсистема является совокупностью взаимодействующих между собой объектов, каждый из которых способен выполнять определенного рода функции системы или подсистемы, то целесообразно дальнейшее выделение этих объектов в качестве модулей, являющихся вспомогательными структурными единицами.

Исходя из этого, подсистема ПФПШ состоит из трех модулей – модуля отделения стружки (МОС), модуля накопления и циркуляции стружки в пространстве между зубьями фрезы (МНЦС) и модуля повторного взаимодействия стружки с режущим инструментом (МПВС).

Подсистема ПМПШ включает в себя модуль воздействия на отделенную стружку (МВОС).

В модуле МОС протекают процессы отделения стружки при фрезеровании профильных пазов с получением соответствующих погрешностей обработки и шероховатости.

В модуле МНЦС протекают процессы перемещения, накопления и циркуляции стружки в пространстве между зубьями фрезы. Это определяет предпосылки формирования погрешностей обработки и шероховатости профильных пазов.

В модуле МПВС протекают процессы деформации (повторного взаимодействия) стружки и режущего инструмента в результате ее повторного попадания между заготовкой и задней поверхностью фрезы. Эти процессы определяют формирование погрешностей и шероховатости обработки.

В модуле МВОС реализуются воздействия на отделенную стружку с целью ее удаления из зоны обработки. Их характер определяется особенностями формирования погрешностей обработки, например варьирование режимов резания, изменение геометрических параметров режущего инструмента, принудительное удаление стружки на-

порными струями рабочей среды и т.д.

В рассматриваемой системе СОК присутствуют внутренние связи между модулем МОС и модулями МНЦС, МПВС, между МНЦС и МПВС, МВОС, а также между МПВС и МВОС, носящие детерминированный характер. В системе СОК имеют место как внутренние взаимосвязи между своими структурными элементами, так и внешние, с внешними системами СПИЗ и СМПГДВ, также носящие детерминированный характер.

Таким образом, анализ особенностей функционирования системы обеспечения качества при обработке профильных пазов позволяет охарактеризовать ее как детерминированную техническую систему со сложным строением.

Системное представление исследуемого объекта позволило разработать его структурную схему (рис. 2), на которой взаимосвязи между отдельными элементами системы дополнены взаимосвязями между математическими моделями, описывающими функционирование как системы в целом, так и ее отдельных модулей. В соответствии с приведенной схемой, функционирование каждого из модулей описывается одной или несколькими математическими моделями. Так, ММ1 и ММ6 описывают функционирование отдельных модулей, а именно МОС и МВОС. ММ2 и ММ3 характеризуют функционирование модуля МНЦС, а модели ММ4 и ММ5 – модуля МПВС, причем модель ММ5 является производной модели ММ4.

В соответствии с приведенной схемой, функционирование всех модулей описывается совокупностью математических моделей ММ1...ММ6.

ММ1 формирования погрешностей и шероховатости в результате отделения стружки

$$\omega_{рез} = f_1(S_z, t, n, z, d, a, \dots),$$

где $\omega_{рез}$ – погрешность, возникающая при отделении стружки;

S_z – подача на зуб;

t – глубина резания;

n – частота вращения фрезы;

z – количество зубьев фрезы;

d – диаметр фрезы;

a – ширина предварительно обработанного паза.

ММ2 накопления и перемещения стружки между зубьями фрезы

$$y = f_2(l, h_1, \beta_3, \omega_n, S_z, d, a, k_p, \omega, f, \alpha, \rho_c, g, \dots),$$

где y – перемещение элемента стружки;

l – высота режущей части фрезы;

h_1 – длина передней поверхности зуба фрезы;

β_3 – угол между передней поверхностью зуба фрезы и поверхностью затылка;

ω_n – угол подъема винтовой канавки.

k_p – коэффициент разрыхления стружки;

ω – угловая скорость элемента стружки в переносном движении;

f – коэффициент трения элемента;

α – передний угол зуба фрезы;

ρ_c – плотность элемента стружки;

g – ускорение свободного падения.

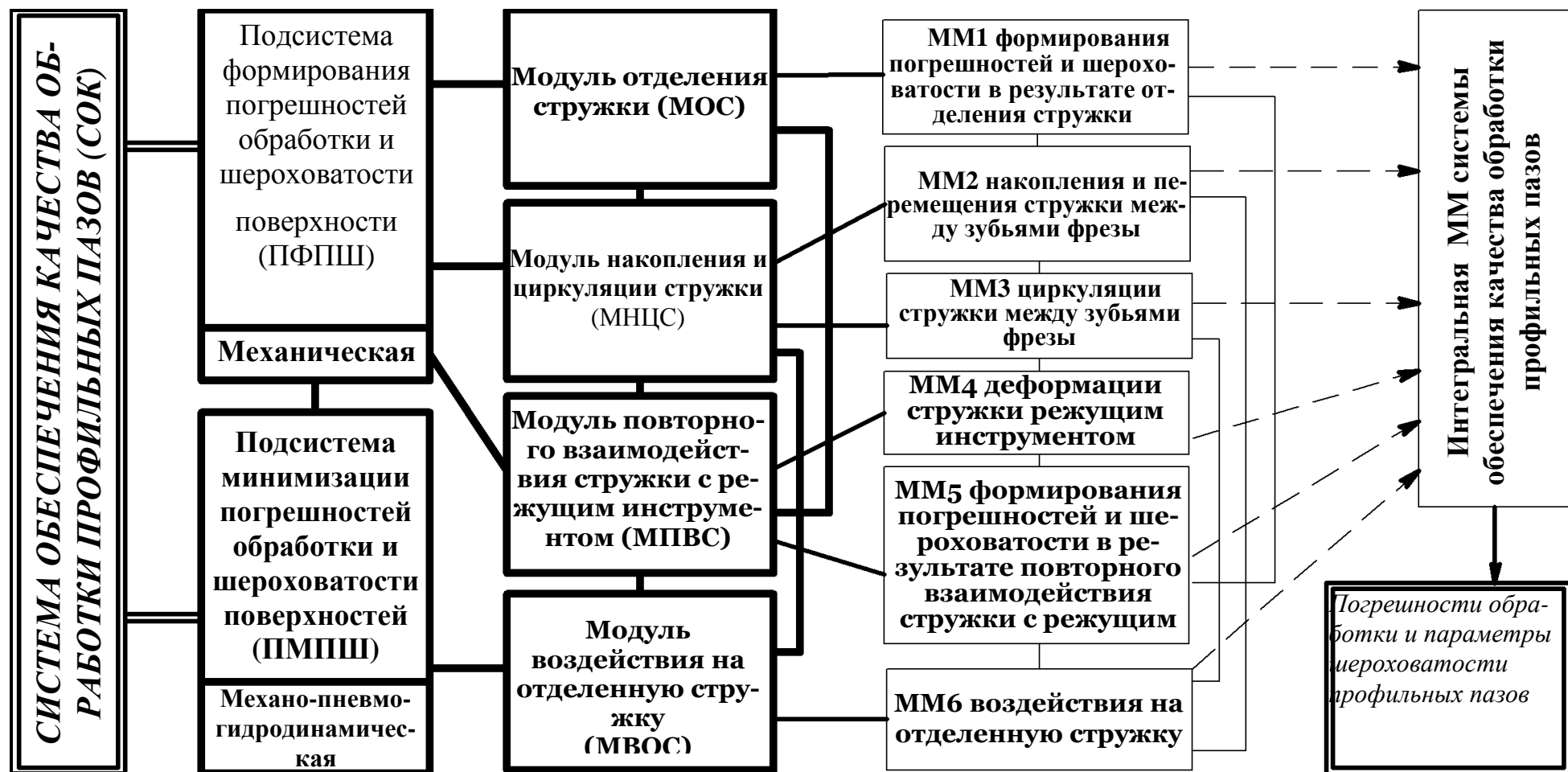


Рис. 2. Структурная схема и совокупность математических моделей системы обеспечения качества обработки профильных пазов

ММ3 циркуляції стружки между зубьями фрезы

$$p = f_3(a, d, k_p, f_c, \rho_c, g, n_b, \dots),$$

где p – давление элементов стружки на поверхности паза;
 f_c – коэффициент сопротивления перемещению стружки по поверхностям обрабатываемого паза;

n_b – коэффициент бокового давления.

ММ4 деформации стружки режущим инструментом

$$F_\partial = f_4(S_z, z, n, d, a, l, \sigma_T, \sigma_\sigma, \dots),$$

где F_∂ – усилие деформации стружки инструментом;

σ_T - предел текучести материала заготовки;

σ_σ - предел прочности материала заготовки.

ММ5 формирования погрешностей и шероховатости в результате повторного взаимодействия стружки с режущим инструментом

$$\omega_{рез.сmp} = f_5(F_\partial, L, \dots),$$

где $\omega_{рез.сmp}$ - погрешность, возникающая в результате повторного взаимодействия стружки с режущим инструментом;

L – длина фрезы от места закрепления ее в оправке до точки приложения усилия F_∂ .

ММ6 воздействия на отделенную стружку

$$F = f_6(S_z, z, n, \alpha, \gamma, \omega_n, p_o, d_o, \dots),$$

где F – сила принудительного воздействия на стружку для ее удаления из пространства между зубьями фрезы;

α - задний угол зуба фрезы;

γ - передний угол зуба фрезы;

p_o – давление струи СОТС у насадка;

d_o – диаметр струи СОТС у насадка.

Наличие взаимосвязей между всеми математическими моделями отражает целесообразность их совместного рассмотрения. Совокупность согласованных взаимодействующих моделей ММ1 – ММ6 образует интегральную математическую модель системы обеспечения качества при обработке профильных пазов.

Интегральная математическая модель может определять погрешности обработки и значения параметров шероховатости профильных пазов.

Выводы

1. Выполнен системный анализ объекта исследования - системы обеспечения качества при обработке профильных пазов, в результате чего выделены 2 подсистемы и 4 модуля, а также установлены их взаимосвязи.

2. Для описания функционирования выделенных подсистем и модулей, а также

системы обеспечения качества в целом, установлено возможное количество математических моделей и их структура. Установлена также взаимосвязь между ними.

3. Выполненный системный анализ открывает возможность для разработки структуры, а также адекватного математического описания объекта исследования и повышения качества обработки профильных пазов на этой основе.

Список литературы

1. Марчук Г.И. Научные основы прогрессивной техники и технологии / Г.И. Марчук, И.Ф. Образцов, Л.И. Седов и др. - М.: Машиностроение, 1986. -375 с.

2. Николаев В.И. Системотехника: методы и приложения / В.И. Николаев, В.М. Брук. - Ленинград: Машиностроение, 1985. - 199с.

3. Дитрих Я. Проектирование и конструирование. Системный подход / Я. Дитрих. - М.: Мир, 1981. - 454 с.

4. Нечепав В. Г. Системный подход к проектированию устройств удаления стружки при фрезеровании закрытых профильных пазов / В. Г. Нечепав, А. Н. Гнисько // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. Збірник наукових праць. – 2005. – вип. 17. – С. 302-307.

Рецензент: Полтавець В. В.

Надійшла до редколегії 01.03.2012

В.Г. НЕЧЕПАЄВ

О.М. ГНИТЬКО

М.С. МИШОВ

ДВНЗ «Донецький національний технічний університет», м. Донецьк, Україна

СИСТЕМНИЙ ПІДХІД ДО ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ ЯКОСТІ ОБРОБКИ ПРОФІЛЬНИХ ПАЗІВ

Виконаний системний аналіз формування похибок обробки профільних пазів, у результаті чого встановлені взаємозв'язки між елементами розглянутої системи. Для опису функціонування окремих підсистем і модулів, а також системи в цілому, установлена необхідна кількість математичних моделей.

Ключові слова: профільні пази, деформація стружки, похибка обробки, параметр шорсткості, система, аналіз.

NECHEPAEV V.G.

GNITKO O.M.

MYSHOV M.S.

SHEO "Donetsk national technical university", Donetsk city, Ukraine

THE SYSTEM APPROACH TO QUALITY PROVIDING OF TYPE SLOTS MACHINING

The systems analysis of type slots milling errors forming is carried out as a result we defined intercommunication between the elements of the examined system. For description of functioning of separate subsystems and modules, and also system on the whole, the necessary number of mathematical models is set

Keywords: type slots, chip deformation, error of machining, roughness parameter, system, analysis.

УДК 621.921

Г.В. НОВИКОВ (канд. техн. наук)
И.Е. ИВАНОВ (канд. техн. наук, доц.)
С.А. ДИТИНЕНКО (канд. техн. наук, доц.)
Научный центр НТК «Эльбор», г. Харьков

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ФИНИШНОЙ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

Теоретически обоснованы условия повышения точности и производительности обработки с учетом образующихся в технологической системе упругих перемещений. Проведена классификация схем механической обработки по характеру изменения радиального усилия с течением времени обработки, что позволило с единых позиций определить технологические возможности механической обработки.

Ключевые слова: механическая обработка, инструмент, упругое перемещение, точность обработки.

Введение

При механической обработке высокоточных деталей, особенно на операциях шлифования, постоянно возникают вопросы уменьшения упругих перемещений в технологической системе, которые в конечном итоге определяют точность обработки. Поэтому данным вопросам в научно-технической литературе уделяется большое внимание. Например, разработаны эффективные автоматизированные циклы круглого шлифования (включающие ускоренное врезание абразивного круга в обрабатываемый материал, этапы чернового и чистого шлифования, выхаживание), позволяющие исключить отрицательную роль упругих перемещений в формировании параметров точности и повысить производительность обработки [1]. Разработаны математические модели определения упругих перемещений и установлены условия их уменьшения [2, 3]. Однако, полученные решения справедливы для отдельных методов механической обработки, что не позволяет с единых позиций оценить истинные технологические возможности всего многообразия процессов резания лезвийными и абразивными инструментами с точки зрения повышения производительности и точности обработки. Поэтому важной и актуальной задачей является установление теоретического решения, связывающего производительность обработки и упругие перемещения в технологической системе и справедливого для различных методов механической обработки. Это позволит выявить, обосновать и реализовать условия повышения эффективности механической обработки, разработать новые методики проектирования и оптимизации структуры и параметров технологических процессов. Цель работы – повышение точности и производительности финишной механической обработки лезвийными и абразивными инструментами с учетом упругих перемещений в технологической системе.

Основное содержание работы

В основу решения положено известное дифференциальное уравнение интенсивности съема материала при продольном точении [4]:

$$\frac{dv}{d\tau} + M \cdot v = N \cdot \tau, \quad (1)$$

где $M = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}$; $N = \frac{V_{рез}^2 \cdot K_{рез} \cdot c \cdot t}{\pi \cdot D_{дет} \cdot \sigma}$; v – объем снятого материала, м³; τ – время обработки, с; $V_{рез}$ – скорость резания, м/с; $K_{рез} = P_z / P_y$; P_z , P_y – тангенциальная и радиальная составляющие силы резания, Н; σ – условное напряжение резания, Н/м²; c – жесткость технологической системы, Н/м; $D_{дет}$ – диаметр детали, м; $l_{дет}$ – длина хода при продольном точении, м; t – глубина резания, м.

В результате решения уравнения (1) получены зависимости для определения производительности обработки Q , величины упругого перемещения y и $P_y = c \cdot y$:

$$Q = Q_0 - \left(Q_0 - \frac{y_0 \cdot V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\sigma} \right) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}, \quad (2)$$

$$y = y_{ном} - (y_{ном} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}, \quad (3)$$

$$P_y = c \cdot y_{ном} - c \cdot (y_{ном} - y_0) \cdot e^{(-\bar{\beta} \cdot \tau)}, \quad (4)$$

где $Q_0 = t \cdot S_{прод} \cdot V_{рез}$ – номинальная производительность обработки при продольном точении, м³/с; $S_{прод}$ – продольная подача на оборот детали, м/об; y_0 – начальный на-

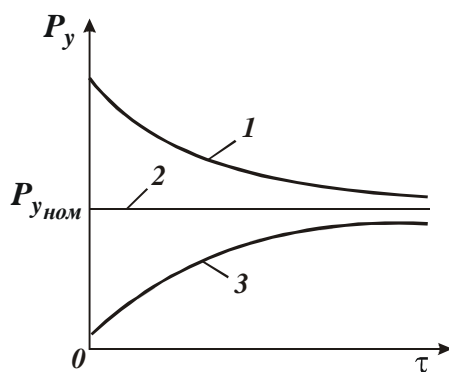


Рис. 1. Зависимость P_y от τ :

1 $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$ ($y_0 > y_{ном}$);
2

тяг в технологической системе, м;

$$y_{ном} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c} \text{ и } \bar{\beta} = \frac{V_{рез} \cdot K_{рез} \cdot c}{\pi \cdot D_{дет} \cdot l_{дет} \cdot \sigma}.$$

Как следует из рис. 1, построенного на основе зависимости (4), характер изменения параметров P_y (соответственно Q , y) с течением времени обработки τ может быть самым разнообразным. Все зависит от соотношения параметров $y_{ном}$ и y_0 . При условии $y_{ном} > y_0$ параметр P_y (соответственно Q , y) увеличиваются во времени, асимптотически приближаясь соответственно к значениям: $P_{y_{ном}}$, Q_0 , $y_{ном}$. При условии $y_{ном} = y_0$ параметры P_y , Q и y остаются неизменными с течением времени обра-

ботки и принимают соответственно значения $P_{y_{ном}}$, Q_0 , $y_{ном}$. При условии $y_{ном} < y_0$ параметры P_y , Q и y уменьшаются с течением времени обработки, асимптотически приближаясь соответственно к значениям $P_{y_{ном}}$, Q_0 , $y_{ном}$. Полученное решение носит общий характер и может быть применено не только для продольного точения, но и продольного шлифования, а также других методов лезвийной и абразивной обработки. Исходя из этого, применяемые на практике схемы механической обработки можно классифицировать по признаку изменения радиальной составляющей силы резания P_y во времени:

- 1) схемы, характеризующиеся увеличением P_y с течением времени обработки (основанные на жесткой схеме обработки);
- 2) схемы, характеризующиеся постоянством P_y с течением времени обработки (основанные на упругой схеме обработки с фиксированным радиальным усилием);
- 3) схемы, характеризующиеся уменьшением P_y во времени обработки (основанные на упругой схеме обработки с начальным натягом в технологической системе).

Случай 1 реализуется на практике при механической обработке как лезвийными, так и абразивными инструментами, а случаи 2 и 3 – при механической обработке абразивными инструментами (так называемые упругие схемы шлифования и доводки, а также схема выхаживания – обработка с отключенной радиальной подачей станка).

Из зависимости (4) следует, что добиться существенного уменьшения параметра y (повышения точности обработки) можно за счет выполнения условия $y_0 > y_{ном} = 0$, т.е. производя обработку по упругой схеме с начальным натягом в технологической системе y_0 . При этом (рис. 1) обеспечивается наибольшая производительность обработки Q . Причем, с увеличением величины y_0 производительность обработки Q увеличивается. Очевидно, чем выше режущая способность инструмента (больше $K_{рез}$ и меньше условное напряжение резания σ), тем больше величина y_0 и Q .

Учитывая сложность анализа приведенных зависимостей, в связи с наличием в них экспоненциальной функции, получим упрощенное решение уравнения (1). В первом приближении примем $v = Q \cdot \tau$ и $\frac{dv}{d\tau} = Q$. Это позволяет перейти от дифференциального уравнения (1) к простому линейному алгебраическому уравнению:

$$Q + M \cdot Q \cdot \tau = N \cdot \tau. \quad (5)$$

Его решение:

$$Q = \frac{N}{\left(\frac{1}{\tau} + M\right)}. \quad (6)$$

Зная Q , несложно определить параметры y и P_y . Применительно к схеме шли-

фовання прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга, радиальная составляющая силы резания $P_y = c \cdot y$ может быть выражена

$$P_y = P_{y_{ном}} \cdot \frac{\left(1 + \frac{P_{y_0} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}, \quad (7)$$

где $P_{y_0} = c \cdot y_0$; $P_{y_{ном}} = c \cdot y_{0_{ном}}$; F – площадь поперечного сечения образца, m^2 .

Характер изменения P_y с течением времени обработки τ для различных соотношений параметров P_{y_0} и $P_{y_{ном}}$ (а также соотношений параметров y_0 и $y_{ном}$) соответствует графикам, показанным на рис. 1, откуда можно сделать следующие выводы:

1. При обработке по жесткой схеме ($Q_0 = const$) радиальная составляющая силы резания P_y с течением времени обработки будет увеличиваться или в самом лучшем случае оставаться постоянной в зависимости от характера изменения отношения $K_{рез} / \sigma$. Поэтому, жесткую схему шлифования следует рассматривать как схему с увеличивающейся во времени радиальной составляющей силы резания P_y и соответственно величиной упругого перемещения y .

2. Схему выхаживания при шлифовании в связи с уменьшением во времени производительности обработки следует рассматривать как схему с уменьшающимися во времени параметрами P_y и y .

Как показано выше, все возможные схемы обработки можно классифицировать по характеру изменения во времени параметров P_y и y : 1) схемы, характеризующиеся увеличением во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} < P_{y_{ном}}$; $y_0 < y_{ном}$); 2) схемы, характеризующиеся постоянством во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} = P_{y_{ном}}$; $y_0 = y_{ном}$); 3) схемы, характеризующиеся уменьшением во времени параметров P_y и y (для $P_{y_0} > P_{y_{ном}}$; $y_0 > y_{ном}$).

Для первой схемы зависимость (7) с учетом $P_{y_0} = 0$ принимает вид

$$P_y = \frac{P_{y_{ном}}}{\left(1 + \frac{P_{y_{ном}} \cdot F}{Q_0 \cdot c \cdot \tau}\right)}. \quad (8)$$

Для второй схемы зависимость (7) с учетом $P_y = P_{y_{ном}}$ принимает вид

$$P_{y_0} = \frac{\sigma \cdot Q_0}{K_{рез} \cdot V}. \quad (9)$$

Реализовать условие $y = y_0$ целесообразно за счет применения упругой схемы обработки с фиксированным радиальным усилием P_{y_0} . Проанализируем технологические возможности данной схемы, используя зависимость (9).

С течением времени обработки по мере снижения режущей способности инструмента отношение $\sigma / K_{рез}$ будет увеличиваться. При условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$ это приведет к уменьшению производительности обработки. Следовательно, в зависимости (9) вместо номинальной производительности Q_0 необходимо рассматривать фактическую производительность, которая, исходя из зависимости (9), выразится

$$Q_{\phi} = \frac{K_{рез}}{\sigma} \cdot V \cdot P_{y_0}. \quad (10)$$

Для того чтобы стабилизировать величину Q_{ϕ} на определенном уровне, например, на уровне $Q_{\phi} = Q_0$ в связи с затуплением инструмента и уменьшением отношения $K_{рез} / \sigma$, исходя из зависимости (10), необходимо увеличить скорость резания V при условии $P_{y_0} = c \cdot y_0 = const$. Однако, более эффективным путем следует рассматривать стабилизацию во времени отношения $K_{рез} / \sigma$, что достигается при лезвийной и абразивной (алмазно-абразивной) обработке различными методами. С точки зрения обеспечения параметров точности и качества обработки более эффективно применение третьей схемы обработки, характеризующейся уменьшением во времени параметров P_y и y_0 , т.е. схемы выхаживания. Первоначально рассмотрим схему шлифования с увеличивающимися во времени параметрами P_y и y при условиях: $y_0 = 0$; $P_{y_0} = 0$. Тогда

$$y = \frac{y_{ном}}{\left(1 + y_{ном} \cdot \frac{F}{Q \cdot \tau}\right)}. \quad (11)$$

Отношение Q / F равно скорости радиальной подачи V_{ϕ} . Тогда произведение V_{ϕ} и времени обработки τ будет определять величину снятого припуска Π_{max} , т.е. $\Pi_{max} = V_{\phi} \cdot \tau = Q \cdot \tau / F$. Преобразуем зависимость (11) с учетом данного выражения

$$y = \frac{\Pi_{max}}{\left(1 + \frac{\Pi_{max}}{y_{ном}}\right)}. \quad (12)$$

Как следует из зависимости (12), величина упругого перемещения y (определяющая точность размера обрабатываемой детали) тем меньше, чем меньше параметры $y_{ном}$ и P_{max} . Получим зависимости для определения точности формы обрабатываемой цилиндрической детали. С физической точки зрения она обусловлена неравномерностью снимаемого припуска (погрешностью формы обработки на предшествующей операции). Предположим, что наибольший снимаемый припуск равен P_{max} , а наименьший – P_{min} . Тогда разность припусков $\Delta P = P_{max} - P_{min}$ будет определять погрешность формы исходной цилиндрической заготовки. Погрешность формы обрабатываемой детали получим как разность величин упругих перемещений, возникающих в моменты обработки участков цилиндрической детали с наибольшим P_{max} и наименьшим P_{min} припусками. Тогда, с учетом зависимости (12), погрешность формы обрабатываемой детали (обозначим её как Δy) определится:

$$\Delta y = y_{max} - y_{min} = \frac{\Delta P}{\left(1 + \frac{P_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{P_{min}}{y_{ном}}\right)}. \quad (13)$$

В результате пришли к довольно сложной по структуре зависимости, в которой параметры P_{max} и P_{min} входят как в числитель, так и в знаменатель. С одной стороны, точность формы обрабатываемой цилиндрической детали (определяемой параметром Δy) связана линейной зависимостью с параметром ΔP , который определяет точность формы исходной цилиндрической заготовки. С другой стороны, входящие в знаменатель зависимости параметры P_{max} и P_{min} приводят к уменьшению Δy .

При выполнении условий $P_{max}, P_{min} > y_{ном}$ зависимость (13) упростится

$$\Delta y = \frac{y_{ном}^2 \cdot \Delta P}{P_{max} \cdot P_{min}} = y_{ном}^2 \cdot \left(\frac{1}{P_{min}} - \frac{1}{P_{max}} \right). \quad (14)$$

В данном случае на параметр Δy существенное влияние оказывает величина $y_{ном}$. Однако, основное влияние на Δy оказывает разность параметров P_{max} и P_{min} , т.е. параметр ΔP . Чем он меньше, тем меньше параметр Δy и меньше погрешность формы обрабатываемой детали. Пользуясь классическими понятиями технологии машиностроения, отношение параметров ΔP и Δy определяет уточнение ε . Аналитическая зависимость для его определения с учетом зависимости (13) принимает вид

$$\varepsilon = \frac{\Delta P}{\Delta y} = \left(1 + \frac{P_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{P_{min}}{y_{ном}}\right). \quad (15)$$

Уточнение ε тем больше, чем больше P_{max} , P_{min} и меньше $y_{ном}$. При выполнении условий $P_{max}, P_{min} > y_{ном}$ с учетом зависимости (15) уточнение ε равно

$$\varepsilon = \frac{\Delta P}{\Delta y} = \frac{P_{max} \cdot P_{min}}{y_{ном}^2}. \quad (16)$$

Из данной зависимости следует вполне однозначная связь между параметрами ε и $y_{ном}$, P_{max} , P_{min} . Если $P_{max} = P_{min} = P$, то зависимость (16) упрощается

$$\varepsilon = \left(\frac{P}{y_{ном}} \right)^2. \quad (17)$$

Из зависимости (17) вытекает, что уточнение ε связано с соотношением $P / y_{ном}$ квадратичной зависимостью. Из курса технологии машиностроения известно, что величина, обратная уточнению ε , называется коэффициентом уменьшения погрешности и обозначается как K_y . Тогда K_y с учетом зависимости (15) примет вид

$$K_y = \frac{1}{\varepsilon} = \frac{\Delta y}{\Delta P} = \frac{1}{\left(1 + \frac{P_{max}}{y_{ном}}\right) \cdot \left(1 + \frac{P_{min}}{y_{ном}}\right)}. \quad (18)$$

Как видно, коэффициент уменьшения погрешности K_y тем меньше, чем больше параметры P_{max} , P_{min} и меньше величина $y_{ном}$. Таким образом, получены аналитические зависимости для определения двух важнейших параметров технологии машиностроения – коэффициента уменьшения погрешности K_y и уточнения ε . Они справедливы для различных методов механической обработки, а их использование открывает новые возможности анализа и прогнозирования путей повышения точности и производительности механической обработки.

Выводы

Получены аналитические зависимости для определения основных параметров точности обработки, обусловленных возникающими в технологической системе упругими перемещениями. Показана возможность классификации всего многообразия кинематических схем механической обработки (лезвийными и абразивными инструментами) по признаку изменения (увеличения, уменьшения или постоянства) радиального усилия (радиальной составляющей силы резания) с течением времени обработки. Определены основные условия повышения точности и производительности обработки, состоящие в повышении режущей способности инструментов и применении упругой схемы обработки (шлифования) с начальным натягом в технологической системе.

Список литературы

1. Лурье Г.Б. Прогрессивные методы круглого наружного шлифования / Г.Б. Лурье. – Л.: Машиностроение, 1984. – 103 с. – Библиогр.: с. 102 (7 названий).
2. Тверской М.М. Автоматическое управление режимами обработки деталей на станках / М.М. Тверской. – М.: Машиностроение, 1982. – 208 с. – Библиогр.: с. 205-207 (55 названий).
3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 1: Механика резания материалов. – 2002. – 580 с. – Библиогр.: с. 555–573. – (в пер.).
4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – Т. 10: Концепции развития технологии машиностроения. – 2005. – 565 с. – Библиогр.: с. 499-524. – (в пер.).

Рецензент: Полтавець В. В.

Надійшла до редколегії 27.02.2012

Г.В. НОВИКОВ, І.Є. ІВАНОВ, С.О. ДИТИНЕНКО
Науковий центр НТК «Ельбор», м. Харків, Україна
**ПІДВИЩЕННЯ ЕФЕКТИВНОСТІ ФІНІШНОЇ
МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ДЕТАЛЕЙ МАШИН**

Теоретично обґрунтовані умови підвищення точності й продуктивності обробки з урахуванням пружних переміщень, що утворюються в технологічній системі. Проведено класифікацію схем механічної обробки по характеру зміни радіального зусилля із часом обробки, що дозволило з єдиних позицій визначити технологічні можливості механічної обробки.

Ключові слова: механічна обробка, інструмент, пружне переміщення, точність обробки.

G.V. NOVIKOV, I.E. IVANOV, S.A. DITINENKO
NTC Research Center, «Elbor», Kharkov, Ukraine
**ENHANCING THE EFFECTIVENESS OF FINISHING
MACHINING MACHINE PARTS**

The conditions to improve the accuracy and efficiency of processing in accordance with forming in the technological system elastic displacement was grounded. The classification schemes of mechanical treatment on the nature of the radial force changes with time processing was carried out, allowing on a unified position to determine the technological capabilities of the machining.

Keywords: machining, tool, elastic movement, precision machining.

УДК 621.923

Ф.В. НОВИКОВ (д-р техн. наук, проф.)**В.И. ПОЛЯНСКИЙ****И.А. РЯБЕНКОВ** (канд. техн. наук)**Е.И. ИВАНОВ** (канд. техн. наук, доц.)

ХНЭУ, г. Харьков, Украина

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ В КОЛЬЦАХ ИЗ ВЫСОКОТВЕРДЫХ МАГНИТНЫХ СПЛАВОВ

Разработана математическая модель образования микросколов при механической обработке отверстий небольшого диаметра (8,5 мм) в кольцах из высокотвердых магнитных сплавов АНКО-3А и ЮНДК-18 (HRC 62–63). Теоретически и экспериментально установлено, что уменьшить величины микросколов можно, прежде всего уменьшением толщины среза на основе применения высокоскоростного резания и внутреннего шлифования.

Ключевые слова: растачивание, шлифование, обрабатываемое отверстие, качество обработки, толщина среза.

Введение

При изготовлении сложных агрегатов гидравлической аппаратуры авиационного назначения постоянно возникают проблемы высокоточной обработки их рабочих поверхностей, поскольку они выполнены из труднообрабатываемых материалов (высокопрочных сталей и сплавов) и плохо обрабатываются резанием [1]. В особенности это относится к обработке отверстий диаметром 6 – 10 мм в деталях (кольцах) из труднообрабатываемых магнитных сплавов АНКО-3А и ЮНДК-18 твердостью HRC 62-63, характеризующихся низкой обрабатываемостью резанием и соответственно низкими показателями качества и производительности обработки [2].

Обработка отверстия в магнитном кольце производится методом внутреннего шлифования. В связи с высокими физико-механическими свойствами магнитного сплава, в процессе шлифования возникают значительные силы и температура резания, которые снижают качество и производительность обработки, стойкость круга [3].

Низкое качество обработки отверстия в процессе внутреннего шлифования обусловлено образованием микросколов по краям обрабатываемого отверстия. В еще большей степени это проявляется при обработке отверстия методом растачивания с использованием твердосплавного резца. Поэтому применение метода растачивания отверстия допустимо лишь при предварительной обработке в тех случаях, когда образующиеся микросколы на кромках обрабатываемого отверстия можно устранить на последующей операции шлифования, например, при обработке магнитных сплавов меньшей твердости (HRC 56-58). Основным же методом обработки отверстий в кольцах из магнитных сплавов твердостью HRC 62-63 является внутреннее шлифование. Однако, при съеме значительных припусков (до 0,8 мм на сторону и более) в условиях внутреннего шлифования отверстий малого диаметра (до 10 мм) процесс протекает неустойчиво и характеризуется чрезвычайно высокой трудоемкостью. В связи с этим актуальна проблема выбора наиболее эффективного метода механической обработки. Целью работы является теоретическое и экспериментальное определение условий повышения качества и производительности обработки отверстий в кольцах из высокотвердых магнитных сплавов.

Основное содержание работы

Для решения поставленной задачи определим величину микроскола, образующегося на торцовой поверхности кольца в момент врезания инструмента (резца) в обрабатываемый материал при растачивании отверстия (рис. 1). В процессе растачивания отверстия со стороны режущего инструмента на обрабатываемую деталь в диаметральной (yz , рис. 1,б) плоскости действуют тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания, а в осевой плоскости (ux , рис. 1,а) – осевая P_x составляющая силы резания. Очевидно, в момент врезания инструмента в обрабатываемый материал под воздействием суммарной силы резания $P = \sqrt{P_z^2 + P_y^2}$ в плоскости yz будут образовываться микросколы величиной, равной диаметру d окружности одинаковых (предельных) касательных напряжений (рис. 1,б), определяемого по зависимости [4]:

$$d = \frac{P}{\tau_{сдв}} . \quad (1)$$

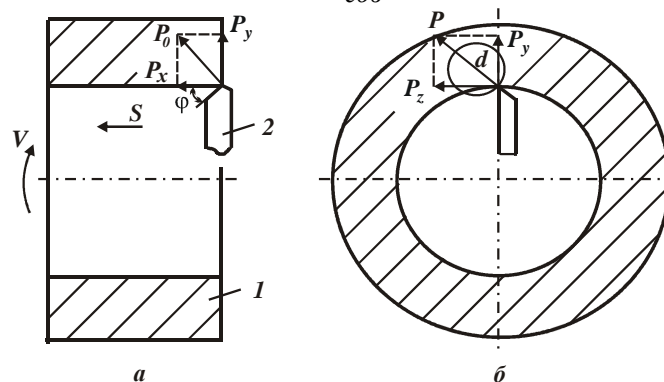


Рис. 1. Расчетная схема составляющих силы резания и диаметра d окружности одинаковых (предельных) касательных напряжений: 1 – обрабатываемое кольцо; 2 – резец



Рис. 2. Резец из твердого сплава Т15К6

Согласно зависимости (1), уменьшить d можно уменьшением силы резания P . Тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания определяются

$$P_z = \sigma \cdot S = \sigma \cdot a \cdot b ; \quad (2)$$

$$P_y = P_0 \cdot \cos \varphi , \quad (3)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; $S = a \cdot b$ – площадь поперечного сечения среза, м²; a , b – толщина и ширина среза, м; $P_0 = P_z / K_{рез}$ – сила резания, действующая в плоскости ux , Н; $K_{рез}$ – коэффициент резания; φ – угол резца в плане.

После преобразований зависимости (3), получим

$$P_y = \frac{P_z}{K_{рез}} \cdot \cos \varphi . \quad (4)$$

Соответственно

$$P = \sqrt{P_z^2 + \left(\frac{P_z}{K_{рез}} \cdot \cos \varphi \right)^2} = \sigma \cdot a \cdot b \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\cos \varphi}{K_{рез}} \right)^2} . \quad (5)$$

Как видно, уменьшить силу резания P можно уменьшением параметров σ , a , b и увеличением φ и $K_{рез}$. Очевидно, уменьшением параметров a , b ведет к уменьшению производительности обработки, что не эффективно. Гораздо эффективнее уменьшать силу резания P за счет уменьшения условного напряжения резания σ и увеличения $K_{рез}$ путем обеспечения высокой остроты режущего лезвия инструмента. Эффективно также увеличивать угол резца в плане $\varphi \rightarrow 90^\circ$, т.к. в этом случае $\cos \varphi \rightarrow 0$. Подставляя зависимость (5) в (1), получим

$$d = \frac{\sigma}{\tau_{сдв}} \cdot a \cdot b \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\cos \varphi}{K_{рез}} \right)^2} . \quad (6)$$

В работе [4] показано, что между условным напряжением резания σ и пределом прочности на сдвиг $\tau_{сдв}$ обрабатываемого материала существует связь

$$\sigma = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{K_{рез}} \cdot \left(1 + \sqrt{1 + K_{рез}^2} \right) . \quad (7)$$

Тогда зависимость (7) примет вид

$$d = 2 \cdot a \cdot b \cdot \left(\frac{1}{K_{рез}} + \sqrt{1 + \frac{1}{K_{рез}^2}} \right) \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\cos \varphi}{K_{рез}} \right)^2} . \quad (8)$$

Таким образом, получена аналитическая зависимость для определения диаметра d окружности одинаковых (предельных) касательных напряжений, возникающих в плоскости yz . Диаметр d определяет величину микроскола в момент врезания режущего инструмента в обрабатываемый материал. Исходя из зависимости (8), уменьшить диаметр d и соответственно величину микроскола без уменьшения производительно-

сти обработки можно прежде всего уменьшением $K_{рез}$, обеспечивая высокую остроту режущего лезвия инструмента [5]. Однако практически выполнить данное условие при обработке высокотвердых магнитных сплавов чрезвычайно сложно, т.к. в силу их высокой хрупкости образуется стружка надлома, в результате длина контакта передней поверхности резца с обрабатываемым материалом существенно уменьшается и фактический передний угол резца, по сути, становится отрицательным. Это приводит к уменьшению коэффициента резания $K_{рез} < 1$ и соответственно увеличению диаметра d согласно зависимости (8). Чем выше твердость обрабатываемого материала, тем меньше коэффициент резания $K_{рез}$, больше диаметр d и соответственно величина микроскола на торцевой поверхности обрабатываемого кольца из магнитного сплава.

Анализируя зависимость (8), можно сделать важный вывод, связанный с возможностью уменьшения величины микроскола в моменты входа и выхода инструмента из контакта с обрабатываемым материалом. Он состоит в уменьшении толщины a и ширины b среза за счет создания фасок по краям отверстий.

С целью оценки достоверности полученных теоретических решений были проведены экспериментальные исследования процесса растачивания отверстий небольшого диаметра (8,5 мм) в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А твердостью HRC 62-63 на токарном станке. Обработка производилась резцом из твердого сплава Т15К6 (рис. 2) с режимом резания: глубина резания $t=0,1$ мм, частота вращения обрабатываемой детали $n=600$ об/мин, подача $S=0,05$ мм/об, снимаемый припуск – 0,8 мм.



Рис. 3. Образующиеся микросколы на торцевой поверхности кольца

В результате проведенных экспериментов установлено, что в процессе растачивания на торцевых поверхностях кольца (т.е. в моменты входа и выхода резца из контакта с обрабатываемым материалом) образуются микросколы значительных размеров (до 3-х мм), рис. 3. Причем, на выходе резца из контакта с обрабатываемым материалом образуются большие микросколы, чем на входе. Экспериментально установлено, что с уменьшением глубины резания и подачи, а также с увеличением угла в плане резца Φ размеры микросколов уменьшаются, что согласуется с полученными теоретическими решениями и свидетельствует о существовании резервов повышения качества обработки. На величину образующихся микросколов значительное

влияние оказывает степень затупления инструмента, что связано с уменьшением коэффициента резания $K_{рез}$ в зависимости (8).

Были проведены экспериментальные исследования процесса растачивания отверстий с предварительно созданными фасками по краям отверстия. Установлено, что в этом случае размеры микросколов уменьшаются. Это подтверждает приведенные выше теоретические решения. Вместе с тем, несмотря на полученные положительные результаты, стабильно обеспечить размеры образующихся микросколов на допустимом уровне (в пределах глубины резания) невозможно. Поэтому вместо растачивания отверстия целесообразно использовать процесс его внутреннего шлифования, позволяющий многократно уменьшить толщину a и ширину b среза и соответственно уменьшить величины образующихся микросколов до требуемого уровня. В связи с этим были проведены экспериментальные исследования процесса внутреннего шлифования отверстий в

тех же магнитных кольцах на внутришлифовальном станке по схеме, показанной на рис. 4, с использованием абразивного круга ПП 8х20х3 25А 25Н СТ 7К5 35 м/с. Режим шлифования: скорость вращения круга – $V_{кр} = 16,7$ м/с (частота вращения круга 40000 об/мин); продольная подача $S_{прод} = 2$ м/мин; частота вращения детали $n = 600$ об/мин; глубина шлифования $t = 0,005$ мм (на двойной ход стола), через 5–10 проходов производится выхаживание, т.е. шлифование с отключенной подачей.

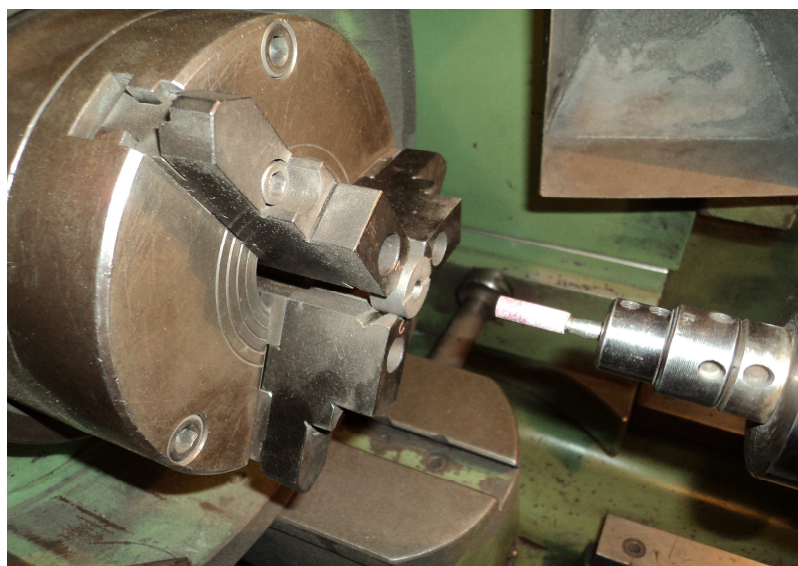


Рис. 4. Обработка отверстия в кольце на внутришлифовальном станке

В результате установлено, что по краям обрабатываемого отверстия образуются микросколы в пределах шероховатости обрабатываемой поверхности. Это значительно меньше, чем при растачивании и соответствует техническим требованиям на обработку, рис. 5. Следовательно, применение внутреннего шлифования взамен растачивания отверстий позволяет обеспечить высококачественную обработку. Однако производительность при этом значительно меньше, чем при растачивании отверстий.

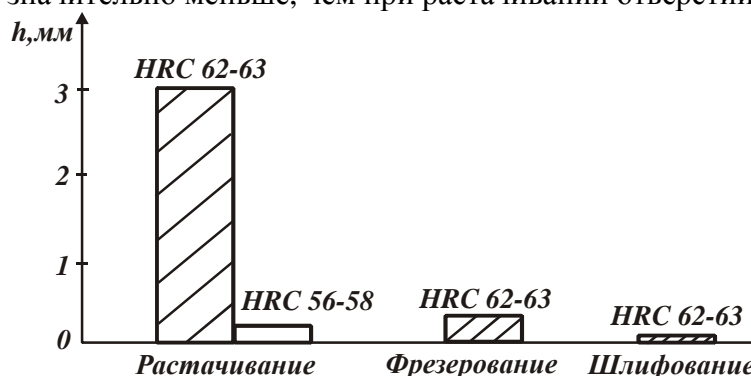


Рис. 5. Влияние метода обработки отверстий на величину образующихся микросколов

Необходимо отметить, что при растачивании отверстий в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А меньшей твердости (HRC 56–58) образуются микросколы меньшей величины – в пределах 0,2 мм. Это позволяет часть суммарного припуска (который со-

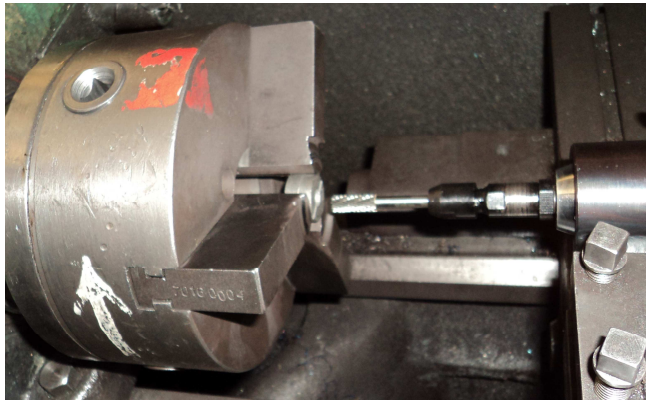
ставляет до 0,8 мм на сторону) снимать на операции растачивания, а оставшуюся часть – на операции внутреннего шлифования (рис. 6). В этом случае на операции внутреннего шлифования можно гарантированно устранить микросколы, образующиеся на операции растачивания отверстий. Из этого вытекает, что предварительную и окончательную обработку отверстий в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А твердостью HRC 62-63 следует производить методом внутреннего шлифования, а обработку отверстий в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А меньшей твердости (HRC 56–58) – предварительно растачиванием и окончательно – внутренним шлифованием.



Рис. 6. Структурная схема условий повышения качества обработки отверстий в кольцах из магнитных сплавов

Одним из эффективных направлений повышения производительности обработки отверстий, как показывает производственный опыт, является применение прогрессивного способа высокоскоростного фрезерования (расфрезерования) отверстий [6], в частности, с использованием высокоскоростной твердосплавной борфрезы (производства Германии). Данный метод обработки аналогичен внутреннему шлифванию, когда диаметр инструмента меньше диаметра обрабатываемого отверстия. Наряду с повышением производительности обработки, этот метод обеспечивает высокое качество обрабатываемых поверхностей, т.к. выделяющееся при резании тепло в основном “уносится” стружкой, а в обрабатываемую деталь поступает ничтожно малое количество тепла, что снижает температуру поверхностного слоя. Кроме того, данный метод позволяет существенно уменьшить толщину среза без снижения производительности, что важно при обработке отверстий в кольцах из магнитных сплавов. В связи с этим, были проведены экспериментальные исследования высокоскоростного фрезерования (расфрезерования) отверстий диаметром 8,5 мм в кольцах из магнитного сплава АНКО-3А твердостью HRC 62–63. Для реализации процесса использовалась пневматическая машина с борфрезой, которая устанавливалась в резцедержателе токарного станка с помощью специального приспособления (рис. 7,а). Обрабатываемое кольцо крепилось в патроне станка. Фрезерование отверстия кольца производилось твердосплавной сфероцилиндрической борфрезой (с количеством зубьев 18) диаметром 6 мм (рис. 7,б). Частота вра-

щення фрезы – 18000 об/мин; частота вращения обрабатываемого кольца – 600 об/мин; подача – 0,2 м/мин; глубина резания (за проход) $t=0,05$ мм. Экспериментально установлено, что образующиеся микросколы по величине значительно меньше, чем при растачивании отверстия и составляют до 0,3 мм. Следовательно, данный метод может быть эффективно использован при предварительной обработке отверстий, поскольку образующиеся микросколы устраняются на последующей операции внутреннего шлифования (рис. 5, рис. 6).



а



б

Рис. 7. Фрезерование отверстия в кольце на токарном станке (а) и сфероцилиндрическая твердосплавная борфреза (б)

Выводы

1. Разработана математическая модель определения величин микросколов при механической обработке отверстий в деталях из высокотвердых хрупких магнитных сплавов. Теоретически установлено, что уменьшить величины микросколов, образующихся по краям обрабатываемого отверстия, можно, прежде всего, уменьшением толщины среза, в связи с чем целесообразно применять процессы внутреннего шлифования и высокоскоростного расфрезерования отверстия.

2. Проведен комплекс экспериментальных исследований закономерностей образования микросколов при обработке отверстий в кольцах из высокотвердого магнитного сплава АНКО-3А (твердостью HRC 62–63). Установлено, что наибольшие микросколы образуются при растачивании отверстий, затем в порядке убывания – при высокоскоростном расфрезеровывании отверстий и внутреннем шлифовании. Исходя из этого предложено предварительную обработку производить методом высокоскоростного расфрезерования отверстий, а окончательную – методом внутреннего шлифования. Показано, что при обработке магнитных сплавов меньшей твердости (HRC 56–58) предварительную обработку можно производить как расфрезерованием, так и растачиванием отверстий, а окончательную – внутренним шлифованием. В этом случае микросколы, образующиеся при предварительной обработке, устраняются на последующей операции внутреннего шлифования. Полученные экспериментальные результаты подтверждают теоретические решения, что свидетельствует об их достоверности.

Список литературы

1. Фадеев В.А. Наукові основи вибору структури та параметрів технологічних систем механічної обробки високоточних деталей: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / В.А. Фадеев;

Нац. техн. ун-т України “Харків. політехн. ін.-т” – Х., 2008. – 36 с.: іл., табл. – Бібліогр.: с. 30–34.

2. Бобров В. Ф. Основы теории резания металлов / В. Ф. Бобров. – М.: Машиностроение, 1975. – 343 с. – Библіогр.: с. 335–338 (100 названий).

3. Попов С. А. Алмазно-абразивная обработка металлов и твердых сплавов / С. А. Попов, Н. П. Малевский, Л. М. Терещенко. – М.: Машиностроение, 1977. – 263 с.: ил., табл. – Библіогр.: с. 258–261 (66 названий).

4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – ISBN 966-7810-33-X. - Т. 1: Механика резания материалов. – 2002. – 580 с. – Библіогр.: с. 555–573. – ISBN 966-7810-34-8 (в пер.).

5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения: в 10 т. / под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. – Одесса: ОНПУ, 2002. – ISBN 966-7810-33-X. - Т. 6: Качество обработки деталей машин. – 2003. – 716 с. – Библіогр.: с. 685–703. – ISBN 966-7810-47-X (в пер.).

6. Рябенков І.О. Підвищення ефективності фінішної обробки деталей гідроапаратури на основі вибору раціональної структури і параметрів операцій: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / І.О. Рябенков; Одеськ. нац. політехн. ун-т. – Одеса, 2009. – 21 с., включ. обкл.: іл., табл. – Бібліогр.: с. 17–19.

Рецензент: Матюха П. Г.

Надійшла до редколегії 27.02.2012

Ф.В. НОВІКОВ, В.І. ПОЛЯНСЬКИЙ, І.О. РЯБЕНКОВ, Є.І. ІВАНОВ
ХНЕУ, м. Харків, Україна
ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ Й ПРОДУКТИВНОСТІ ОБРОБКИ
ОТВОРІВ У КІЛЬЦЯХ З ВИСОКОТВЕРДИХ МАГНІТНИХ СПЛАВІВ

У роботі розроблена математична модель утворення мікросколів при механічній обробці отворів невеликого діаметра (8,5 мм) у кільцях з високотвердих магнітних сплавів АНКО-3А і ЮНДК-18 (HRC 62–63). Теоретично й експериментально встановлено, що зменшити величини мікросколів можна насамперед зменшенням товщини зрізу на основі застосування високошвидкісного різання й внутрішнього шліфування.

Ключові слова: розточування, шліфування, оброблюваний отвір, якість обробки, товщина зрізу.

F.W. NOVIKOV, V.I. POLYANSKY, I.A. RYABENKOV, E.I. IVANOV
HNEU, Kharkov, Ukraine
IMPROVING THE QUALITY AND PERFORMANCE OF TREATMENT
HOLES IN RINGS OF SOLID MAGNETIC ALLOYS

We developed a mathematical model of formation of microcleavages for machining holes of small diameter (8,5 mm) in the rings of very hard magnetic alloys of ANCO-3A and YUNDK-18 (HRC 62-63).

Keywords: boring, grinding, handled the hole, the quality of treatment, slice thickness.

УДК 621.923.1:66/68

Л. П. КАЛАФАТОВА (д-р техн. наук, проф.)

С. А. ПОЕЗД (ассист.)

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ СЕБЕСТОИМОСТИ ШЛИФОВАНИЯ СИТАЛЛОВ КАК ФУНКЦИИ ОТ ПАРАМЕТРОВ РЕЖИМА ОБРАБОТКИ

В статье проанализировано влияние параметров режима шлифования на технологическую себестоимость обработки ситаллов, обоснован метод решения задачи оптимизации процесса шлифования и представлены результаты ее решения.

Ключевые слова: технологическая себестоимость, алмазное шлифование, ситаллы, целевая функция, ограничения.

Введение

Тенденция замены металлических деталей и элементов конструкций более дешевыми и функциональными неметаллическими материалами, к которым относится стеклокерамика (ситаллы), присуща всем отраслям народного хозяйства. Точности размеров и качества поверхностей этих изделий, необходимых для обеспечения условий их эксплуатации, можно достичь лишь с применением механической обработки (алмазного шлифования).

Реализация процесса шлифования, в сравнении с другими способами механической обработки, такими как точение и фрезерование, требует больших энергозатрат, приходящихся на единицу объема удаляемого материала припуска. Кроме того, при обработке развивается приповерхностный дефектный слой - система трещин, каждая из которых служит концентратором напряжений. Это значительно снижает качество обработанной поверхности, может вызвать досрочное разрушение деталей при эксплуатации, а необходимость удаления этого дефектного слоя на последующих финишных операциях значительно увеличивает конечную стоимость изделий из ситалла.

Минимума технологической себестоимости можно добиться как за счет оптимизации параметров режима шлифования, так и за счет уменьшения количества операций обработки, при неизменном качестве формируемой поверхности изделия. Целью настоящей статьи является анализ влияния параметров режима шлифования на себестоимость обработки и обоснование метода определения оптимального режима обработки по критерию минимума технологической себестоимости, так как до настоящего времени отсутствуют сведения о комплексном решении этой задачи для хрупких неметаллических материалов.

Основная часть

Анализ результатов исследований [1, 2, 3, 4, 5], направленных на изучение особенностей обработки хрупких неметаллических материалов (ХНМ) на примере ситаллов позволил установить целевую функцию, описывающую технологическую себестоимость алмазного шлифования относительно единицы площади формируемой поверхности изделия в зависимости от параметров режима и условий обработки. Рассматривался процесс плоского алмазного шлифования ситаллов периферией круга по жесткой схеме.

Целевая функция технологической себестоимости $C_{T_{\text{шл}}}$ изделий из ситаллов, выраженная через варьируемые параметры (v, s, t) , имеет нелинейный вид:

$$C_{T_{\text{шл}}}(v, s, t) = \frac{L_{\partial} K_{\Pi}}{1000 \cdot s} \left(c_{cm} k_t + c_{cm} + (c_{np} + c_{cm}) \cdot \frac{t_{np}}{T} \right) + \frac{C_u}{h_{кр}} \left[J_W + J_{np} t_{np} \left(\frac{t_M}{T} \right) \right] \rightarrow \min, (1)$$

где v, s, t - соответственно, скорость резания, подача и глубина резания при шлифовании; $J_W = f(v, s, t)$ - линейный износ круга за время обработки; $t_M = f(s)$ - машинное время одного перехода; $T = f(v, s, t)$ - стойкость алмазного круга; $K_{\Pi} = \left[\frac{B_{\partial}}{B_k} \right] + 1$ - количество шагов поперечной подачи, округленное в большую сторону; B_{∂} - ширина шлифования; B_k - ширина круга; L_{∂} - длина шлифуемой поверхности; c_{cm} - стоимость одной минуты эксплуатации станка с учетом зарплаты рабочего; c_{np} - стоимость одной минуты правки круга; t_{np} - время правки круга; $k_t = \frac{t_x}{t_M}$ - коэффициент простоя оборудования; t_x - суммарное время простоя, которое приходится на одну деталь; J_{np} - линейный износ круга за единицу времени правки, отнесенный к одной детали, зависящий от режима и способа правки; $h_{кр}$ - толщина алмазоносного слоя круга; C_u - начальная стоимость круга.

Зависимость стойкости алмазного инструмента от режима обработки и характеристик инструмента, найденная экспериментально [5], при решении задачи оптимизации используется как составляющая целевой функции, и имеет вид

$$T(v, s, t) = \frac{(\ln Q_{\text{дон}} - \ln(0,43 + 0,0014 \cdot d_z) - \ln(0,17 + 0,025v))^2}{(-0,0227 - 0,00074v - 0,0044s - 0,0045t)^2 \cdot (6 - 0,022d_z)^2 \cdot 6t \cdot s}, (2)$$

где $Q_{\text{дон}}$ - допустимое значение коэффициента режущей способности круга; d_z - средний размер зерна.

Зависимость линейного износа круга от объема сошлифованного материала W [5] также учтена в целевой функции и имеет вид

$$J_W(v, s, t) = 3.52 \cdot 10^{-4} \cdot e^{-0.0058d_z} \left(0.004 \cdot s^{4.41} \cdot t^{(6.83-3.92 \ln s)} + 4.26 \cdot v^{-1.46} \cdot t^{0.56} \cdot W / B_k \right). (3)$$

Машинное время при шлифовании детали длиной L_{∂} :

$$t_M(s) = \frac{(L_{\partial} + \Delta L) K_{\Pi}}{1000 \cdot s}, (4)$$

где ΔL - суммарная длина врезания и перебега шлифовального круга.

При решении задачи предполагалось, что правка алмазного круга осуществляется способом свободного абразива без прерывания процесса обработки. Согласно [5] «результативная» правка, сопровождающаяся повышением режущей способности ин-

струмента, длітся в пределах 5-7 мин. При этом скорость линейного износа круга не постоянна на протяжении всего процесса правки, а сам износ за весь цикл правки J_{0np} составляет 40-50 мкм.

Таким образом, влияние параметров режима обработки на стойкость алмазного инструмента и на его линейный износ в процессе обработки, а также на износ инструмента при правке учтены в целевой функции. Требования, учет которых необходим для достоверного описания технологического процесса, обеспечивающего требуемое качество изделий, при решении задачи оптимизации выступали в роли ограничений [1].

Для определения возможных минимумов целевой функции (1) анализировалось влияние параметров режима шлифования на технологическую себестоимость обработки. Осуществлялось два подхода к решению задачи оптимизации. При первом подходе использовался традиционный метод перебора, то есть поиск минимума осуществлялся при варьировании одного параметра режима шлифования и неизменных остальных. Второй подход состоял в решении задачи оптимизации классическим методом при одновременном варьировании трех параметров режима обработки.

При первом подходе целевая функция на первичном этапе решения рассматривалась без учета ограничений. Предполагалось, что в случае эффективного решения задача бы решалась с учетом ограничений. В результате применения метода поочередного варьирования одного из параметров режима при постоянстве других были получены зависимости, представленные на рис. 1-3.

Целевая функция себестоимости обработки одного изделия (C) рассматривалась, состоящей из двух слагаемых, первое из которых является стоимостью эксплуатации и обслуживания оборудования с учетом зарплаты ($C_{об}$), второе – стоимостью инструмента, изношенного за время обработки изделия и при правках инструмента (C_u). Расчет себестоимости проводился для обработки изделия из ситалла АС-418 размерами 350 x 200 мм по схеме плоского шлифования периферией круга 1А1 200x20x5x76 АС6-125/100-4-М2-01 на станке ЛШ-322. Стоимость круга составляла 800 грн, стоимость одной минуты эксплуатации станка с учетом заработной платы рабочего – 0,7 грн. Рассматривалась одна операция, реализуемая за один переход при удалении припуска 0,4 мм. Для поддержания режущей способности инструмента использовался способ правки свободным абразивом [6]. Длительность правки составляла 8 мин при стоимости ее одной минуты – 0,1 грн. Правка осуществлялась без прерывания процесса обработки.

Из рис. 1 следует, что увеличение скорости шлифования благоприятно влияет на себестоимость обработки, причем себестоимость снижается за счет уменьшения износа инструмента, о чем свидетельствует вид зависимости 2 на рис. 1, характеризующей изменение стоимости инструмента при увеличении скорости резания ($C_u=f(J_w)$; $J_w=f(v)$). При увеличении скорости продольной подачи (см. рис. 2) сокращается машинное время обработки, что снижает технологическую себестоимость обработки, однако увеличивается износ круга. В рассматриваемом примере минимум себестоимости достигается при величине продольной подачи 3,5 м/мин, что при стоимости эксплуатации оборудования 0,7 грн/мин составляет 3,1 грн. Глубина резания при обработке по жесткой схеме – постоянная величина, обусловленная величиной удаляемого припуска. Уменьшение глубины резания снижает износ инструмента и уменьшает себестоимость обработки, но в этом случае появляется необходимость в увеличении числа проходов или введении дополнительной операции, что существенно увеличивает стоимость обработки.

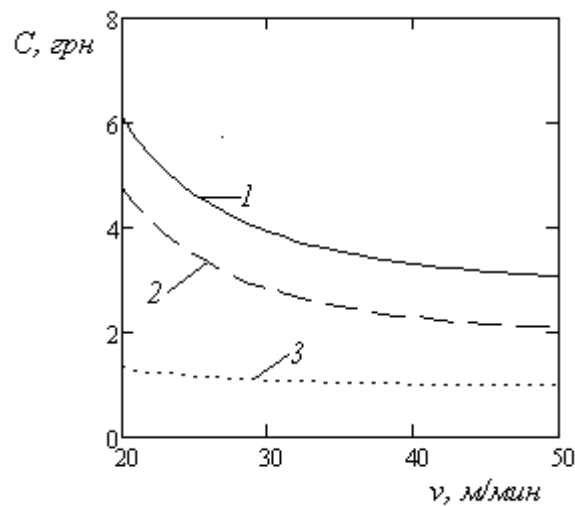


Рис. 1. Влияние скорости круга на составляющие себестоимости при шлифовании ситалла с параметрами режима: $t = 0,4$ мм, $s = 4$ м/мин: 1 – суммарная себестоимость C ; 2 – стоимость инструмента C_{ui} ; 3 – стоимость эксплуатации и обслуживания оборудования $C_{об}$

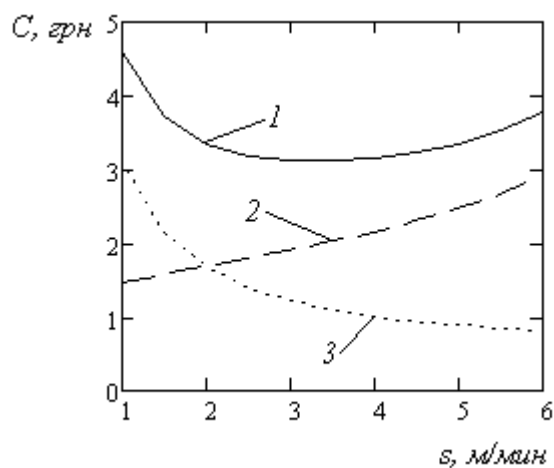


Рис. 2. – Влияние величины продольной подачи на составляющие себестоимости и на себестоимость обработки при шлифовании с параметрами режима: $t = 0,4$ мм, $v = 45$ м/с: 1 – суммарная себестоимость C ; 2 – стоимость инструмента C_{ui} ; 3 – стоимость эксплуатации и обслуживания оборудования $C_{об}$

Аналитическое решение задачи минимизации технологической себестоимости заключается в нахождении экстремума функции в области ее определения, обусловленной наличием ограничений. Однако целевая функция имеет вид нелинейной зависимости с тремя независимыми переменными. Аналитическое решение сопряжено со сложностями, вызванными математическими преобразованиями, и полученное решение будет актуально лишь для конкретных рассматриваемых условий (исходных данных решаемой задачи).

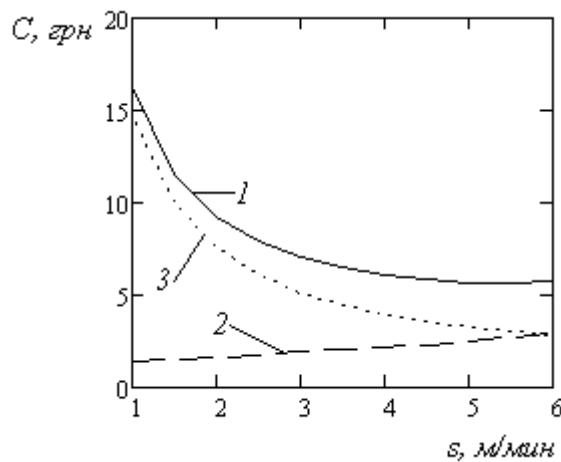


Рис. 3. – Влияние величины продольной подачи на составляющие себестоимости и на себестоимость обработки при шлифовании с параметрами режима: $t = 0,4$ мм, $v = 45$ м/с: 1 – суммарная себестоимость C ; 2 – стоимость инструмента C_u ; 3 – стоимость эксплуатации и обслуживания оборудования $C_{об}$

На рис. 3 представлены графики, иллюстрирующие влияние продольной подачи на составляющие себестоимости обработки при увеличенной в 5 раз стоимости эксплуатации оборудования (3,5 грн/мин против 0,7 грн/мин), что возможно при повышении тарифов на электроэнергию, или при повышении арендной платы за помещение либо оборудование, а также заработной платы рабочего.

При изменении значения одной из составляющих себестоимости существенно изменяется характер кривой, что делает аналитическое решение задачи не только сложным, но и не имеющим смысла. То есть, использование метода перебора при варьировании одного параметра режима обработки и жестко заданных остальных нецелесообразно для решения рассматриваемой задачи оптимизации.

При втором подходе одновременно варьировались все три параметра режима шлифования. Современные компьютерные технологии позволяют решать поставленную задачу оптимизации с достаточной степенью точности численными методами, что и было реализовано в программной среде Delphi7.0. Для этого была разработана программа, позволяющая рассчитать оптимальные значения параметров режима многооперационного шлифования по критерию минимума технологической себестоимости при обеспечении выхода на структурную дефектность обрабатываемого материала (отсутствие дефектов, вызванных обработкой) на заданной глубине при заданных условиях обработки. В программе реализована возможность выбора состава СОТС различной степени активности из списка исследованных [1] и необходимого, исходя из требуемого качества обработанной поверхности, количества операций.

В качестве примера приведены результаты расчета по созданной программе оптимальных значений параметров режимов многооперационного шлифования изделий из ситалла, а именно подкладок микросхем.

На предприятии при изготовлении подложек микросхем используются заготовки толщиной 3 мм. Требуемая толщина изделия (0,5 мм) достигается за три операции шлифования с каждой стороны по жесткой схеме плоского шлифования периферией круга. Технологическая себестоимость обработки одной поверхности пластины размерами 60 мм x 48 мм составляет 0,4308 грн.

После шлифования одна или обе поверхности подвергаются полировке. На заключительной стадии обработки на рабочей поверхности пластины осуществляется химическое травление возникшего при шлифовании дефектного слоя материала с последующим ионным упрочнением.

Средний размер структурных дефектов обрабатываемого материала составляет 5-8 мкм, допускаются дефекты размером 12 мкм. Травление дефектного слоя по технологии осуществляется на глубину 40 мкм, то есть после механической обработки на глубине свыше 40 мкм средний размер дефекта не должен превышать 12 мкм.

При решении задачи оптимизации в качестве исходных данных для расчета учитывается мощность привода главного движения – 1,5 кВт; мощность привода движения подачи – 0,7 кВт., стоимость одной минуты эксплуатации станка - 0,7 грн/мин. При обработке используется правка свободным абразивом в течение 8 мин, реализуемая без прерывания цикла обработки. Стоимость одной минуты правки – 0,1 грн/мин. Диапазоны варьирования режимов обработки: скорости резания (скорости круга) 20-45 м/с, подачи – 1 - 6 м/мин.

Проектирование оптимального технологического процесса (ТП) изготовления подкладок микросхем с помощью разработанной программы позволило предложить лучший для рассматриваемых условий вариант реализации обработки. Результаты расчета представлены на рис. 4.

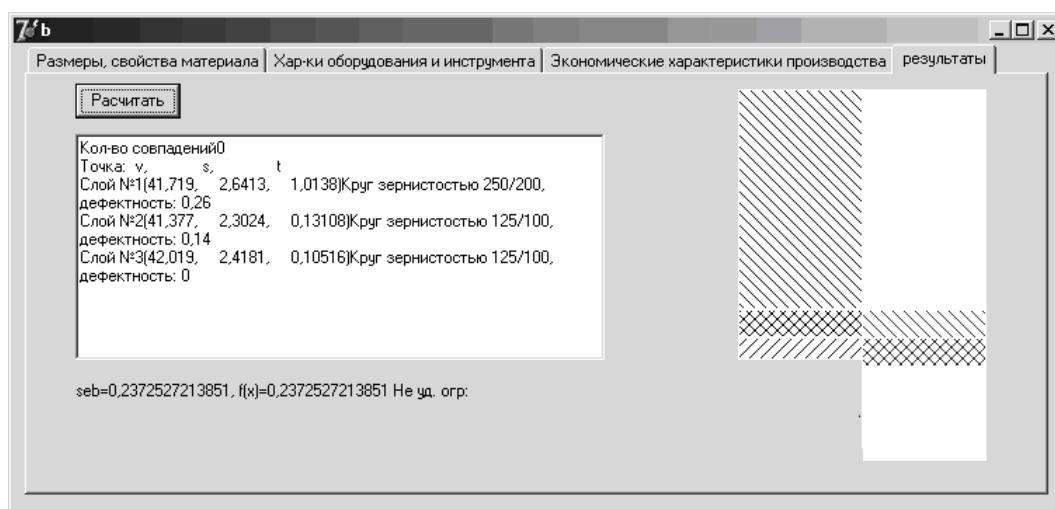


Рис. 4. Результаты расчета оптимальных значений параметров режимов шлифования ситалла AC-418

На рис. 5 в масштабе представлено распределение припуска величиною 1,25 мм по 3-м операциям (параметры режимов этих операций представлены на рис. 4), а так же соотношение размеров удаляемых припусков и глубины проникновения обработочной дефектности. На рисунке присутствуют вертикальная ось глубины проникновения дефектов h , мм и горизонтальная, соответствующая средней величине обработочного дефекта D , мкм. При реализации спроектированного ТП достигается требуемая дефектность приповерхностного слоя, обусловленная обработкой, а именно размеры дефектов не превышают 12 мкм на глубине свыше 40 мкм.

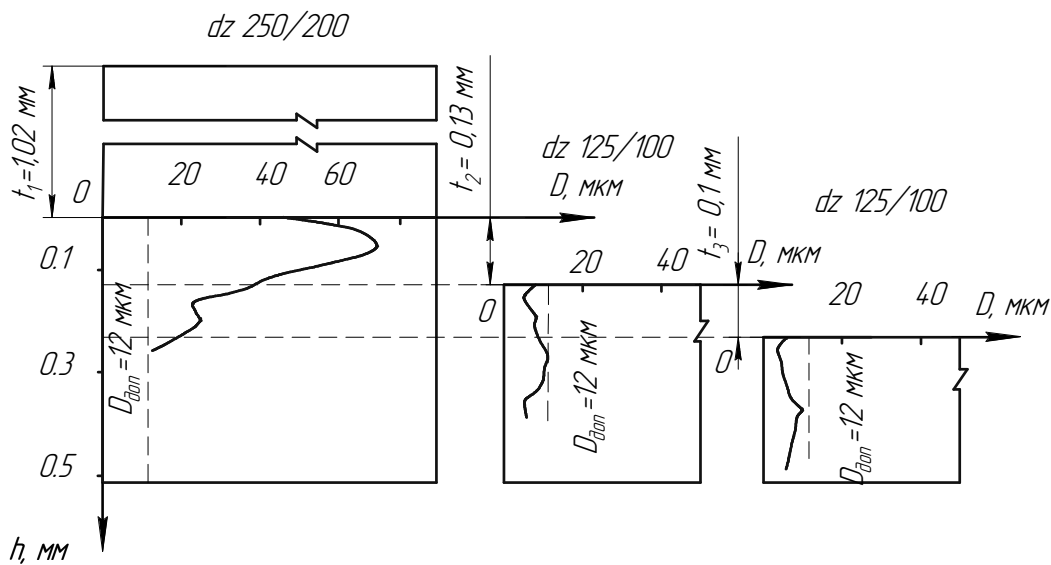


Рис. 5. Распределение припуска по операциям, а также размеры и глубина проникновения дефектов, возникающих при обработке ситалла АС-418 с полученными параметрами режима

При использовании разработанной методики в виде программы расчета режимных параметров удалось сократить технологическую себестоимость обработки подкладок микросхем на 45%.

Выводы

При оптимизации сложных процессов, в частности, при оптимизации параметров режима шлифования использование традиционного метода перебора с варьированием одной из нескольких переменных нецелесообразно. При несущественном изменении значений исходных данных, необходимых для расчета себестоимости, существенно изменяется характер функции, изменяется местоположение экстремума и возникает необходимость решать сложную и объемную задачу заново.

Одновременное варьирование всех параметров режима позволяет достичь более достоверного результата, а использование численных методов при решении таких задач существенно сокращает время пересчета, связанного с поиском экстремума целевой функции, при изменениях условий обработки.

Апробация рекомендуемого метода решения задачи оптимизации на примере обработки плоских поверхностей вакуумного столика и подложек микросхем показала возможность сокращения технологической себестоимости их обработки, соответственно, на 32% и 45%.

Список литературы

1. Поєзд С.А. Підвищення ефективності технологічних процесів алмазного шліфування виробів із ситалу за рахунок їх багатопараметричної оптимізації: дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук: спец. 05.02.08 "Технологія машинобудування" / С.А. Поєзд. – Донецьк, 2011. – 209 с.

2. Калафатова Л. П. Влияние состава смазочно-охлаждающих технологических сред на тепловые и силовые характеристики процесса шлифования ситаллов / Л.П. Ка-

лафатова, С.А. Поезд // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія «Машинобудування і машинознавство». – 2008. – Вип. 5(139). – С. 30-39.

3. Армарего И. Дж. А. Обработка металлов резанием / И. Дж. А. Армарего, Р.Х. Браун; пер. с англ. В.А. Пастунова. – М.: Машиностроение, 1977. – 325 с.

4. Калафатова Л.П. Технологические основы повышения эффективности обработки и обеспечения качества изделий из технических стекол и ситаллов: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня докт. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технологія машинобудування» / Л.П. Калафатова; Донецький. держ. техн. ун-т. — Донецьк, 2001. — 20 с.

5. Разработка методов обеспечения надежности технологических процессов механической обработки труднообрабатываемых материалов и средств их реализации: отчет о научно-исследовательской работе / [В.В. Бурмистров, П.Г. Матюха, Л. П. Калафатова и др.]. – Донецк: ДонНТУ, 1990. – 85 с.

6. Спосіб правки абразивного інструмента: деклараційний патент на корисну модель 3838 UA, 7 B24B53/00 / Калафатова Л. П., Поїзд С. А., Шевченко В. А.(Україна). – №2004032137; заявл. 23.03.04; Опубл. 15.12.04, Бюл. № 12, 2004. – 4 с.

Рецензент: Полтавець В. В.

Надійшла до редколегії 30.03.2012

Л. П. КАЛАФАТОВА, С. А. ПОЄЗД

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

АНАЛІЗ ТЕХНОЛОГІЧНОЇ СОБІВАРТОСТІ ШЛІФУВАННЯ СИТАЛІВ ЯК ФУНКЦІЇ ВІД ПАРАМЕТРІВ РЕЖИМУ ОБРОБКИ

У статті проаналізовано вплив параметрів режиму шліфування на технологічну собівартість обробки ситалів, обґрунтовано вибір методу розв'язання задачі оптимізації процесу шліфування і представлені результати її вирішення.

Ключові слова: технологічна собівартість, шліфування, ситали, цільова функція, обмеження.

L. P. KALAFATOVA, S. A. POEZD

Donetsk National Technical University, Donetsk, Ukraine

ANALYSIS OF MANUFACTURING COST OF GRINDING OF SITALLS AS FUNCTION OF PARAMETERS OF MACHINING PROCESS

The article analyzes the influence of parameters of grinding conditions costs of machining ceramics, we grounded a method for solving the optimization problem of the grinding process and provided the results of its solution.

Keywords: manufacturing cost, grinding, glass-ceramic, objective function, constraints.

УДК 621.923

Ю.В. ТИМОФЕЕВ (д-р техн. наук, проф.)**А.Н. ШЕЛКОВОЙ** (д-р техн. наук, проф.)**А.А. КЛОЧКО** (канд. техн. наук, доц.)

Харьковский национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков, Украина

В.Ф. ШАПОВАЛОВ (канд. техн. наук, ведущий науч. сотр.)**В.И. ПЕЧЕНЬИЙ** (канд. техн. наук, ведущий науч. сотр.)

ОАО «НИИПТМаш», г. Краматорск, Украина

ИМПУЛЬСНАЯ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНАЯ ТЕХНОЛОГИЯ ЗУБООБРАБОТКИ КРУПНОГАБАРИТНЫХ ЗУБЧАТЫХ ВЕНЦОВ НАКАТНЫМИ РОЛИКАМИ

В статье предложен способ повышения улучшения характеристик поверхностного слоя зубьев крупномодульных зубчатых венцов, используемых в угле- и рудоразмольных мельницах, экскаваторах в качестве финишной обработки зубьев после зубофрезерования **импульсная электроконтактная технология зубообработки крупногабаритных зубчатых венцов накатными роликами поверхностно - пластическое деформирование.** Созданы различные конструкции червячных накатников, которые работают методом «обкатки» и устанавливаются на тяжелых зубофрезерных станках аналогично червячным фрезам.

Ключевые слова: технология, зубообработка, зубчатые венцы, накатка роликами, качество, поверхностный слой, зубофрезерные станки.

Введение

Объектом специальной технологии зубообработки крупномодульных закаленных колес является технологический процесс, а предметом – установление, исследование, экспериментальная апробация, производственное внедрение и полная факторная 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.

Современные требования по увеличению 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 редукторов при одновременном снижении их габаритов и массы. Результаты ряда исследований свидетельствуют, что повышение твердости зубьев с HRC₃, 32 до HRC₃, 57 позволяет вдвое уменьшить габариты редуктора и в 3 раза - его массу.

Основная часть

Повышенный абразивный износ крупных открытых зубчатых передач потребовал проведения работ по разработке методов улучшения характеристик поверхностного слоя зубьев.

Для крупномодульных ($m = 20 \dots 36$ мм) и крупногабаритных ($\varnothing 4000 \dots 12500$ мм) зубчатых венцов, используемых в угле- и рудоразмольных мель-

ницах, экскаваторах и т. п., в качестве финишной обработки зубьев после зубофрезерования целесообразно применить поверхностное пластическое деформирование (ППД).

С этой целью созданы различные конструкции червячных накатников, которые работают методом «обкатки» и устанавливаются на тяжелых зубофрезерных станках аналогично червячным фрезам [1].

На рис. 1 показана схема взаимодействия накатного элемента инструмента с боковой поверхностью зуба обрабатываемого колеса.

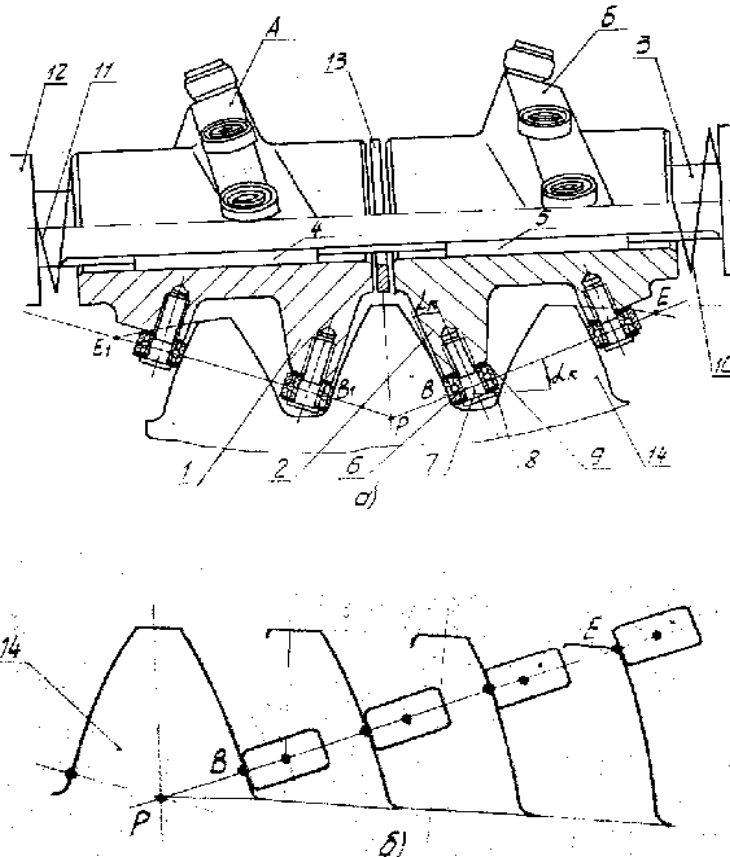


Рис. 1. Червячный накатник для отделочно-упрочняющей обработки зубчатых колес ППД: а – общий вид инструмента; б – схема взаимодействия накатного элемента с боковой поверхностью зуба колеса

Червячный накатник (рис. 1, а) состоит из левого 1 и правого 2 корпусов, имеющих винтовые конические выступы *A* и *B* одного направления. Корпуса 1 и 2 установлены на оправке 3 с возможностью возвратно-поступательного перемещения вдоль шпонок 4 и 5. Накатные элементы 6, например шарикоподшипники, оси вращения которых перпендикулярны конической образующей винтовых выступов *A* и *B*, закреплены на периферийной части выступов винтами 7 и защищены от возможного засорения прокладками 8 и 9. На оправке 3 установлены силовые пружины 10 и 11 и нажимной диск 12. Необходимое расстояние между корпусами обеспечивается прокладкой 13. Обработка зубчатого колеса 14 производится на зубофрезерном станке после операции чистового зубонарезания следующим образом: перед обкаткой поджимают пружины 10 и 11, обеспечивая необходимое усилие накатывания; при этом корпуса 1 и 2 плотно прижаты к прокладке 13; инструмент радиально вводят в зацепление с колесом 14 до появления контакта накатных элементов 6 с зубьями колеса 14; пружины 10 и 11 сжимаются, и между прокладкой 13 и корпусами 1 и 2 появляется зазор, необходимый для

возвратно-поступательных перемещений корпусов 1 и 2 по шпонкам 4 и 5.

В процессе накатки (рис. 1, б) накатные элементы б последовательно, один за другим контактируют с боковыми поверхностями зубьев колеса 14 по линиям зацепления BE и B_1E_1 , обеспечивая полную обработку эвольвентного профиля с каждой стороны зуба.

Радиус кривизны эвольвенты по высоте зуба непостоянен и изменяется от максимального на вершине до минимального у основания.

В случае обработки зубьев накатными элементами постоянной кривизны получаем неодинаковые удельные контактные давления по всему профилю зубьев, т. е. одни участки зуба получают избыточную деформацию, а другие – недостаточную. С целью выравнивания удельных контактных давлений предложена конструкция червячного накатника, у которого накатные элементы выполнены с различными радиусами кривизны и установлены вдоль винтовых поверхностей так, что накатные элементы с большими значениями радиусов расположены на больших диаметрах конусных поверхностей корпусов, а радиусы кривизны элементов определены по формуле

$$\frac{1}{\rho} = \left(\frac{\pi\sigma}{Pr} \right)^{\frac{3}{2}} \frac{\eta}{(1,5p)^{\frac{1}{2}}} - \frac{1}{\rho_3}, \quad (1)$$

где ρ – радиус кривизны рабочих поверхностей накатных элементов; σ – контактные давления; p – усилие, действующее на накатный инструмент; η – упругая постоянная материала ролика и колеса; ρ_3 – радиус кривизны эвольвенты зуба в зоне контакта; Pr – табличная функция, зависящая от соотношения r и ρ_3 .

Обработка таким накатником повышает качество колеса за счет выравнивания удельных контактных давлений по всему профилю зубьев и получения однородной поверхности.

В рассмотренных выше конструкциях червячных накатников профильный угол накатных элементов α_n зависит от числа зубьев обрабатываемого зубчатого колеса, т. е. инструмент имеет ограниченную применимость по числу обрабатываемых зубьев:

$$\alpha_n = \alpha_B - \sigma_B, \quad (2)$$

где α_B – угол давления эвольвенты крайней нижней точке; σ_B – половина угловой толщины зуба колеса в крайней нижней точке эвольвенты.

С целью получения зубьев с высокой твердостью (до HRC_Э 50...55) и возможным исключением закалки и зубошлифования крупногабаритных колес предложен технологический способ импульсной электроконтактной зубообработки накатными роликами.

Такой импульсная электроконтактная технология зубообработки крупногабаритных зубчатых венцов накатными роликами обладает существенным преимуществом по сравнению с механической накаткой, так как происходит локальный разогрев поверхности, что улучшает процесс поверхностно-пластического деформирования, кроме этого, при пропускании постоянного тока через систему ролик-деталь, происходит диффузионное насыщение (легирование) зубьев колес частицами твердого сплава, из которого изготовлен упрочняющий ролик.

Поставленная цель достигается тем, что накатник снабжен дополнительными роликами, установленными на наружной поверхности обоих цилиндрических корпусов рядом с первыми роликами и системой токоподвода к ним, при этом дополнительные ролики выполнены из материала с малым удельным электосопротивлением, из меди.

На рис. 2 представлено устройство накатника – общий вид; на рис. 3 – сечение А-А на рис.2; на рис. 4 – блок-схема устройства; на рис. 5 – вид Б на рис.2 .

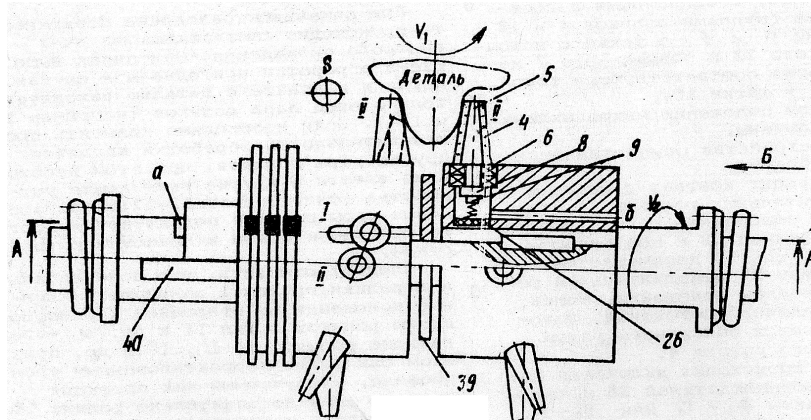


Рис. 2. Устройство накатника – общий вид

Накатник состоит из двух корпусов 1, подпружиненных пружинами 2 через втулки 3. В радиальных отверстиях корпусов 1 по винтовой линии расположены жестко в пазах ролики 4 имеющие высокую твердость и высокое удельное сопротивление материала (условно объединенные в группу II, каждую группу роликов можно условно обозначать II', II'', II''' и т.д.) и вращающиеся на осях 5 в подшипниках 6. Ролик 4 связан с источником 7 повышенного напряжения через токосъемник 8, щетки 9 и 10, токосъемник 11, выключающие устройства, состоящие из якоря 12, подпружиненного пружиной 13, катушки 14, контактной группой 15, замыкающего контакта 16, расположенного между диэлектрическими проставками 17.

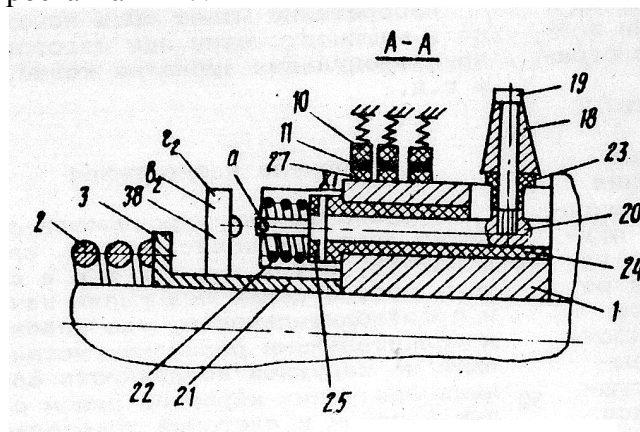


Рис. 3. Сечение А-А на рис.2

Все пары роликов 4 группы II соединены с одним из токосъемников 11 проводниками, обозначенными буквой б, через выключающие устройства.

Кроме того, в радиальных пазах корпусов 1 свободно размещены дополнительные ролики 18, имеющие материал с низким удельным сопротивлением (условно объединенные в группу I, где пары роликов условно обозначаются I', I'', I''' и т.д.), на осях 19, связанных с осями 20, подпружиненных пружиной 21, расположенной в кожухе 22. Все пары дополнительных роликов 18 группы I соединены с одним из токосъемников 11, через выключающее устройство проводниками, обозначенными буквой а (рис. 2-5).

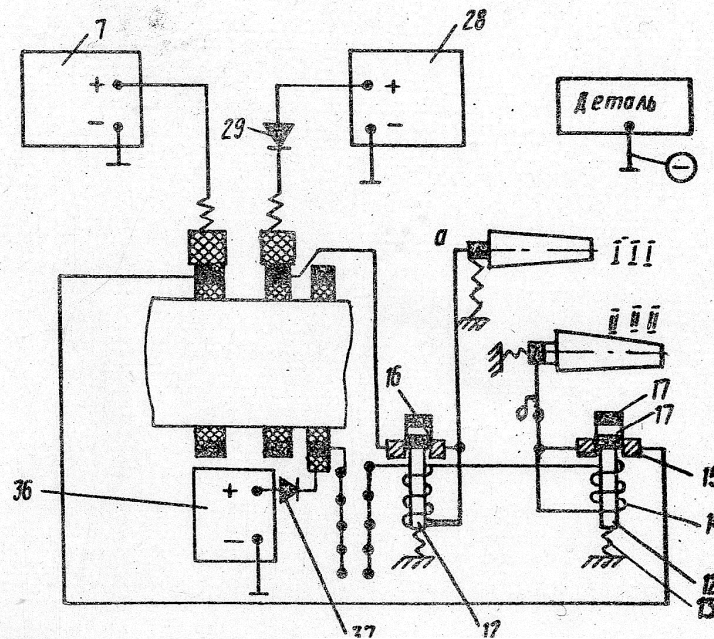


Рис. 4. Блок-схема устройства

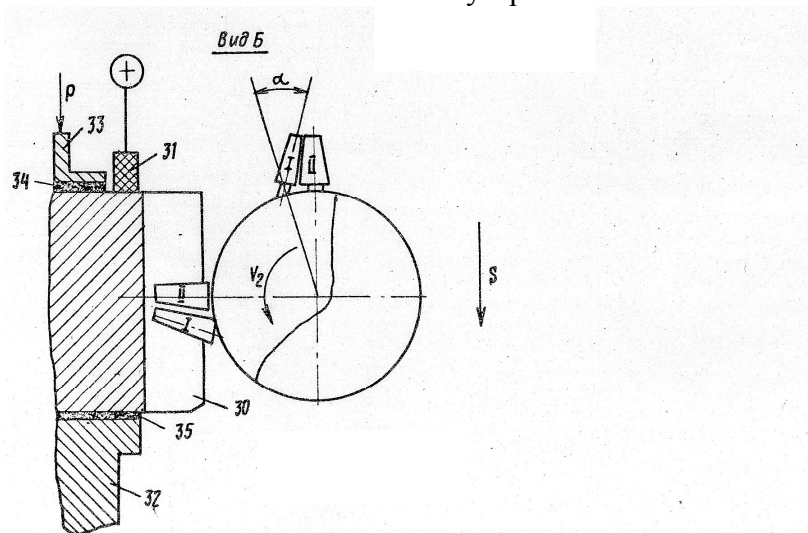


Рис. 5. Вид Б на рис.2

Особенностью конструкции является то, что напряжение на роликах подается после входа их в зацепление и выключается до полного выхода роликов из зацепления (в целях предотвращения возникновения электрической дуги), независимо от модуля обрабатываемого колеса, его ширины, от моментов входа или выхода устройства в зацепление с зубьями колес при вертикальной подаче 5 (рис. 5). Это осуществляется специальной системой включения напряжения на роликах.

Промышленное внедрение технологии зубообработки ППД зубчатых венцов осуществлялось в производственных условиях ОАО «Сызранский турбостроительный завод» (г. Сызрань), производственные испытания проводились при обработке зубчатого венца (рис. 6): $m = 20 \text{ мм}$, $z = 244$, $\beta = 5^\circ 38' 02''$, $b = 500 \text{ мм}$ – из стали 35ХМЛ, твердость рабочих поверхностей зубьев HB 160...220.

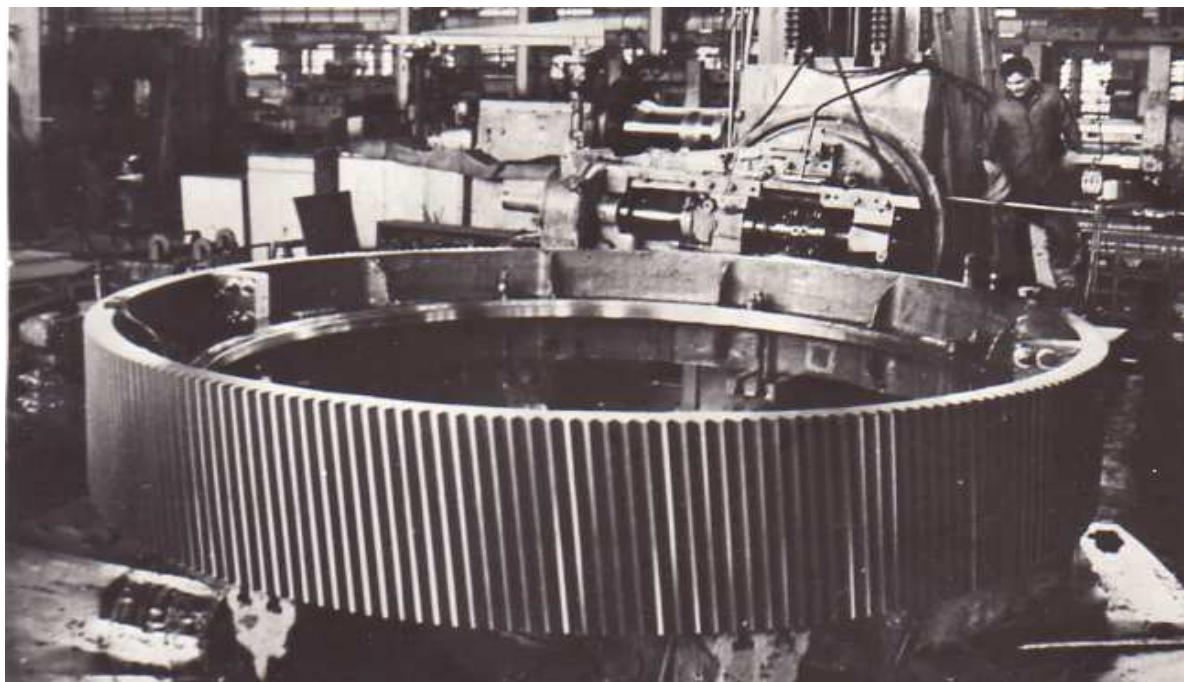


Рис. 6. Обработка ППД зубчатого венца $m = 20$ мм, $z = 244$, $\beta = 5^\circ 38' 02''$, $b = 500$ мм на ОАО СТЗ (г. Сызрань)

Зубья предварительно нарезались на вертикальном зубофрезерном станке мод. 5355С ОАО КЗТС (г. Коломна). Обработка червячным накатником (рис. 7) велась при различных условиях и режимах с тем, чтобы определить оптимальные значения скорости, подачи и усилия обкатки из условий снижения шероховатости.

Характеристика испытаний приведена в таблице 1.

Таблица 1

Результаты производственных испытаний червячных накатников

Номер опыта	Режим обработки			
	n , об/мин.	V , м/мин.	S , мм/об.ст.	P , Н
1	14	17,1	2,54	1 420
2	28	34,2	12	1 420
3	28	34,2	6	1 420
4	28	34,2	7,5	1 420
5	28	34,2	7,5	1 180
6	28	34,2	7,5	950
7	21	24	7,72	740

Потребляемая станком мощность, судя по показаниям амперметра, практически не отличалась от мощности, потребляемой станком на холостом ходу. Для снижения динамических нагрузок, появляющихся при входе роликов в зацепление между корпусами накатника, было вставлено мерное кольцо. Процесс обкатки на всех режимах происходил плавно, без вибраций и ударов.

На первом этапе исследований были назначены экстремальные значения режи-

мов обкатки: $V = 17,1$ м/мин., $V = 34,2$ м/мин., $S = 2,54$ мм/об., $S = 12$ мм/об. и усилие $P = 1\ 650$ Н. Это позволило ускоренно определить диапазон их варьирования.

Визуальный анализ качества поверхностного слоя по показателям шероховатости, наличия следов обработки, образования завалов на торцевых и вершинных участках зубьев показал, что в опыте 1 шероховатость обкатанной поверхности резко снижалась по сравнению с шероховатостью зубьев, полученной в результате чистого зубофрезерования. Наблюдалось образование незначительных наплывов на вершинных участках зубьев (в пределах 0,3...0,4 мм), были заметны блики от оставляемых роликами следов на обработанных поверхностях зубьев.

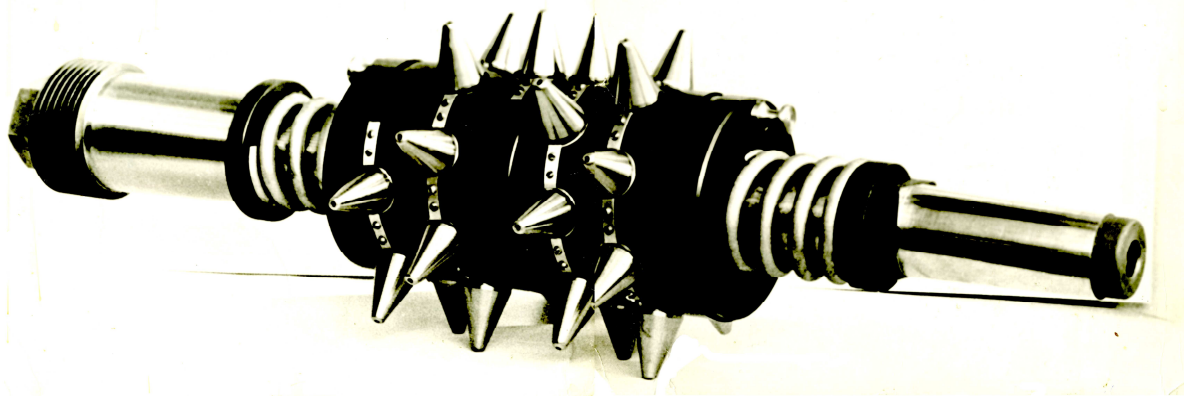


Рис. 7. Червячный накатник $m = 20$ мм с коническими накатными роликами

В настоящее время как отечественная, так и зарубежная промышленность не располагает приборами для комплексного контроля сверхкрупных зубчатых колес. В связи с отсутствием на заводе специальных электронных приборов изменение размеров зубьев после обкатки определялось путем измерения колебания утоняющего смещения зуба и колебание отклонения длины общей нормали. Наибольшее отклонение в сторону уменьшения не превышало 0,05 мм и не выходило за пределы допуска на толщину зуба.

Шероховатость зубьев определялась прибором для контроля шероховатости «Eqwotip».

Исходная шероховатость зубьев после операции чистового зубофрезерования червячной фрезой доходила до $R_z = 35$ мкм, а после обкатки не превышала $R_z = 6,3$ мкм.

В последующих экспериментах (опыты 3...6) изменялись подача, усилие обкатки и величина импульсного напряжения. Снижение подачи до 7,5 мм/об. стола и усилия обкатки до 1 000 Н не снизило качества поверхности зубьев. Учитывая, что техническое состояние станка находится не достаточно высоком уровне для производственного применения, рекомендованы режимы обработки по пункту 7 таблицы 1.

Предлагаемая конструкция накатника позволяет повысить качество обрабатываемой поверхности зубьев колес, исключить закалку и шлифовку зубьев, а также подобрать оптимальный режим обработки для конкретных деталей.

Выводы

Применение червячных накатников позволяет за счет поверхностно-пластического деформирования металла снизить шероховатость боковых поверхностей зубьев до $R_z = 6...8$ мкм, а также повысить их поверхностную твердость на 20...30 %, что благоприятно отражается на эксплуатационных показателях зубчатых передач[1].

Оптимальные режимы обкатки в зависимости от технического состояния тяжелого зубофрезерного станка составляет: подача инструмента $S=7...8$ мм/об; число оборотов накатника $n=20-30$ об/мин; скорость обкатки $V=20-35$ м/мин; усилие обкатки $P=800-1300$ Н.

Диапазоны использования накатников, а также технологические и конструктивные приемы, расширяющие их применение, описаны в работе [1] и аналогичны использованию специальных червячных фрез.

Список литературы

1. Специальные технологии зубообработки крупномодульных закаленных колес: монография / [Ю. В. Тимофеев, В. Ф. Шаповалов, А. А. Ключко и др.]. – Краматорск : ДГМА, 2011. – 128 с.

Рецензент: Гусев В.В.

Надійшла до редколегії: 10.05.2012

Ю.В. ТИМОФЄЄВ, О.М. ШЕЛКОВИЙ, О.О. КЛОЧКО

Харківський національний технічний університет «ХПІ»

В.Ф. ШАПОВАЛОВ, В.І. ПЕЧЕНИЙ

інститут «НІИПТМаш»

ІМПУЛЬСНА ЕЛЕКТРОКОНТАКТНА ТЕХНОЛОГІЯ ЗУБООБРОБКИ ВЕЛИКОГАБАРИТНИХ ЗУБЧАСТИХ ВІНЦІВ НАКАТНИМИ РОЛИКАМИ

У статті запропонований спосіб підвищення поліпшення характеристик поверхневого шару зубів крупномодульних зубчастих вінців, використовуваних у вугле- і рудорозмельних млинах, екскаваторах як фінішна обробка зубів після зубофрезерування імпульсна технологія електроконтактна зубообробки великогабаритних зубчастих вінців накатними роликками поверхнево-пластична деформація. Створені різні конструкції червячних накатників, які працюють методом «обкатки» і встановлюються на важких зубофрезерних верстатах аналогічно червячним фрезам.

Ключові слова: технологія, зубообробка, зубчасті вінці, накатка роликками, якість, поверхневий шар, зубофрезерні верстати.

Y.V. TIMOFEEV, A.N. SHELKOVYU, A.A. KLOCHKO

the Kharkov national technical university of «KHPI»

V.F. SHAPOVALOV, V.I. PECHENUY

institute «NIPTMash»

PULSE TECHNOLOGY ELECTROCONTACT ZUBOBRABOTKI LARGE RING GEAR ROLLING ROLLERS

The method of increase of improvement of descriptions of superficial layer of points of krupnomodul'nykh of toothed crowns, in-use in ugle- and rudorazmol'nykh mills is offered in the article, power-shovels as finish treatment of points after zubofrezerovaniya impulsive elektrokontaktnaya technology of zuboobrabotki of krupnogabaritnykh toothed crowns by nakatnymi rollers superficially is a flowage. The different constructions of worm nakatnikov which work as the method of «rolling» and set on heavy zubofrezernykh machine-tools like worm milling cutters are created.

Keywords: technology, zuboobrabotka, toothed crowns, rolling-up, quality, superficial layer, zubofrezernye machine-tools, rollers.

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

УДК 004.896:621.824

В.А. ЗАЛОГА (д-р техн. наук, проф.)

Р.Н. ЗИНЧЕНКО (канд. техн. наук, доц.)

Сумський державний університет, г. Суми, Україна

АВТОМАТИЗАЦІЯ ПОСТРОЕНІЙ СТУПЕНЧАТОГО ВАЛА В СИСТЕМЕ POWERSHAPE

В работе представлен алгоритм создания ступенчатого вала в системе PowerShape. Основной особенностью алгоритма, есть использование макросов для построения отдельных элементов, которые после объединения формируют необходимую трехмерную модель.

Ключевые слова: автоматизация, макрос, алгоритм, ступенчатый вал, трёхмерная модель.

Введение

Сегодня без компьютерной автоматизации уже невозможно производить современную сложную технику, требующую высокой точности. Во всем мире происходит резкий рост компьютеризации, как на производстве, так и в быту. Внедрение компьютерных и телекоммуникационных технологий повышает эффективность и производительность труда. В наши дни наблюдается быстрое развитие систем автоматизированного проектирования (САПР) в таких отраслях, как авиастроение, автомобилестроение, тяжелое машиностроение и др. САПР в машиностроении используется для проведения конструкторских, технологических работ, в том числе работ по технологической подготовке производства. С помощью САПР выполняется разработка чертежей, производится трехмерное моделирование изделия и процесса сборки, проектируется вспомогательная оснастка, например штампы и пресс-формы, составляется технологическая документация и управляющие программы (УП) для станков с числовым программным управлением (ЧПУ), ведется архив. В настоящее время есть достаточно большое количество компьютерных программ, которые решают полностью или частично эти вопросы. Наиболее известные: Компас, SolidWorks, ProEngineering, AutoCAD, продукты компании Delcam и др.

Наиболее интересным, современным и отвечающим всем требованиям, которые предъявляются для CAD систем, есть система компании Delcam – PowerShape. Данная программа позволяет производить как двухмерное, так и трехмерное моделирование деталей, узлов и изделий в целом. Кроме того, одной из особенностей данного программного продукта есть возможность гибридного поверхностно-твердотельного моделирования деталей. Это перспективное направление компания освоила уже давно. Доказательством перспективности такого подхода есть последовательный переход к поверхностно-твердотельному моделированию и таких программ как Компас, SolidWorks, которые являются одними из лидеров в создании CAD/CAM/CAE систем в Европе и стран СНГ.

Изложение основного материала

Система PowerShape, как и такие системы как Компас, SolidWorks и др. имеет возможность создания на своей базе САПР с помощью макросов и с команд OLE [1],

которые позволяют значительно расширить возможности применения данной системы. Одним из недостатков системы PowerShape можно назвать отсутствие встроенных библиотек для построения как стандартных изделий (болты, винты, гайки и др.), так и специальных деталей, например, деталей типа «валы ступенчатые», которые являются одними из распространенных деталей при создании моделей станков, машин и других изделий.

Данная работа направлена на разработку САПР, средствами системы PowerShape, трехмерных моделей ступенчатых валов.

Работа создания такой САПР направлена на пошаговое проектирование ступенчатого вала. Основная структура ее работы представлена на рис.1.



Рис. 1. Структура работы САПР ступенчатого вала

Основная работа САПР ступенчатого вала, направлена на пошаговый опрос пользователя о параметрах элементарных составляющих - ступеней (рис.2) наружных и внутренних поверхностей.

Любая возможная ступень принятой модели имеет определенные параметры, которые должен указать пользователь. Так, например, для каждой из наружных ступеней представленной на рис.3 модели вала, который имеет три элементарные наружные составляющие - ступени (коническая, цилиндрическая и фасонная (по точкам) ступени) и две элементарные внутренние составляющие (цилиндрическая и коническая ступени), необходимо указать для каждой ступени:

- цилиндрической - длину и диаметр;

- конической – длину, больший и меньший диаметры;
- фасонной – координаты характерных (реперных) точек.



Рис. 2. Элементарные составляющие – ступени

Кроме указанных на рис. 3 элементарных поверхностей может быть и множество других поверхностей - зубья, шлицы, фаски, скругления и др. (см. рис.2). Каждая ступень может иметь свои характерные только для нее дополнительные элементы для построения, при этом либо заданные чертежом, либо такие, которые, исходя из удобства задания, выбираются пользователем. Так, например, фаска может иметь такие параметры, как: а) длину какого-либо катета и величину соответствующего ему угла; б) только длины двух катетов.

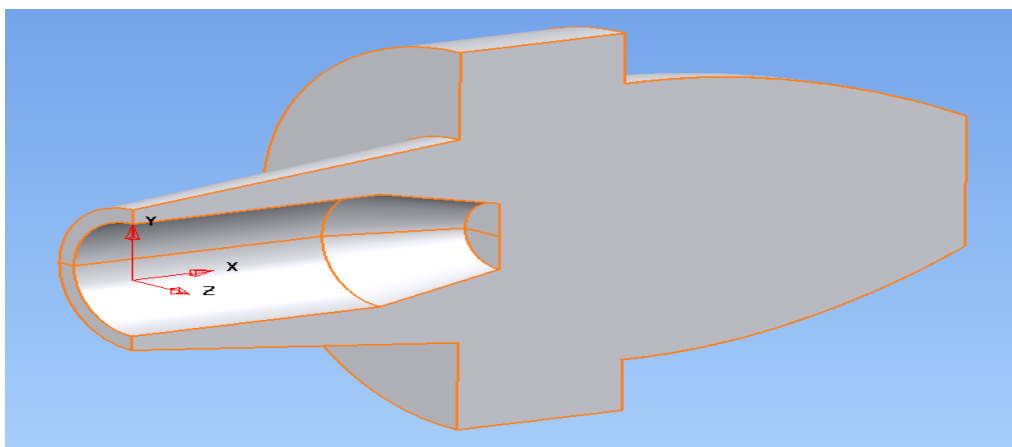


Рис. 3. Пример детали – Ступенчатый вал

Учитывая все вышесказанное, программа, реализующая САПР ступенчатого вала, будет работать по алгоритму, представленному на рис.4.

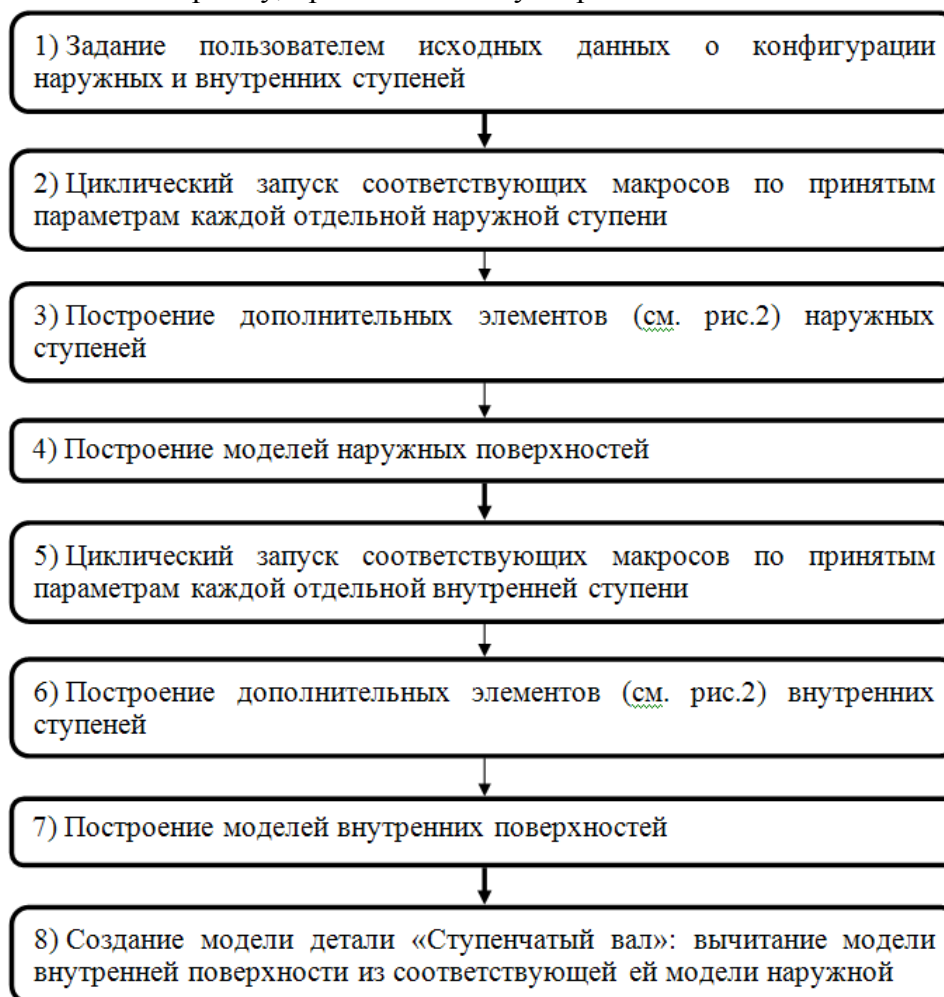


Рис. 4. Алгоритм работы программы реализующей САПР ступенчатого вала

На первом этапе работы программы, пользователю необходимо будет ввести параметры всех внутренних и наружных ступеней. На втором этапе будет произведен циклический перебор всех наружных ступеней с запуском макроса, соответствующего конфигурации данной ступени (рис.5). На третьем этапе запускаются макросы (рис.6) для создания дополнительных элементов для каждой наружной ступени (скругления, фаски, пазы под шпонку и т.д.). На четвертом этапе, все модели ступеней объединяются в одну модель наружной поверхности всей детали. На пятом, шестом и седьмом этапах, повторяется циклическое создание моделей ступеней с дополнительными элементами и их объединение в модель, но уже для внутренних поверхностей детали. И, на последнем этапе производится булева операция вычитания модели внутренней поверхности из соответствующей ей наружной поверхности модели.

Запуск макроса на выполнение производится в командном окне программы PowerShare, с помощью команды:

```
macro run name_of_file.mac var1 var2 ... varn
```

где, var1, var2, ..., varn – значения переменных, которые будут использоваться при выполнении макроса. При этом все переменные в макросе должны быть описаны в начале макроса по приведенному ниже формату:

```

    ARGS{
    TYPE var1
    TYPE var2

```

```

    ...
    TYPE varn
    } Текст макроса

```

где TYPE – это один из типов переменных INT, REAL или STRING [2],
name_of_file.mac – имя макроса, который необходимо запустить на выполнение.

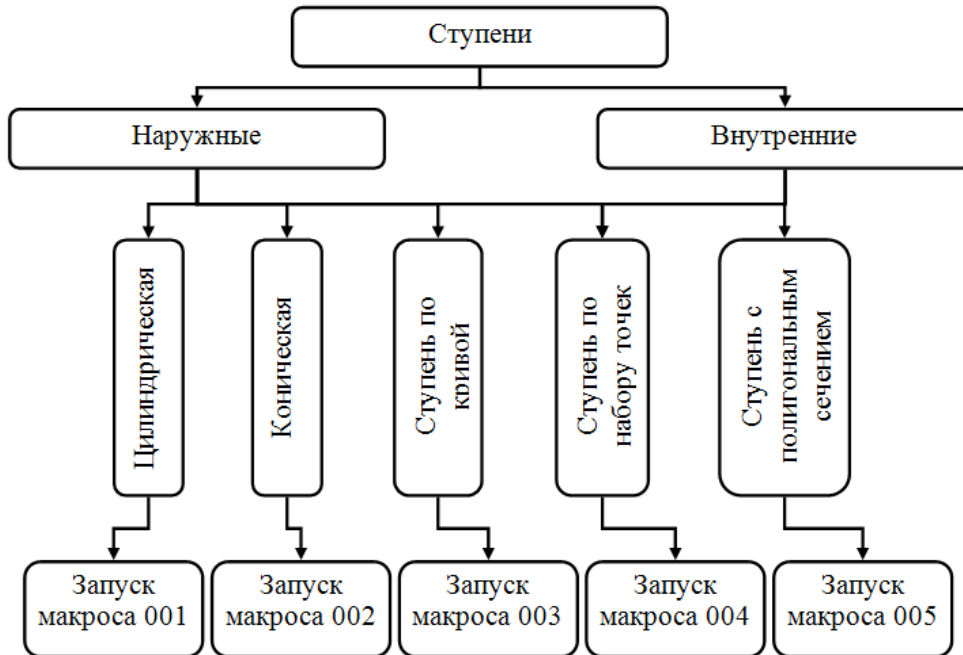


Рис. 5. Запуск соответствующих макросов для создания ступеней

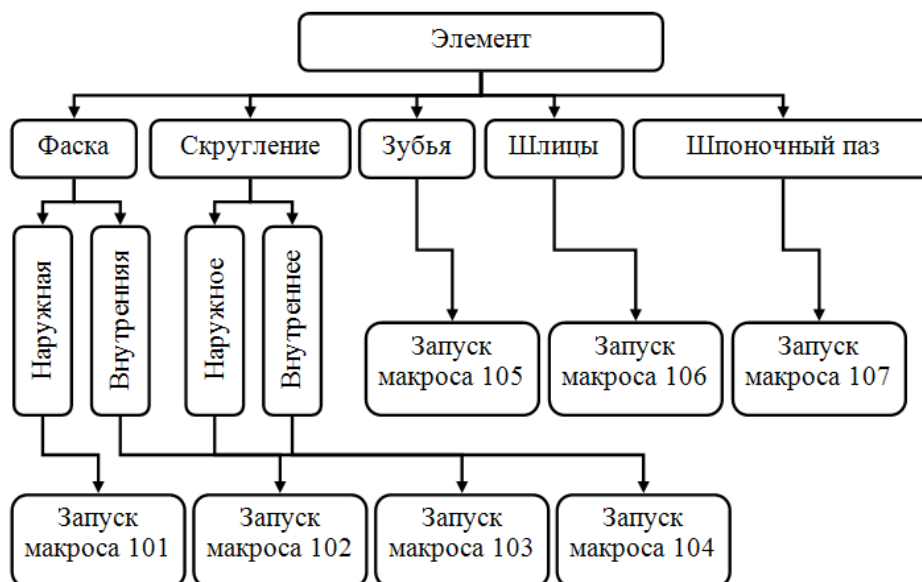


Рис. 6. Запуск соответствующих макросов для создания элементов ступени

Для запуска макроса из объектно-ориентированного языка программирования, необходимо использовать следующую команду:

P.Exec('macro run name_of_file.mac var1 var2 ... varn');

где P.Exec() – это, формат передачи команд системе PowerShape, используя технологию OLE (см. [1]).

Ниже приведен текст макроса «Макрос 001» для построения простой цилиндрической ступени.

```

ARGS{
REAL D
REAL L
}
//точка 1
LET $P_1_x=0
LET $P_1_y=0
//точка 2
LET $P_2_x=0
LET $P_2_y=$D/2
//точка 3
LET $P_3_x=$L
LET $P_3_y=$D/2
//точка 4
LET $P_4_x=$L
LET $P_4_y=0
//построение линии 1
LET $L1_x=$P_2_x-$P_1_x
LET $L1_y=$P_2_y-$P_1_y
CREATE LINE SINGLE
$P_1_x $P_1_y 0
$L1_x $L1_y 0
MODIFY
Name line_1
ACCEPT
SELECT
//построение линии 2
LET $L2_x=$P_3_x-$P_2_x
LET $L2_y=$P_3_y-$P_2_y
CREATE LINE SINGLE
$P_2_x $P_2_y 0
$L2_x $L2_y 0
MODIFY
Name line_2
ACCEPT
SELECT
//построение линии 3
LET $L3_x=$P_4_x-$P_3_x
LET $L3_y=$P_4_y-$P_3_y
CREATE LINE SINGLE
$P_3_x $P_3_y 0
$L3_x $L3_y 0
MODIFY
Name line_3
ACCEPT
SELECT
//построение линии 4
LET $L4_x=$P_1_x-$P_4_x
LET $L4_y=$P_1_y-$P_4_y
CREATE LINE SINGLE
$P_4_x $P_4_y 0
$L4_x $L4_y 0
MODIFY
Name line_4
ACCEPT
SELECT
// выделение линий
add line "line_1"
add line "line_2"
add line "line_3"
add line "line_4"
// создание тела вращения
PRINCIPALPLANE YZ
CREATE SOLID REVOLUTION
Modify
Name Body
Accept
Select
Select clearlist

```

Для запуска этого макроса из Delphi, и построения ступени диаметром 10мм, и длиной 20мм, необходимо написать команду:

P.Exec('macro run макрос001.мас 10 20');

Выводы

В результате выполнения работы, была разработана программа на объектно-ориентированном языке программирования Delphi, которая реализует САПР детали – ступенчатый вал, и методика построения самого вала. Основной особенностью данного подхода является то, что для каждого элемента ступени, был разработан отдельный макрос, который с определенными параметрами запускает на выполнение главная программа, которая написана на языке Delphi. Такой подход позволяет делать изменения прямо в структуре самого макроса, и также добавлять новые возможности в программу методом создания новых макросов, реализующие как новые возможные ступени, так и элементы для этих ступеней.

Список литературы

1. Залога В.А. Библиотека автоматизации построений и создания САПР в системе POWERSHAPE с использованием объектно-ориентированного языка программирования DELPHI / В.А. Залога, Р.Н. Зинченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2010. – Вип. 26. – С. 239–247.
2. Справочное руководство системы PowerShape.

*Рецензент: Гусев В.В.
20.03.2012.*

Надійшла до редколегії

**В.О. ЗАЛОГА
Р.М. ЗИНЧЕНКО**

Сумський державний університет

АВТОМАТИЗАЦІЯ ПОБУДОВИ СТУПЕНЕВОГО ВАЛА В СИСТЕМІ POWERSHAPE

У роботі запропоновано алгоритм створення ступеневого вала у системі PowerShape. Головною відмінністю алгоритму, є використання макросів для побудови окремих елементів, які після об'єднання формують необхідну тривимірну модель.

Ключові слова: автоматизація, макрос, алгоритм, ступеневий вал, тривимірна модель.

**V.O. ZALOHA
R.M. ZINCHENKO**
Sumy State University

AUTOMATION OF CONSTRUCTION OF MULTIDIAMETER SHAFT IN POWERSHAPE SYSTEM

In this paper we present an algorithm for creating a multidiameter shaft in PowerShape. The basic feature of the algorithm is the use of macros to build discrete elements, which after the integration form the necessary 3D solid model.

Keywords: automation, macros, algorithm, multidiameter shaft, 3D solid model.

УДК 621.951.7: 004.896

О.В. МИРОШНИЧЕНКО (канд. техн. наук, доц.) lab_os_instr@mail.ru**В.А. ВОЛОЩУК** (маг.)

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

АВТОМАТИЗАЦІЯ РОЗРАХУНКУ ТА ПОБУДОВИ РОЗВЕРТОК ЗА ДОПОМОГОЮ CAD СИСТЕМИ POWER SHAPE

У роботі запропоновано алгоритм створення машинних розверток у системі Power Shape. Головною відмінною рисою алгоритму є використання макросів для побудови елементів інструмента. Після об'єднання елементів інструмента формується його твердотільна тривимірна модель.

Ключові слова: автоматизація, розвертка, макрос, модель інструменту, алгоритм, хвостовик.

Вступ

У теперішній час САД-системи знайшли широке застосування в інструментальному виробництві машинобудівних підприємств. Проте ефективність їх використання ще не достатня. Як правило, вони відіграють роль електронного аналога кульмана. Значний обсяг розрахунків, необхідних для проектування металообробного інструменту, виконується або на калькуляторах, або з використанням комп'ютерних програм, наприклад електронних таблиць.

Спроби поєднати проектні розрахунки металообробних інструментів з їх комп'ютерними кресленнями робилися давно. Як правило, ця інтеграція досягалася шляхом створення програмних модулів, написаних на спеціалізованих (наприклад, Autolisp) або універсальних (наприклад, C++) мовах програмування. Проте розробка і модернізація даних модулів вельми трудомістка і вимагає від розробників глибоких знань не тільки у предметній області, але і у програмуванні. У зв'язку з цим подібні програми до цих пір не знайшли широкого застосування на виробництві.

Структуру задач конструювання різального інструмента можна представити як автономну систему проектних програмних модулів (ППМ) за окремими напрямками, рис. 1.

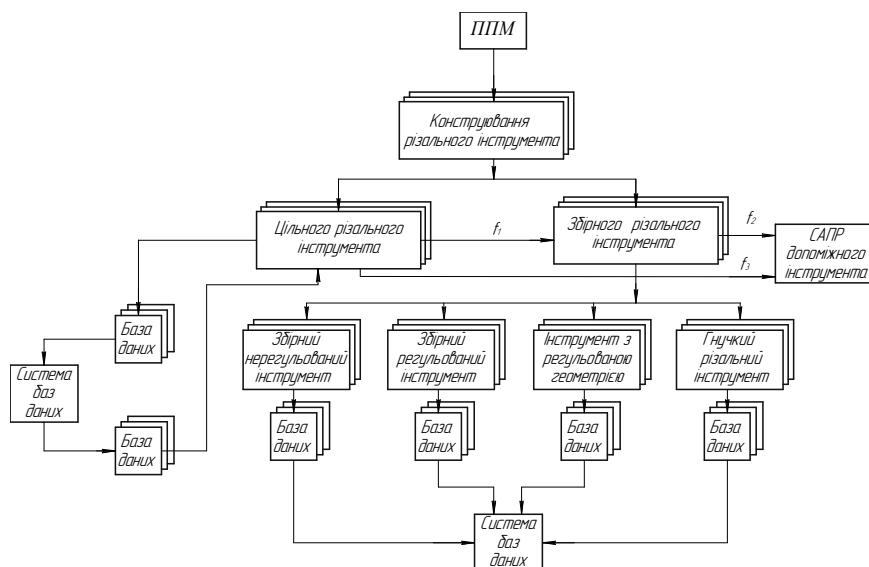


Рис. 1. Структура ППМ для конструювання різального інструмента, [1]

На рис. 1 окремі ППМ включають ряд характеристик: номенклатура інструментів, діапазони їх розмірів, матеріал інструментів та інші параметри, тобто коротку характеристику САПР різального інструменту (PI). При розробці конкретних САПР PI цільно об'єднувати в групи цільні лезові інструменти, що дозволить використовувати для них однакові проектно-розрахункові модулі. Також слід зазначити, що бази даних цільного різального інструменту використовуються при створенні САПР допоміжного інструмента і являються частиною ППМ збірного інструмента. Таким чином для створення ППМ для конструювання різального інструмента на першому етапі необхідно розробити бази даних цільних інструментів. Найбільш актуально проблема створення САПР PI стоїть при конструюванні осьових різальних інструментів (свердло, зенкер, розвертка). Найбільш простою, з точки зору геометрії, є розвертка, тому на першому етапі розглянемо алгоритм створення саме цього інструмента. 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 CAD систем, є продукт Power Shape компанії Delcam. Головною рисою системи Power Shape є можливість поверхнево-твердотільного моделювання.

Основний зміст роботи

В основі розробляємої САПР PI лежать макроси та команди OLE [2]. DELCAM Power Shape має вбудовану програму для запису та повного відтворення макросів.

Побудова моделі інструмента починається з блоку введення даних. Він забезпечує збір та подальшу обробку початкових даних, таких як діаметр отвору, глибина, тип отвору та оброблюваний матеріал.

Це забезпечується командами *INPUT NUMBER* та *INPUT QUERY*. Так за допомогою команди *INPUT NUMBER* 'Діаметр отверстия' *\$DO* виводиться діалогове вікно в якому необхідно ввести значення діаметру отвору. Це значення присвоюється перемінній *\$DO* в подальших розрахунках. Для контролю вихідних даних використовується команда *PRINT '\$DO='\$DO'мм'*, за допомогою якої в командному вікні Power Shape відображається значення усіх введених величин.

Після вводу всіх необхідних даних починається розрахунок значень для побудови моделі. Після того як розраховано всі необхідні дані починається побудова моделі. В кінці роботи макроса файл з побудованою розверткою зберігається на комп'ютері за шляхом *C:\Reamers* та видається попередження, що необхідно зберегти файл в директорію користувача для попередження втрати отриманих результатів. Також наприкінці роботи макроса, при необхідності, користувач може подивитись розраховані параметри в командному вікні Power Shape.

Наступним шагом є створення заздалегідь розрахованих точок, з яких в подальшій роботі буде утворено профіль зубців розвертки (рис.2).

Створення точок виконується командою - *create point*.

Після побудови всіх необхідних точок використовується команда - *select clearlist*. Ця команда відміняє обрану раніше команду для створення точок і знімає виділення з останньої створеної точки.

За створення ліній відповідає команда *CREATE LINE*.

Для цієї команди існує декілька варіацій, наприклад:

- *Single* – створення однієї лінії;
- *Continuous* – створення декількох ліній послідовно.

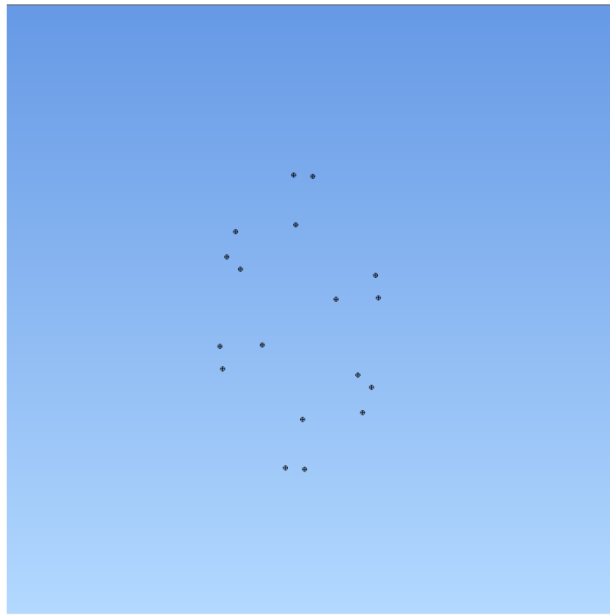


Рис. 2. Побудова точок різальної частини розвертки

Нижче наведено приклад побудови лінії, що з'єднує дві задалегідь побудовані точки та надання їй імені Z04 (рис. 3).

```
CREATE LINE SINGLE
```

```
-0.95 2.62 $LN
```

```
-0.76 2.08 0
```

```
Modify
```

```
Name Z04
```

```
ACCEPT
```

```
Select
```

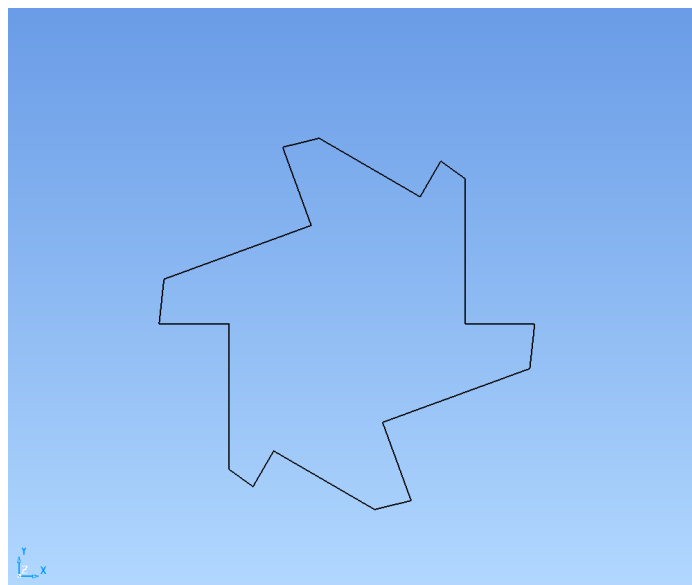


Рис. 3. Побудова контуру різальної частини розвертки

Після проведення вищезазначених команд отримується контур різальної частини розвертки. Для об'єднання отриманих ліній в тіло розвертки використовується команда - *create solid*.

Але для створення тіла необхідно заздалегідь обрати елементи, з яких буде створюватись поверхня. Вибір елементів забезпечують команди *add Line*, *add Symbol* для вибору лінії та точки відповідно. В цілому команда по створенню поверхні має вигляд:

```
$$ add Line "Z01"
```

```
.....
```

```
$$ add Line "N"
```

```
create solid extrusion
```

```
Modify
```

```
Name Solid1
```

```
Length $l
```

```
Neglength $L
```

```
Accept
```

```
select clearlist
```

Команди *Length* та *Neglength* відповідають за довжину тіла в прямому і зворотному напрямку відповідно.

Після виконання цієї команди отримується побудоване тіло розвертки (рис. 4), після чого необхідно утворити забірну частину. Забірна частина утворюється шляхом побудови та подальшого відймання від тіла розвертки циліндру з внутрішнім конічним отвором. Це, по суті, є симуляція процесу заточування розвертки. Ця частина утворюється шляхом побудови циліндру, заздалегідь більшого по розміру ніж тіло розвертки, та конусу, який по розмірам повністю співпадає з забірною частиною розвертки. В цілому команда по створенню поверхні має вигляд:

```
CREATE SOLID CYLINDER
```

```
X Y Z
```

```
Select
```

```
MODIFY
```

```
NAME NAME1
```

```
DIMENSION R
```

```
LENGTH L
```

```
ACCEPT
```

```
CREATE SOLID CONE
```

```
CONE
```

```
X Y Z
```

```
Select
```

```
Modify
```

```
NAME NAME2
```

```
TOP_RADIUS R
```

```
BASE_RADIUS R
```

```
LENGTH L
```

```
ACCEPT
```

```
Select
```

Потім за допомогою Булевої операції відймання конус відймається від циліндра. Результат зображено на рисунку 5, а команда по створенню поверхні має вигляд:

```
ADD SOLID OBJECT NAME1
```

```
TreeEdit
```

```
Modify Activate  
Select clearlist  
add solid "NAME2"  
CREATE FEATURE SUBTRACTION  
select clearlist
```

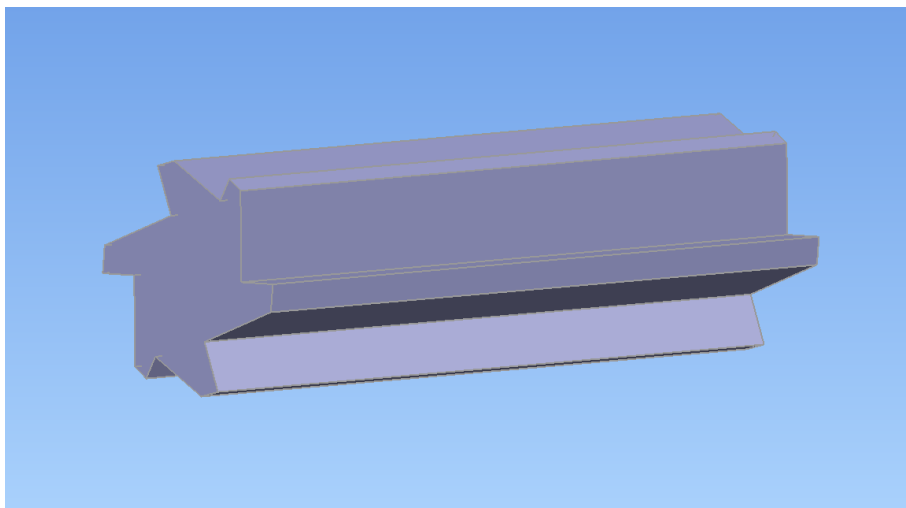


Рис. 4. Побудова тіла розвертки

В результаті отримується тіло розвертки з побудованою різальною та калібруючою частинами (рис. 5).

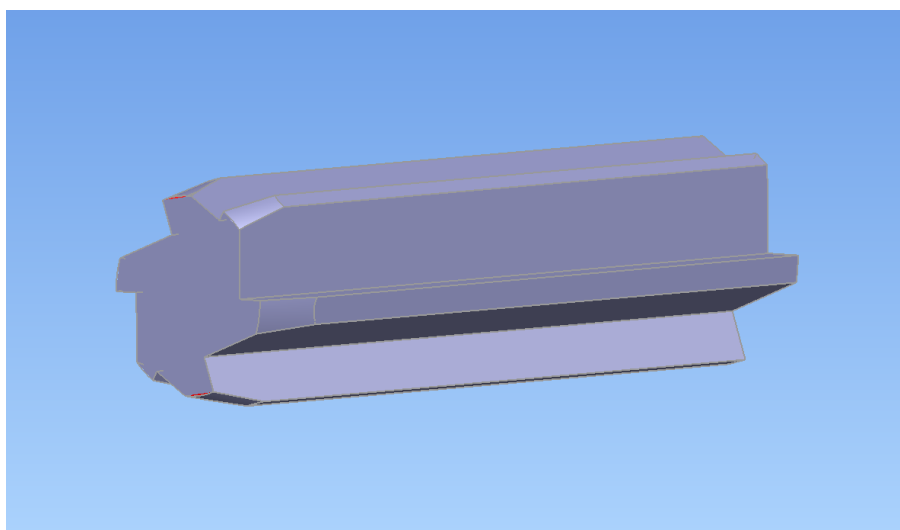


Рис. 5. Побудоване тіло розвертки

Наступним шагом є створення шийки та хвостовика розвертки. Шийка (рис. 6) створюється підкомандою *CYLINDER* команди *CREATE SOLID*. Нижче наведено приклад створення шийки розвертки радіусом 2,5 мм, довжиною 15 мм, та з центром в точці 0, 0, -65:

```
CREATE SOLID  
CYLINDER  
DIMENSION 2,5  
LENGTH 15
```

PAGE 2
X 0
Y 0
Z -65
ACCEPT

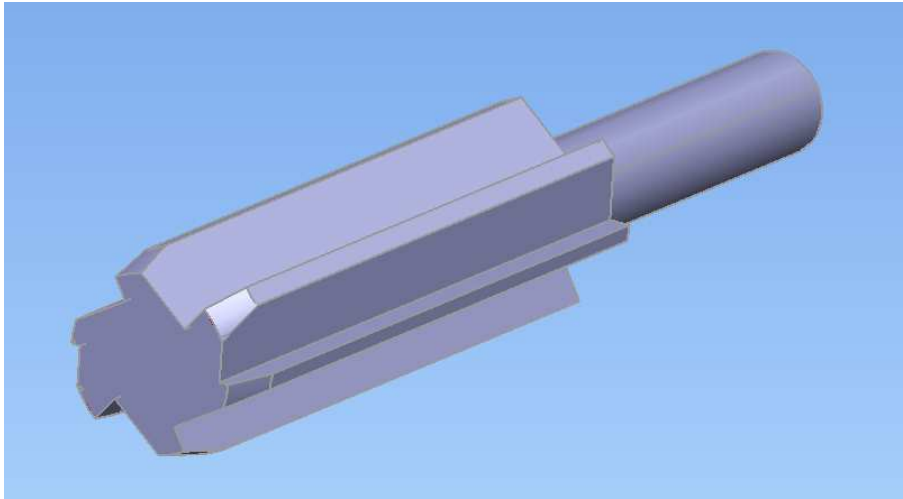


Рис. 6. Побудова шийки розвертки

Таким же чином утворюється тіло циліндричного хвостовика в якому в подальшому буде зроблено отвір (рис. 7).

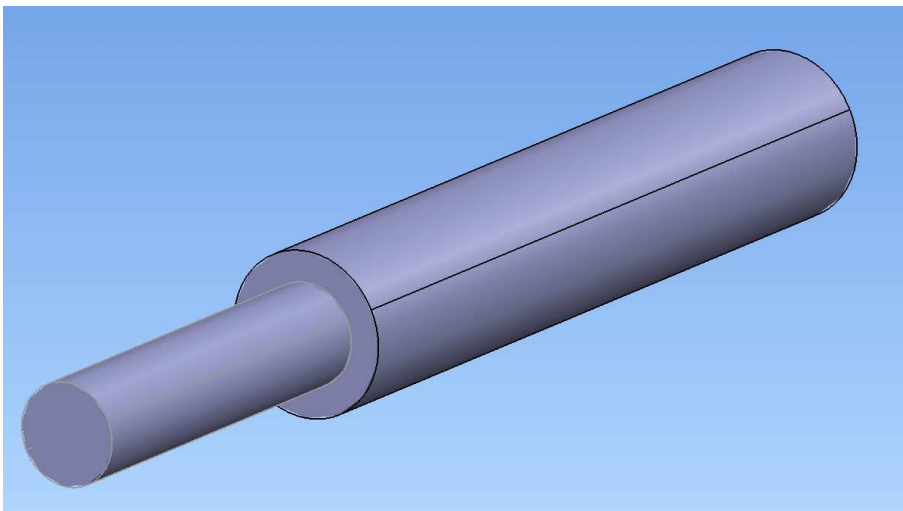


Рис.7. Побудова хвостовика розвертки

CREATE SOLID
CYLINDER
DIMENSION 1,5
LENGTH 10
PAGE 2
X 0
Y 0
Z -80
XTWIST CALCULATOR

EXPRESSION 9
EXPRESSION 90
ACCEPT

Після отримання об'єму відіймаємо його від тіла хвостовика з допомогою команди *CREATE FEATURE SUBTRACTION* (рис. 8).

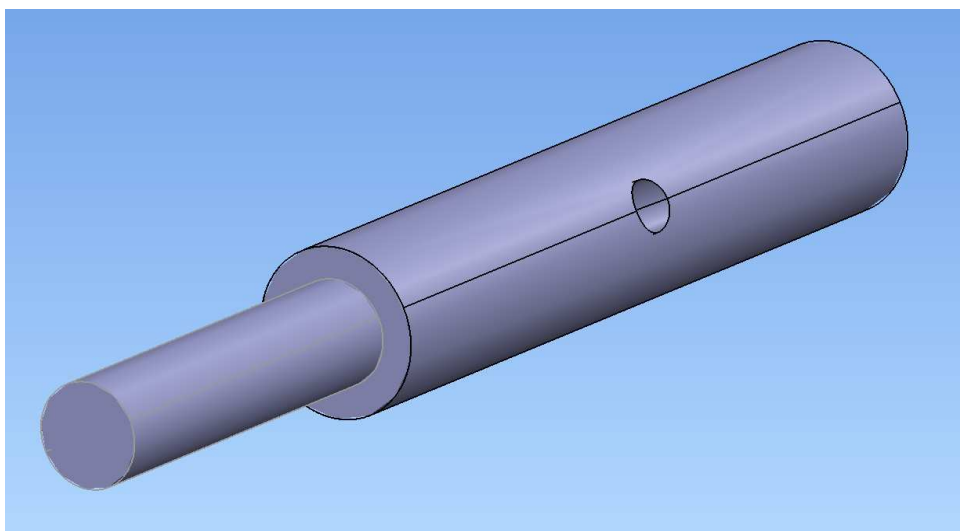


Рис. 8. Утворення отвору у циліндричному хвостовику

Останньою командою є утворення осьових отворів в тілі розвертки (рис. 9). Після виконання всіх цих команд отримуємо 3D модель розвертки.

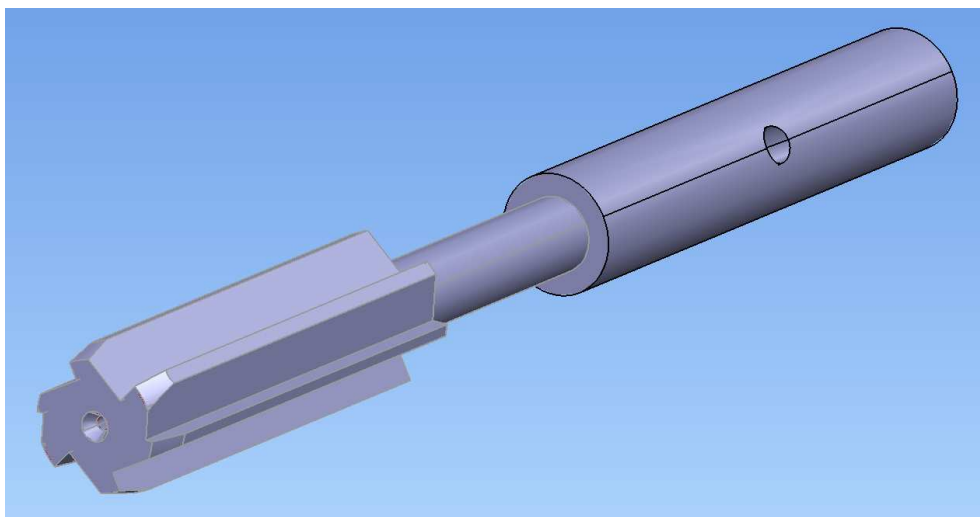


Рис. 9. Утворення осьових отворів в тілі розвертки

При автоматизації побудови розверток у CAD системі Power Shape були виявлені наступні проблеми:

- Delcam Power Shape має закритий вихідний код, тому зміна будь яких компонентів програми неможлива;
- відсутність будь якої інформації по приєднанню сторонніх програм-плагінів через OLE інтерфейс. Це створює певні перешкоди при створенні САПР;

- сумісність роботи як з різними операційними системами так і з різними версіями програми.

Висновки

В результаті виконання роботи, була розроблена програма, що реалізує САПР РІ – розвертка машинна, та методика побудови самого інструмента. Для розверток з рівномірним та нерівномірним розподілом зубців в діапазоні від 6 до 24 мм були розроблені макроси. Макроси запускає на виконання головна програма. Такий підхід дозволяє корегувати макроси, створювати нові макроси для інших цільних осьових інструментів а також створювати нові макроси для побудови збірних осьових інструментів.

Список літератури

1. Автоматизированное проектирование режущего инструмента [Электронный ресурс] – 2009. – Режим доступа: <http://chpus.ru/avto-proektirovanie-rezhushhego-instrumenta-1.html>

2. Залога В.А. Библиотека автоматизации построений и создания САПР в системе POWERSHAPE с использованием объектно-ориентированного языка программирования DELPHI / В.А. Залога, Р.Н. Зинченко // Надійність інструменту та оптимізація технологічних систем. – 2010. – Вип. 26. – С. 239–247.

Рецензент: Гусєв В.В.

Надійшла до редколегії 10.02.2012

А.В. МИРОШНИЧЕНКО

В.А. ВОЛОЩУК

Донецкий национальный технический университет

АВТОМАТИЗАЦИЯ РАСЧЁТА И ПОСТРОЕНИЯ РАЗВЁРТОК С ПОМОЩЬЮ САД СИСТЕМЫ POWER SHAPE

В работе предложен алгоритм создания машинных развёрток в системе Power Shape. Главной отличительной чертой алгоритма является использование макросов для построения элементов инструмента. После объединения элементов инструмента формируется его твердотельная трёхмерная модель.

Ключевые слова: автоматизация, развертка, макрос, модель инструмента, алгоритм, хвостовик.

A.V. MIROSHNICHENKO

V.A. VOLOSCHUK

Donetsk National Technical University

AUTOMATION OF CALCULATION AND CONSTRUCTION OF REAMERS BY MEANS OF POWER SHAPE CAD SYSTEM

In this paper the algorithm of construction of machine reamers in Power Shape system is proposed. The basic distinguishing feature of the algorithm is the use of macros to build tool elements. After the combining of tool elements the 3D solid model of tool is forming.

Keywords: automation, reamer, macros, tool model, algorithm, tool rear.

УДК 621.9.01

А.Г. ДЕРЕВЯНЧЕНКО (д-р техн. наук, проф.) alder50@mail.ru**А.С. СИНЬКОВСКИЙ** (канд. техн. наук, доц.)**Е.В. КОСС** (канд. техн. наук, доц.)**А.О. ДОЛИНСКИЙ** (студ.)

ОНПУ, г. Одесса, Украина

ФОРМИРОВАНИЕ И АНАЛИЗ 3Д – МОДЕЛЕЙ РЕЖУЩИХ КРОМОК РЕЗЦОВ ПРЕЦИЗИОННОЙ ОБРАБОТКИ

Разработаны подходы к формированию и анализу 3Д – моделей режущих кромок резцов прецизионной обработки. Они обеспечивают формирование комплекса параметров состояний РК.

Ключевые слова: режущие кромки; 3Д – модели, дефекты; распознавание.

Введение

Непрерывный рост требований к качеству обработки на станках класса ГПМ обуславливает необходимость создания систем поддержания работоспособности режущих инструментов (РИ) [1]. Режущие инструменты в структуре ГПМ относятся к объектам повышенного контроля, поскольку, вследствие интенсивного износа они быстро теряют работоспособность и переходят в состояние отказа. Изнашивание РИ сопровождается существенными формоизменениями режущих кромок (РК), причем каждому классу формоизменений соответствует определенная модель отказа инструмента. Параметры формоизменений целесообразно измерять в 3-хмерных системах координат РИ. Поэтому разработка подхода к формированию 3Д – моделей РК, их анализу и выявлению дефектов кромок представляется актуальной. Целью работы является изложение элементов подхода к формированию 3Д – моделей РК, их анализу и выявлению дефектов кромок.

Основная часть

Распознавание классов формоизменений РК особенно актуально в условиях финишной обработки. При чистовом точении становится необходимой оценка формоизменений РК резцов с использованием систем прямого контроля, использующих контактные или оптические датчики. Такие системы рассмотрены нами в [1]. В соответствии с этой работой по тексту статьи приводятся обозначения поверхностей и РК резцов, их первичных и вторичных образов, формируемых при контроле. Изложим несколько подходов к построению моделей РК.

Первый подход к формированию комплексных моделей РК производится с использованием так называемого трехгранника Френе. Этот трехгранник [2] в заданной точке РК (вторичного образа, пространственной модели РК - $O_2^{L_3^T(I)}$) образуют 3 взаимно перпендикулярные плоскости: Q' , R' , N' - соприкасающаяся, спрямляющая и нормальная (рис. 1). Если $O_2^{L_3^T(I)}$ задается как след пересечения двух проецирующих поверхностей - Q_1 , Q_2 , то уравнения элементов трехгранника (касательной и нормали) можно записать в общем виде:

$$\begin{array}{c|c} X-x & \\ \hline \delta Q_1^{L_3^T} & \delta Q_1^{L_3^T} \\ \hline \delta y & \delta z \\ \hline \delta Q_2^{L_3^T} & \delta Q_2^{L_3^T} \\ \hline \delta y & \delta z \end{array} = \begin{array}{c|c} Y-y & \\ \hline \delta Q_1^{L_3^T} & \delta Q_1^{L_3^T} \\ \hline \delta z & \delta x \\ \hline \delta Q_2^{L_3^T} & \delta Q_2^{L_3^T} \\ \hline \delta z & \delta x \end{array} = \begin{array}{c|c} Z-z & \\ \hline \delta Q_1^{L_3^T} & \delta Q_1^{L_3^T} \\ \hline \delta x & \delta y \\ \hline \delta Q_2^{L_3^T} & \delta Q_2^{L_3^T} \\ \hline \delta x & \delta y \end{array}$$

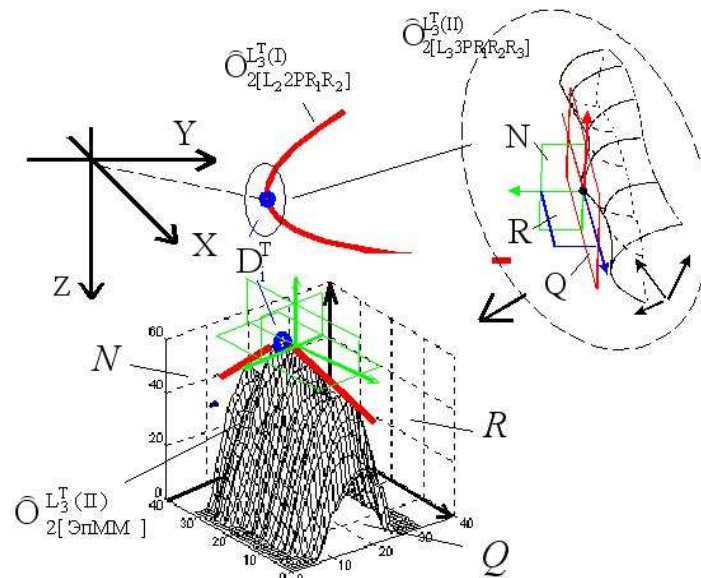


Рис. 1. Трехгранник Френе как элемент, объединяющий 2 класса моделей режущих кромок РИ.

Сопровождающий, подвижный трехгранник “движется” при контроле вдоль РК вместе с текущей точкой, занимая каждый раз новое положение, обусловленное состоянием (макрогеометрией) участка РК. После формирования $\hat{O}_{2[L_2, 2PR_1, R_2]}^{L_3^T(I)}$ на стенде с управлением установочными перемещениями РИ от ПЭВМ для заданной i -й точки РК (D_i^T) рассчитываются параметры трехгранников и производится коррекция положения РИ, обеспечивающая оптимальные условия регистрации прообразов для участка РК в окрестностях D_i^T . В рамках соответствующего эталонного метода на уровне микрогеометрии формируется эмпирическая модель РК в виде нелинейчатой поверхности с образующими переменного вида (и переменной формы) или как топографическая поверхность с точечным каркасом. Основой для его построения являются три ортогональные плоскости Q, R, N (плоскости Q и Q', R и R', N и N' попарно параллельны) прямоугольного параллелепипеда, “отсекающего” участок РК. Они образуют ортогональный базис U, V, W.

При контроле РИ контактным методом прообразами $\hat{O}_{2(\varepsilon)}^{L_3^T(II)}$ являются сечения РК набором плоскостей:

$$S_{N_i}^{L_3^T} = \{u_{i1}^T, u_{i2}^T, \dots, u_{in}^T\} \quad (1)$$

$$O_2^{L_3^T}(II) = \left\{ S_{N_1}^{L_3^T}, S_{N_2}^{L_3^T}, \dots, S_{N_i}^{L_3^T}, \dots, S_{N_n}^{L_3^T} \right\} \quad (2)$$

Использование трехгранника Френе позволяет объединять 2 класса моделей режущих кромок РК, определять наилучшие условия для оценки способности текущих участков режущей кромки выполнять обработку резанием.

Согласно второму подходу представляет особый интерес формирование моделей и оценка состояний РК не с помощью метода сечений (который в основном реализуем в условиях стендового контроля), а с использованием оперативного метода контроля. Он основан на регистрации набора проекций РК и позволяет выполнять соответствующие измерения как в лабораторных, так и в производственных условиях. Время его реализации на порядок меньше, чем у рассмотренного метода сечений.

Основные зависимости, описывающие процессы формирования первичных и вторичных образов режущих кромок с использованием данного подхода выглядят следующим образом:

$$\begin{Bmatrix} q_1 \\ q_2 \\ q_3 \end{Bmatrix} : L_3 \rightarrow \begin{Bmatrix} P_{R_1}^{L_3} \\ P_{R_2}^{L_3} \\ P_{R_3}^{L_3} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

$$V_{L_3 \text{ } 3PR_1R_2R_3} : \begin{Bmatrix} P_{R_1}^{L_3} \\ P_{R_2}^{L_3} \\ P_{R_3}^{L_3} \end{Bmatrix} \rightarrow \begin{Bmatrix} O_{21}^{L_3} \\ O_{22}^{L_3} \\ O_{23}^{L_3} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

Схематическое представление операции формирования системы первичных образов исследуемого участка режущей кромки представлено на рис. 2.а.

Запишем соотношения, определяющие систему вторичных образов контролируемого элемента:

$$V : \begin{Bmatrix} O_{21}^{L_3^T}(I) \\ O_{22}^{L_3^T}(I) \\ O_{23}^{L_3^T}(I) \end{Bmatrix} \rightarrow O_2^{L_3^T}(II) \quad (5)$$

$$O_2^{L_3^T}(II) = \left\{ O_{21}^{L_3^T}(II), O_{22}^{L_3^T}(II), \dots, O_{2n}^{L_3^T}(II) \right\} \quad (6)$$

$$O_{2i}^{L_3^T}(II) = \{ i, N_i, x_i^T, y_i^T, z_i^T, \rho_i^T, \} \quad (7)$$

В состав набора последовательно входят номер текущей точки участка РК, число выделенных точек, ее координаты в системе координат инструмента, текущее значение радиуса округления режущей кромки. В силу того обстоятельства, что вторичные образы участка кромки не принадлежат ее поверхности, возникает необходи-

мость их коррекции и выбора единственного образа, определяющего макрогеометрию кромки:

$$\Omega: O_{21}^{L_3^T(I)} \rightarrow \widehat{O}_{22}^{L_3^T(II)} \quad (8)$$

Графические представления преобразований (3) - (8) приведены на рис. 2.б-г. (б - формирование множества вторичных образов контролируемого элемента (участка режущей кромки); в - преобразование вторичного образа контролируемого элемента: от трех пространственных линий - к нелинейчатой поверхности с образующими постоянного вида; г - коррекция вторичного образа контролируемого элемента). Римские индексы (I, II) при символах определяют элементы, характеризующие соответственно макрогеометрию и микрогеометрию участка режущей кромки.

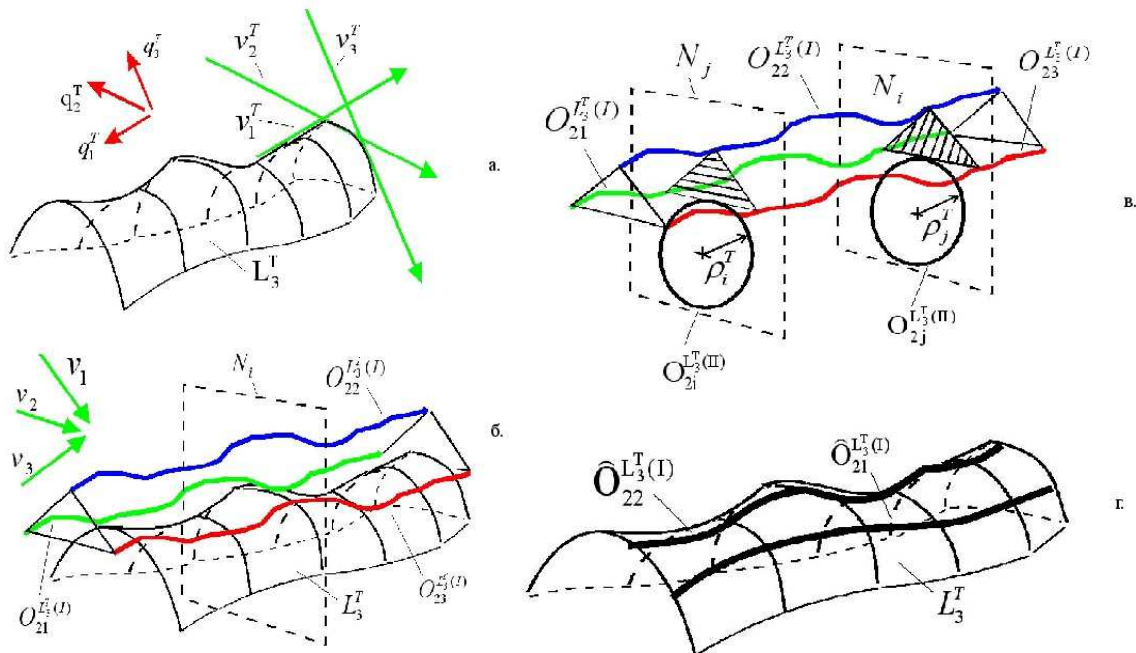


Рис. 2. Этапы преобразования образов РК и формирования ее 3Д - модели.

Реализация рассмотренного метода оценки состояния инструмента позволит определять параметры макро- и микрогеометрии режущей кромки, определять текущие значения толщин срезаемого слоя, сопоставлять их с минимально допустимым значением толщины, с текущими значениями радиуса округления. Это обеспечит уточненную оценку способности инструмента выполнять обработку резанием.

Определим классы геометрических моделей контролируемого элемента (режущей кромки), формируемые на различных этапах реализации метода :

1. Нелинейчатая поверхность с "тремя направляющими" и с образующей переменного вида - по классификации акад. С.А.Фролова [2]. Ей соответствует определитель вида:

$$\Phi(O_{21}^{L_3^T(I)}, O_{22}^{L_3^T(I)}, O_{23}^{L_3^T(I)}; O_{21}^{L_3^T(II)})[N]$$

где N - закон (алгоритм) формирования поверхности (здесь - совокупность сечений режущей кромки рядом параллельных плоскостей);

2. Нелинейчатая поверхность с одной направляющей и с образующей переменного вида. Определитель:

$$\Phi(\widehat{O}_{21}^{L_3^T(I)}; O_2^{L_3^T(II)})[N]$$

3. Нелинейчатая поверхность с одной направляющей и с образующей переменного вида, и сопрягаемые с ней линейчатые поверхности.

Граф, отображающий этапы формирования системы вторичных образов режущей кромки, построенный в соответствии с обобщенной моделью контроля состояний режущей части инструмента[1], представлен на рис.3. Графические представления перечисленных моделей последовательно представлены на рис. 4.. а - в.

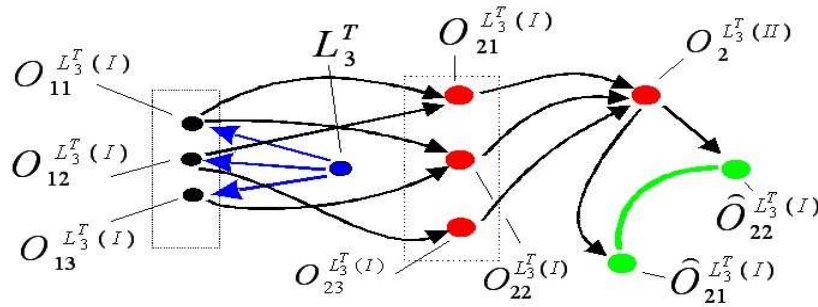


Рис. 3. Схематическое представление операции формирования системы первичных и вторичных образов (3Д - моделей) исследуемого участка РК

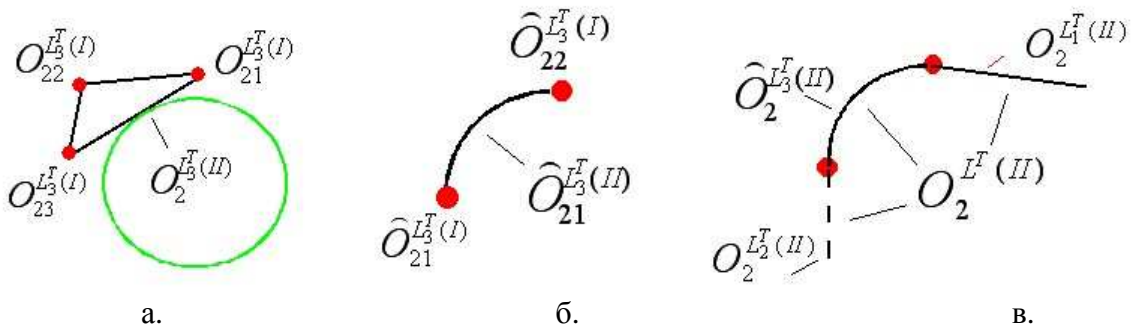


Рис.4 . Граф, отображающий последовательность формирования системы 3Д – моделей РК по наборам проекций РК.

Рассмотрим некоторые практические результаты формирования моделей. На рис.5 приведены топограммы участков РК резца из твердого сплава Т15К6. Она построены в ортогональной системе координат UVW на сетке размеров $m \times n$ (где m - количество “сечений” участка РК , n - количество дискрет в каждом сечении), заданной на плоскости , которая “отсекает” зону РК от остальной части лезвия РИ. Там же показаны карты уровней поверхностей РК, построенные на сетке $m \times n$ соответственно для резцов из Т15К6 (а) и Т15К6 + TiN (б). Проекции элементов РК на плоскость обозначены как P_{R_Q} (V_p, K_p, Gr - соответственно впадины, канавки и гребни на РК).

Вторичный образ РК для исходного состояния РИ ($O_{2(Э)}^{L_3^0(II)}$) построен с использованием специальной программы по результатам контроля резца по первому подходу.

Эти представления позволяют предварительно оценивать степень дефектности РК. Для получения точных количественных и качественных оценок необходимо формировать модели поверхностей РК ($M_1^{L_3^0}, M_2^{L_3^0}$ Г) на основе их топограмм, построенных по результатам контроля РИ (L_3^0).

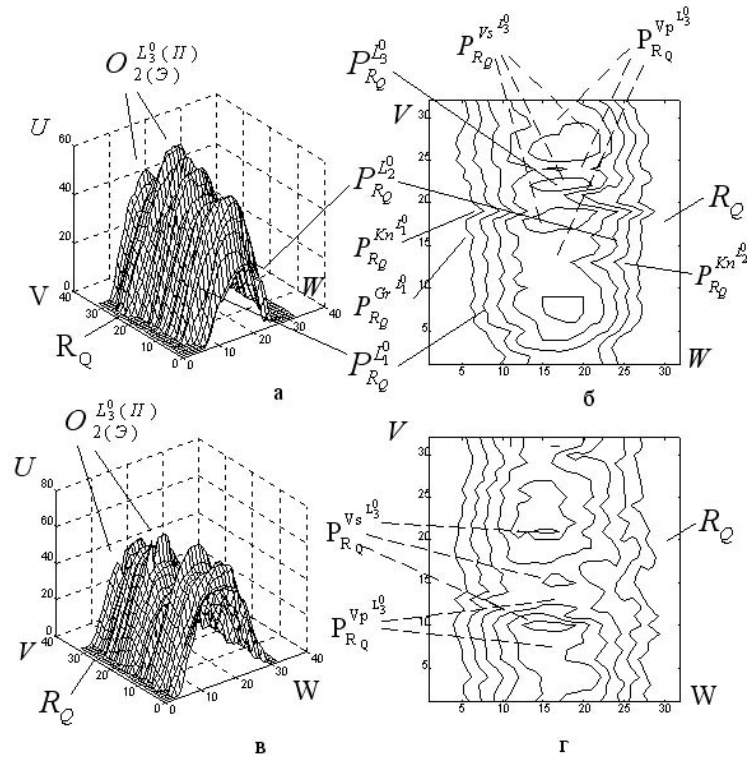


Рис.5. Топограммы (а,в) и карты уровня (б,г) поверхностей режущих кромок резцов из твердого сплава Т15К6 с покрытием TiN (а, б) и без покрытия (в, г).

Совмещенные топограммы ($M_1^{L_3^0} & L_3^0; M_2^{L_3^0} & L_3^0$) ограничивают тело, представляющее совокупность дефектов РК, возникающих на стадии изготовления РИ. Его трансформация на сетке $m \times n$ приводит к формированию “разностных” моделей дефектов РК - $D(M_1^{L_3^0})$ и $D(M_2^{L_3^0})$, определяемых по обобщенной формуле:

$$D_1^L = M_1^L - O_2^L = \begin{vmatrix} u_{11}^{M_1^L} & u_{12}^{M_1^L} & \dots & u_{1k}^{M_1^L} \\ u_{21}^{M_1^L} & u_{22}^{M_1^L} & \dots & u_{2k}^{M_1^L} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ u_{i1}^{M_1^L} & u_{i2}^{M_1^L} & \dots & u_{ik}^{M_1^L} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ u_{n1}^{M_1^L} & u_{n2}^{M_1^L} & \dots & u_{nk}^{M_1^L} \end{vmatrix} - \begin{vmatrix} u_{11}^{O_2^L} & u_{12}^{O_2^L} & \dots & u_{1k}^{O_2^L} \\ u_{21}^{O_2^L} & u_{22}^{O_2^L} & \dots & u_{2k}^{O_2^L} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ u_{i1}^{O_2^L} & u_{i2}^{O_2^L} & \dots & u_{ik}^{O_2^L} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ u_{n1}^{O_2^L} & u_{n2}^{O_2^L} & \dots & u_{nk}^{O_2^L} \end{vmatrix} \quad (9)$$

С использованием обоих подходов обеспечивается определение наборов параметров состояний РК. Укажем лишь некоторые из них. Для идеализированных 3Д – моделей РК (идеальный клин с округленной вершиной) площадь поверхности РК или площадь притупления (S_{pr}^{ρ}), объем соответствующей дефектной части лезвия РИ (V_{pr}^{ρ}) определяются по формулам:

$$S_{pr}^{\rho} = S_d^{\rho} = \rho^2 [\operatorname{ctg}(\beta/2) - \pi((180 - \beta)/360)] \quad (10)$$

$$V_{pr}^{\rho} = V_d^{\rho} = l\rho^2 [\operatorname{ctg}(\beta/2) - \pi((180 - \beta)/360)] \quad (11).$$

Графики, построенные по зависимостям (10), (11), приведены на рис.6. Им соответствует модель РК в виде идеальной цилиндрической поверхности и модель лезвия в виде идеального клина. Однако поверхность реальных РК значительно отличается от идеальной. Поэтому площадь РК и объемы дефектов необходимо определять в соответствии с (9) на ответственных участках РК.

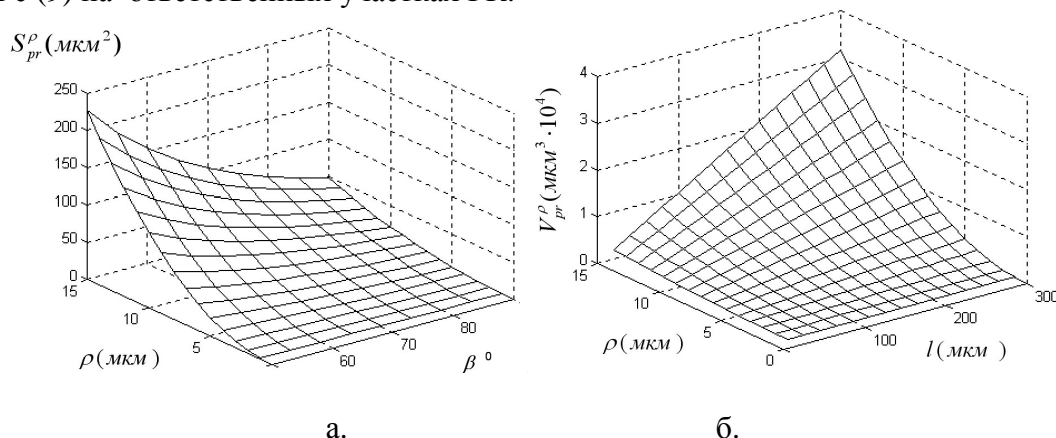


Рис. 6. График для определения площади притупления РК (а) и объема дефектной части РК - идеальная цилиндрическая поверхность).

На рис. 7 последовательно показаны: модель участка РК (рис. 7.а) и одно из составляющих ее сечений (рис. 7.б), модели идеально острого (рис. 7.в) и идеально притупленного (рис. 7.г) режущих клиньев и соответствующие разностные модели (рис. 7.д, е). Привести множество определяемых параметров состояния РК не позволяет объем работы.

Выводы

Разработаны подходы к формированию 3Д – моделей режущих кромок резцов для прецизионной обработки. Они обеспечивают возможность определения комплекса признаков, позволяющих выполнять оперативное автоматическое распознавание состояний РК.

Список литературы: 1.Деревянченко А.Г. Диагностирование состояний режущих инструментов при прецизионной обработке / А.Г. Деревянченко, В.Д. Павленко, А.В. Андреев. – Одесса: Астропринт, 1999. – 184 с. 2.. Фролов С.А. Начертательная геометрия. –М.: Машиностроение. 1978. – 240 с.

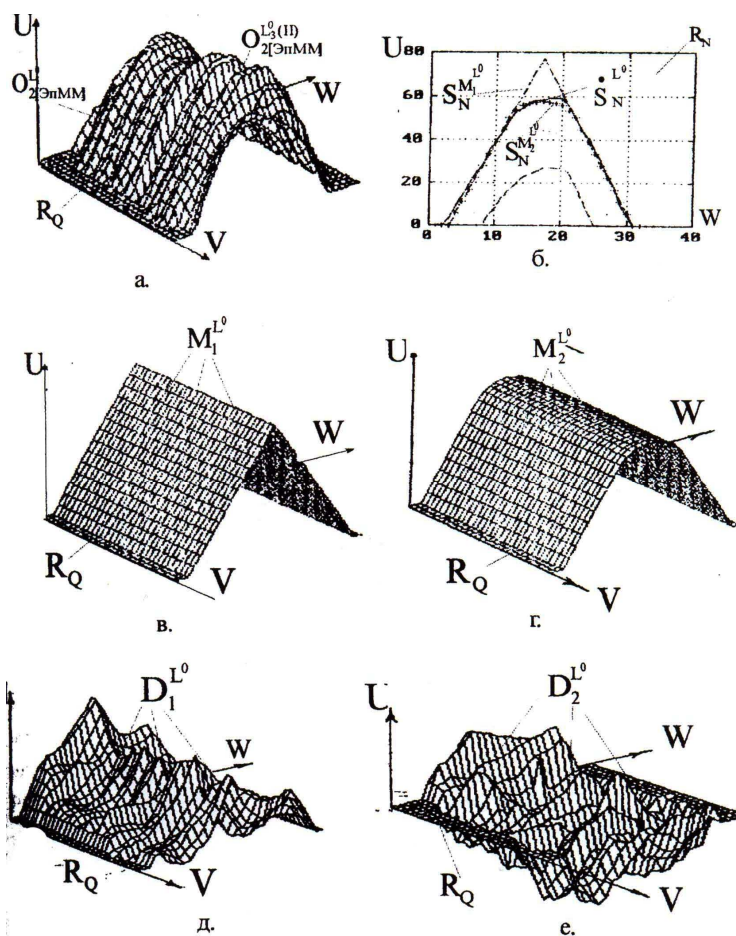


Рис. 7. Примеры построения 3Д – моделей участков РК с выделением дефектных составляющих.

Рецензент: Полтавець В.В.

Надійшла до редколегії

24.05.2012

ДЕРЕВ'ЯНЧЕНКО О.Г., СІНЬКОВСЬКИЙ А.С, КОСС О.В., ДОЛИНСЬКИЙ А.О.

ФОРМУВАННЯ І АНАЛІЗ 3Д – МОДЕЛЕЙ РІЗАЛЬНИХ КРОМОК РІЗЦІВ ПРЕЦИЗІЙНОЇ ОБРОБКИ

Розроблено підходи до формування і аналізу 3Д – моделей різальних кромок різців прецизійної обробки. Вони забезпечують формування комплексу параметрів станів РК.

Ключові слова: різальні кромки, 3Д – моделі, дефекти, розпізнавання.

DEREVIANCHENKO A.G., SINKOVSKY A.S., KOSS E.V., DOLINSKY A.O.

FORMING AND ANALYSIS 3D – MODELS OF CUTTING EDGES TOOLS FOR PRETSIZIONNOY TREATMENT

Approaches are developed to forming and analysis 3D – models of cutting edges of tools for pretsizion treatment. They provide forming of complex of parameters of the cutting edges.

Keywords: cutting edges; 3D – models; defects; recognition.

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

УДК 621.824:624.046.001.5

В.Г. АРТЮХ (канд. техн. наук, доц.)

Е.Н. СОРОЧАН (ст. препод.) ken46@yandex.ua

Приазовский государственный технический университет, г. Мариуполь, Украина

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРЕДЕЛЬНОГО КРУТЯЩЕГО МОМЕНТА ДЛЯ ВАЛА ТРЕФОВОГО СОЕДИНЕНИЯ

Предложен способ реализации геометрической аналогии задачи пластического кручения, обладающий простотой, наглядностью и универсальностью. Способ базируется на анализе свойств горизонталей, построенных для фигур равного ската. Решенный пример позволяет оценить прочность трэфовых соединений, используемых в приводах прокатных станов.

Ключевые слова: пластическое кручение, некруглые валы, аналогия Надаи, момент сопротивления, несущая способность.

Введение

Валы с поперечным сечением в виде круга с четырьмя выкружками совместно с муфтами, сечение которых образовано внутренним контуром аналогичного очертания и наружным в виде окружности, получили название «трэфовые соединения». Они работают в приводах прокатных станов – пилигримовых, листовых станов трио, некоторых крупносортовых станов.

Эти соединения выполнены из пластичных материалов, которые имеют выраженную площадку текучести. Выход из строя таких соединений связан с пластическими деформациями поверхностей контакта, реже – с появлением пластических деформаций от кручения.

При этом несущая способность таких валов практически не рассчитывалась, разрушения от кручения были крайне редкими, а пластические деформации в зоне контакта деталей трэфовых соединений стали давно привычными и почти не зависели от формы и размеров соединения. Причина такого положения кроется в крайне неравномерном распределении напряжений на жестких контактирующих поверхностях.

С появлением специальных деталей – адаптеров, устанавливаемых в зоне контакта, распределение этих напряжений существенно улучшилось; пластические деформации в зонах контактов деталей в этом случае отсутствуют.

Теперь наиболее вероятным становится второй вариант разрушения – пластические деформации от кручения.

Основное содержание работы

Предложенный метод оценки прочности трэфового соединения основан на допущении, что такое соединение работает с адаптерами, и «разбивание» трэфов исключено. Наиболее вероятным разрушением в этом случае становится разрушение от кручения.

Цель статьи – определение предельного крутящего момента для некруглого вала (трэфового конца вала или шпинделя прокатного стана), выполненного из пластичного материала, допускающего идеализацию по Прандтлю.

Предельный крутящий момент при этом представлен в виде:

$$M^* = W_{пл.к} \cdot \tau_T, \quad (1)$$

где $W_{пл.к}$ - момент сопротивления пластическому кручению, m^3 ;

τ_T - предел текучести при сдвиге, МПа.

Величина τ_T может быть принята на основе имеющихся справочных данных, а $W_{пл.к}$ может быть найден по известным размерам R и r (рис. 1).

Такое решение может быть получено на основе аналогии задачи пластического кручения с фигурой равного ската (с углом ската $\alpha = 45^\circ$), построенной на поперечном сечении вала как на основании. При этом определяют аналог крутящего момента – удвоенный объем фигуры равного ската [1, 2, 3].

По сравнению с известным решением [1], объем фигуры равного ската находится новым способом на основании анализа длины горизонталей. При этом предлагается основная расчетная формула в виде:

$$W_{пл.к} = \int_0^{z_{\max}} L(z) \cdot z dz, \quad (2)$$

где l_z – длина горизонтали, отстоящей от внешнего контура поперечного сечения вала на расстоянии z .

Способ основан на построении горизонталей к фигуре равного ската, выполненной на поперечном сечении рассматриваемого вала как на основании. Этот способ обладает как простотой, так и универсальностью, и может применяться как точный чисто теоретический, и как приближенный, основанный на системе измерений.

Сечение задано параметрами R и r . Расчет выполнен аналогично расчету для круглого вала с выкружкой, представленному в работе [4].

В системе координат xO_1y записывается два уравнения:

1) уравнение окружности радиуса $(R - z)$ с центром в точке O_1

$$x^2 + y^2 = (R - z)^2 \quad (3)$$

2) уравнение окружности радиуса $(r + z)$ с центром в точке O_2

$$(x + R)^2 + y^2 = (r + z)^2 \quad (4)$$

Решая их совместно, получаем:

$$x = \frac{r \cdot (r + 2z) - 2R \cdot (R - z)}{2R} \quad (5)$$

$$y = \sqrt{(R - z)^2 - \left(\frac{r \cdot (r + 2 \cdot z) - 2 \cdot R \cdot (R - z)}{2 \cdot R} \right)^2}. \quad (6)$$

Значения углов α и β :

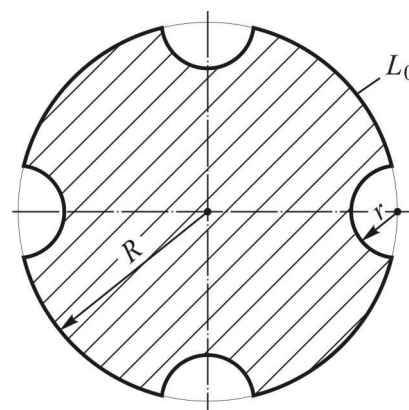


Рис. 1. Поперечное сечение вала

$$\alpha = \arcsin \frac{y}{R-z} = \arcsin \frac{\sqrt{(R-z)^2 - \left(\frac{2R(R-z) - r \cdot (r-2z)^2}{2R} \right)}}{R-z}; \quad (7)$$

$$\beta = \arcsin \frac{y}{r-z} = \arcsin \frac{\sqrt{(R-z)^2 - \left(\frac{2R(R-z) - r \cdot (r-2z)^2}{2R} \right)}}{r-z}; \quad (8)$$

Длина произвольной горизонтали $L_{(z)}$ (рис.2).

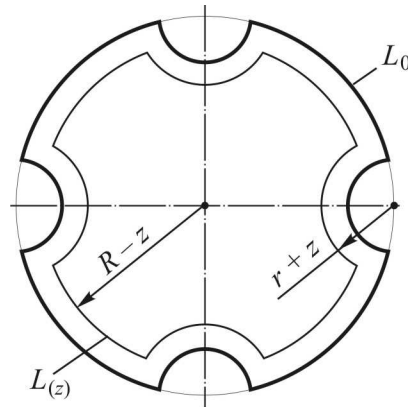


Рис. 2. Расчетная схема вала

$$L_{(z)} = l_{окр} + 4l_1 - 4l_2, \quad (9)$$

где:

$$l_{окр} = 2\pi \cdot (R-z); \quad (10)$$

$$l_1 = 2 \cdot (R-z) \cdot \arcsin \frac{\sqrt{(R-z)^2 - \left(\frac{2R(R-z) - r \cdot (r-2z)^2}{2R} \right)}}{R-z} \quad (11)$$

$$l_2 = 2 \cdot (r-z) \cdot \arcsin \frac{\sqrt{(R-z)^2 - \left(\frac{2R(R-z) - r \cdot (r-2z)^2}{2R} \right)}}{r-z} \quad (12)$$

Тогда момент сопротивления пластическому кручению равен [4]:

$$W = \int_0^{z_{\max}} L_{(z)} \cdot z dz \quad (13)$$

Представим W в виде

$$W = W_{окр} + 4W_1 - 4W_2, \quad (14)$$

$$W_{окр} = 2 \cdot \int_0^{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}} z \cdot l_{окр} dz + 2 \cdot \int_{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}}^{R-r} z \cdot l_{окр} dz; \quad (15)$$

$$W_1 = 2 \cdot \int_0^{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}} z \cdot l_1 dz + 2 \cdot \int_{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}}^{R-r} z \cdot l_1 dz ; \quad (16)$$

$$W_2 = 2 \cdot \int_0^{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}} z \cdot l_2 dz + 2 \cdot \int_{\sqrt{\frac{2R^2-r^2}{2R}}}^{R-r} z \cdot l_2 dz . \quad (17)$$

Результаты вычислений момента сопротивления представлены в табл. 1 и на графике (рис.3).

Таблица 1

Результаты вычислений

$e = \frac{r}{R}$	$\omega = \frac{W_{нл.к}}{R^3}$ (по методике [4])
0,1	1,9061
0,2	1,5843
0,3	1,2130
0,4	0,8421
0,5	0,5086
0,6	0,2464
0,7	0,0847

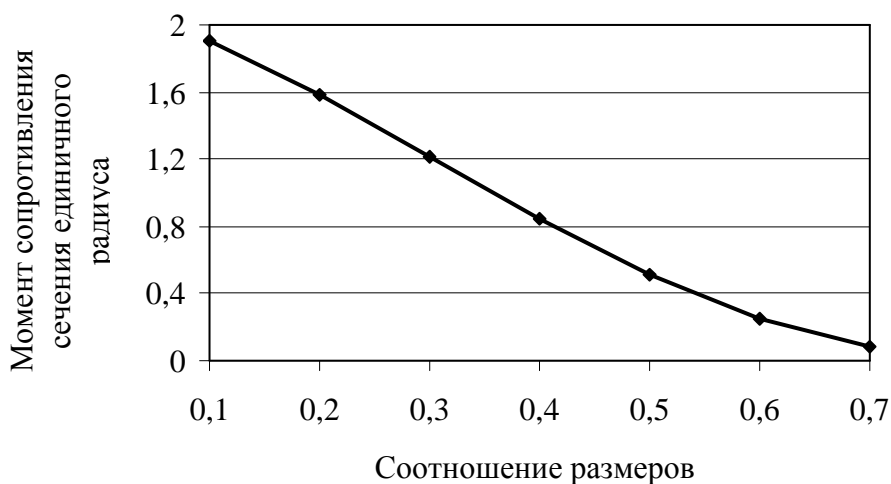


Рис. 3. Влияние относительных размеров сечения вала на его прочность

Полученным графиком можно пользоваться для инженерных расчетов при определении разрушающих моментов для трефовых соединений.

Разрушающий момент для трефового соединения может быть найден по формуле (1).

Для пластичных материалов (сталь 20, сталь 30 и др.), из которых в основном изготавливаются трефовые соединения, можно принять $\tau_T = \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} \approx 0,57\sigma_T$, а величину

σ_T взять из справочных данных. С учетом $W_{нл.к} = \omega \cdot R^3$ окончательно получим:

$$M^* = \omega \cdot R^3, \quad (18)$$

где ω - момент сопротивления сечения единичного радиуса.

С учетом того, что валы трфевых соединений отличаются от расчетной схемы (математической модели) [5], можно ожидать, что фактический разрушающий момент (предельный момент) при реально существующих углах закручивания будет больше расчетного на 10 ÷ 20 %.

Выводы

Предложенный метод решения задач кручения обладает простотой, наглядностью и достаточной точностью для выполнения инженерных расчетов. Решенный пример позволяет оценить прочность трфевых соединений прокатных станков.

Список литературы

1. Ободовский Б.А. Определение предельного крутящего момента для прямого бруса с сечением в виде круга с выкружкой / Б.А. Ободовский, Г.В. Артюх // Проблемы прочности. – 1971. – № 2. – С. 106–108.
2. К вопросу о вычислении объемов фигур равного ската / Г.В. Артюх и др. // Защита металлургических машин от поломок. – 2005. – Вып. 8. – С. 258-263.
3. Артюх Г.В. О приближенном решении задачи пластического кручения / Г.В. Артюх, Е.Н. Киреева // Защита металлургических машин от поломок. – 2006. – Вып. 9. – С. 213–217.
4. Сорочан Е.Н. Предельное равновесие круглого вала с выкружкой / Е.Н. Сорочан // Защита металлургических машин от поломок. – 2011. – Вып. 13. – С. 203–206.
5. Артюх М.Г. Оценка применимости расчета по предельному равновесию к реальным некруглым валам / М.Г. Артюх // Защита металлургических машин от поломок. – 1997. – Вып. 2. – С. 242–248.

Рецензент: Гусев В. В.

Надійшла до редколегії 22.03.2012

В.Г. АРТЮХ, О.М. СОРОЧАН

Приазовський державний технічний університет

ВИЗНАЧЕННЯ КРУТИЛЬНОГО МОМЕНТУ ДЛЯ ВАЛА ТРЕФОВОГО З'ЄДНАННЯ

Запропоновано спосіб реалізації геометричної аналогії задачі пластичного крутіння, що характеризується простотою, наочністю й універсальністю. Спосіб базується на аналізі властивостей горизонталей, побудованих для фігур рівного скату. Розв'язаний приклад дозволяє оцінити міцність трфевих з'єднань, які використовуються в приводах прокатних станів.

Ключові слова: пластичне кручення, некруглі вали, аналогія Надаї, момент опору, несуча здатність.

V.G. ARTUKH, E.N. SOROCHAN

Priazovsky State Technical University

THE DETERMINATION OF LIMITED TURNING MOMENT OF WOBBLER JOINT

The way of implementation of geometrical analogy of the task of plastic turning, which is simple and universal, is suggested. This way is based on the analysis of properties of horizontals, built for figures of equal slope. This solved task allows evaluating the strength of wobbler joints used in drives of rolling mills.

Keywords: plastic twisting, unround billows, the Nadai analogy, moment of resistance, bearing strength.

УДК 620.9, 621.22

А.С. ВОРОЖБИЦКИЙ (инж.),
Н.А. АЛИЕВ (д-р техн. наук, проф.)

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ИССЛЕДОВАНИЕ И СТЕНДОВЫЕ ИСПЫТАНИЯ ТЕРМОГЕНЕРИРУЮЩИХ АГРЕГАТОВ

На базе анализа потребления энергоносителей, истощения природных запасов не возобновляемого топлива определён один из главных факторов поиска и использования альтернативных, возобновляемых источников получения энергии. Приведены результаты многолетнего исследования агрегатов термогенерирующих многоступенчатых (АТМ) с описанием метрологического оборудования испытательного стенда. Проведено сравнение показателей АТМ с аналогичными установками, выполненными в ближнем и дальнем зарубежье.

Ключевые слова: Возобновляемая энергия, аномальная генерация тепла, агрегат термогенерирующий многоступенчатый (АТМ), удельный дисбаланс, коэффициент преобразования энергии (КПЭ).

Введение

Фундаментом развития современной цивилизации, ее базовых отраслей, определяющих уровень производительных сил общества, является энергетика.

За прошедшие двадцать лет минеральные энергоносители – нефть, газ, уголь, уран обеспечивали 97-98% мирового производства энергии, среднегодовой прирост которого, начиная с середины 1980-х годов, находится на уровне 3,5-3,9% против 4,2-4,8% в 1995-2010 годах. Из них 28% промышленного потребления, так называемого не возобновляемого углеводородного топлива, приходится на долю нефти, 20% - на долю природного газа и около 32% - каменного угля, который является экологически не безопасным топливом, добыча и сжигание которого наносят вред окружающей среде [1].

Главной движущей силой для развития ядерной энергии является гарантия энергетических поставок, ответ на климатические изменения, сокращение выбросов парниковых газов, альтернативы для ископаемых видов топлива. При этом наибольшее количество действующих реакторов в мире построено США - 110, Францией - 57, Японией - 54 и Великобританией – 35, для которых вклад в производство ядерной энергетики составляет около 10%.

До катастрофы 11 марта 2011 г. Япония располагала 54 реакторами, из них 21 находились на профилактике. После мартовской аварии на северо-востоке острова Хонсю были остановлены АЭС «Фукусима-1» и «Фукусима-2», а также три блока АЭС «Онагава». Кроме того, власти Японии добились остановки также АЭС «Хамаока» с полным обследованием всех действующих энергоблоков. Повышение уровня опасности на АЭС «Фукусима» до максимального, седьмого, уровня по международной шкале ядерных событий, который имела в 1986 году Чернобыльская АЭС, привело к резкому замораживанию и сворачиванию своих программ по ядерной энергетике на неопределенный срок некоторых государств мира, в том числе Таиланда, Израиля, Венесуэлы и Норвегии. Правительство Германии под давлением общественного мнения решило отказаться от принятого еще в 2010 году закона о продлении сроков действия немецких

АЭС. Вместо этого был взят курс на быстрый отказ от атомной энергетики. Восемь из семнадцати действующих АЭС выводятся из эксплуатации немедленно. Оставшиеся девять АЭС будут заглушены поэтапно до 2023 года. Страны, у которых нет альтернативы по выработке энергии, не отказались от программ по развитию ядерной энергетики. Среди них Турция, Франция, Болгария, Белоруссия, Финляндия, Чехия, США, Египет, Китай, ОАЭ, Литва, Испания, Россия, Украина. На некоторый срок проекты строительства АЭС приостановили, но не заявили о полном отказе от развития атомной энергетики в своей стране Великобритания, Швейцария и Япония.

Аварии на Чернобыльской АЭС, АЭС "Три-Майл-Айленд" в Пенсильвании, а также на АЭС «Фукусима-1» и «Фукусима-2» показали, что атомная энергетика не может быть той единственной отраслью, которая способна заменить традиционную, базирующуюся на углеводородной генерации, энергию.

Анализ темпов потребления энергоносителей, истощение природных запасов не возобновляемого топлива определяют один из главных факторов поиска и использования альтернативных, возобновляемых источников получения энергии с снижением, вплоть до полного отказа использования углеводородного (не возобновляемого) топлива.

Вторым, не менее важным фактором минимизации объемов выработки энергии за счет сжигания не возобновляемого топлива, является возрастающее загрязнение окружающей среды отходами генерирующих производств. Эти отходы значительны по массе и содержат большое количество вредных компонентов, в том числе диоксида углерода, диоксида серы, окислов азота, а также соединения фтора, мышьяка, ванадия и других элементов.

При современном уровне потребления не возобновляемого топлива при численности населения Земли на середину 2011 г. в 7 миллиардов человек (по данным Ганноверского фонда «Население Земли») нефти хватит на 35 лет, газа - на 60 лет, а каменного угля на 206 лет. Но, если иметь в виду прогноз темпов потребления энергоносителей до 2030 года, когда на Земле будут жить около 10 млрд. человек, эти сроки сократятся до 29-30 лет [2].

Вышесказанное определяет направление и реализацию путей развития альтернативных, возобновляемых источников получения энергии с уменьшением использования углеводородного топлива.

На современном этапе доминирующими и развивающимися в области альтернативной энергетики являются четыре технологии: солнечная и ветровая энергетика, биотопливо, топливные элементы. В 2009г. совокупный объем рынка по указанным энергетическим технологиям превысил 77,3 млрд. долл., а на 2017 год прогнозируется его рост до 254 млрд. долл. При этом нельзя не принимать во внимание использования и таких источников генерации энергии как геотермальные источники тепла, приливную энергетика, низкопотенциальную энергию окружающей среды, малые гидроэлектростанции (мощностью до 30 МВт при мощности единичного агрегата не более 10 МВт) и т.д.

Все вышеперечисленные виды источников нетрадиционной и возобновляемой энергии (НВИЭ) при существенных преимуществах - экологической чистоты, неисчерпаемости, низких эксплуатационных затратах, имеют также и негативную сторону: нестабильность и неконтролируемость колебаний показателей при эксплуатации, изменчивость во времени характеристик, и самое основное – характеризуются малой удельной мощностью.

Последний критерий - малая удельная мощность, по мнению академика П.Л.Капицы, является основополагающим при решении вопросов большой энергетики и замены существующих, наиболее употребительных видов энергии - электрической, тепловой, химической, механической, а также ядерной на НВИЭ [3]. Следует отметить, что к перечисленным видам энергии (в ранних публикациях, связанных с данной проблемой) академик П.Л.Капица добавлял возможное использование при получении, преобразовании и консервировании в системах энергетики больших мощностей эффекта кумуляции, как физического процесса, обладающего большой удельной мощностью.

При этом в [3] отмечалось, что: «Все интересующие нас энергетические процессы сводятся к трансформации одного вида энергии в другой, и это происходит согласно закону сохранения энергии». Далее там же: «Трансформацию энергии обычно можно рассматривать как происходящую в некотором объеме, в который через поверхность поступает один вид энергии, а выходит преобразованная энергия».

Плотность поступающей энергии ограничена физическими свойствами той среды, через которую она течет. Разрабатываемые различные способы прямого преобразования солнечной, геотермической, ветровой в электрическую и механическую в системах больших мощностей весьма проблематичны, что связано, согласно вектору Умова-Пойнтинга, с ограниченной величиной плотности потока энергии. Приведенные в [3] оптимальные расчеты показывают, что мощность, снимаемая с одного квадратного метра освещенной Солнцем поверхности, в среднем не превышает 100 Вт. Поэтому, чтобы генерировать 100 МВт, надо снимать электроэнергию с квадратного километра площади. В современном мире технологий ни один из предложенных методов преобразования солнечной энергии не может этого осуществить так, чтобы капитальные затраты могли окупиться полученной энергией. Резюмируя, академик П.Л.Капица подчеркивает: «Чтобы это было рентабельно, надо понизить затраты на несколько порядков, и пока даже не видно пути, как это можно осуществить. Поэтому следует считать, что практическое прямое использование солнечной энергии в больших масштабах нереально».

Аналогичная ситуация имеет место при реализации методов преобразования геотермической, ветровой, приливной и других источников нетрадиционной и возобновляемой энергии в электрическую или механическую в системах больших мощностей.

Анализ вышеуказанной проблемы и ее решение возможны путем создания систем аномальной генерации энергии, базирующихся на физических процессах с большой удельной мощностью и средах, обладающих возможностями к эффективной трансформации энергии в малых объемах.

Основное содержание статьи

В качестве эксперимента указанная концепция реализована в разработанной одним из авторов статьи, д.т.н., проф. Алиевым Н.А., конструкции агрегата аномальной генерации тепла АТМ (агрегат термодогенерирующий многоступенчатый) с последующим переходом на более высокотехнологичный способ использования НВИЭ [1], [4, 5].

Комплекс экспериментальной системы представляет собой установку, в которой реализован способ гидродинамического теплового нагрева, генерируемого в динамических турбомашинах колебательными, кумулятивными процессами, формирующимися в движущейся жидкости, на встречных потоках с помощью механического воздействия на жидкую или реологическую среду. Теоретические расчеты показывают, что скорости встречи движущихся вращающимся фронтом струй могут достигать величин, пре-

вышающих сотни метров в секунду. В результате кинетическая энергия соударяющихся частиц жидкости вызывает кумулятивный эффект, чередующийся с местными гидравлическими ударами, сопровождающихся забросами давления и температуры в локальном объеме [1].

Эффективность и возможность практического применения разработанных агрегатов, а также выявления детерминизма процессов формирующих как аномальную генерацию тепла, так и обеспечение различных высокотемпературных технологических процессов возможен при прохождении ими цикла стендовых и опытно-исследовательских испытаний. Испытания агрегатов аномальной генерации тепла, ввиду того, что они во многом носят на данном этапе экспериментальный и исследовательский характер, с отработкой вносимых изменений как в конструкцию, так и технологию изготовления опытных машин, разработчики ограничили типовыми испытаниями по организационно-юридическому признаку. При этом содержание испытаний АТМ носили исследовательские цели, по составу – сравнительно ресурсные, по месту проведения – стендовые и эксплуатационные, осуществляемые непосредственно на тепловых станциях объектов жилого и социального назначения.

Стендовые испытания являлись основой для определения границ вариации рабочих характеристик АТМ, в том числе и тепловой мощности, при равнозначных внешних условиях, разработки типоразмерного ряда при условии повторяемости во временном интервале их параметров для технологически аутентичных машин. Понятно, что в данном случае стенд должен обеспечивать не только условия нагружения АТМ, но и метрологический контроль всего варьируемого диапазона рабочих параметров и характеристик агрегатов, в том числе тепловой мощности, напоров, производительности, вибрации, чисел оборотов, температурных режимов узлов АТМ и трубопроводных трактов, мощности, тока, скоростей перемещения рабочей среды в проточной части, температуры всасывающего, нагнетательного тракта и накопительного ресивера и т.д.

Созданный для исследования АТМ стенд СдАТМ, выполненный по замкнутой схеме с возможностью мобильной трансформации сборного основания, смонтированного на фундаменте машинного зала, на вибрационных подушках-гасителях, позволяет проводить испытания с различной компоновкой проточной части: двух- и многосекционного исполнения, при вариации частоты вращения приводного вала в пределах $n=500\dots 4000$ об/мин.

На рис. 1 приведен стенд СдАТМ для исследования АТМ, на рис.2 - гидравлическая схема стенда СдАТМ, на рис.3 – схема с метрологическим обеспечением, условно привязанным к реперным точкам, в которых осуществляется измерение параметров системы и рабочих характеристик агрегата.

Собственно стенд (рис.2), скомпонованный (рис.3) на сборной раме 21, представляет собой термогенерирующий агрегат 1, соединенный посредством упруговтулочной пальцевой муфты 15 с приводным асинхронным электродвигателем 2.

Всасывающий 13 и нагнетательный 14 тракты стенда замыкаются на ресивере накопительном 3 с предохранительным байпасным клапаном 12.

На всасывающем тракте стенда установлен вакуумирующий узел 4 с четырьмя гидроэлеваторами 11. В вакуумирующей системе стенда формируется вращающийся поток, сечение которого изменяется от периферии к центру проточной части термогенератора, а каждый из круговых потоков сформирован конечным числом струй, разделенных между собой промежуточными перемычками.

Горизонтирование сборной рамы 21, смонтированной на фундаменте машинного зала и являющейся основанием стэнда, осуществляется посредством виброподушек 22.

В состав рамы входит тумба 23, на которой смонтирован приводной асинхронный электродвигатель 2, и направляющие 24, на которых закреплен агрегат термогенерирующий 1. Конструкция рамы предусматривает монтаж на ней агрегатов с вариацией количества ступеней и соответствующих данной системе АТМ электродвигателей.

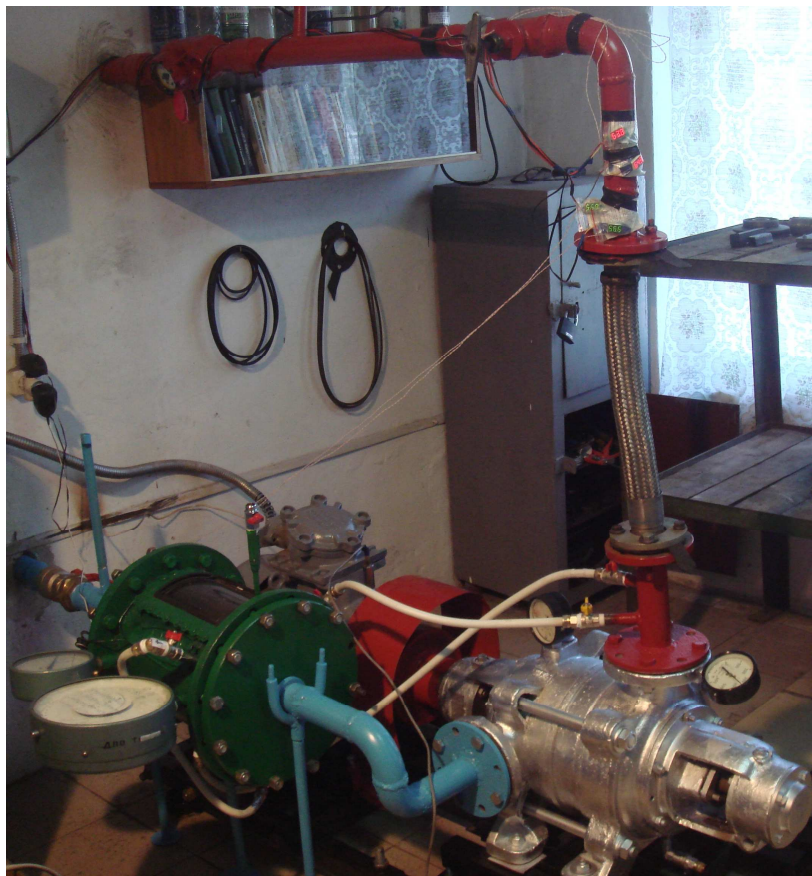


Рис.1. Стэнд для исследования рабочих характеристик и температурных режимов агрегатов термогенерирующих многоступенчатых. Вид на агрегат и вакуумирующий узел системы

Вариация числа ступеней агрегата возможна при гибком сочленении нагнетательного штуцера с фланцем напорного трубопровода, для чего в системе предусмотрен специальный сильфон 18, сопряженный с теплосчетчиком 9, позволяющим фиксировать показатели производительности агрегата и температуру на его всасывающем и нагнетательном трактах. Дополнительно к датчикам тепло-счетчика 16, 17 на нагнетательном и всасывающем трактах установлены электронные термометры 8, дублирующие температурные показатели тепло-счетчика на входе и выходе из агрегата.

Наличие в электрической схеме питания электродвигателя 2 частотного преобразователя 5 (немецкой фирмы Schneider Electric или французской фирмы Danfoss) позволяет варьировать частотой вращения приводного вала АТМ в широком диапазоне (от нуля до 6000 об/мин), а также фиксировать дискретно данные о потребляемой мощности, токе, напряжении, температуре электродвигателя и т.д. Дублирование и кон-

троль числа оборотов приводного вала ведётся электронным тахометром 20, соединенным непосредственно с валом электродвигателя в зоне заднего подшипника.

На входе в АТМ установлен мановакуумметр 6 для фиксации параметров вакуума и давления на всасывающем тракте. На выходном тракте из агрегата термогенерирующего установлен манометр 7 и теплосчетчик 9 для фиксации параметров выходного давления и производительности.

Проточная часть агрегата термогенерирующего сформирована специальными направляющими аппаратами и рабочими колесами с конфузурными сопловыми блоками, которые вызывают рост скорости струй до коренного диска и пульсацию давления в ступени. Минимизация вибрации от дисбаланса колес и ротора в сборе и, соответственно, колебательной мощности, излучаемой динамической турбомашинной без продольного разъема, достигается специальной технологией исполнения рабочих колес и балансировкой их на рабочих оборотах с организацией детерминированной сборки агрегата [6], [7]. Конструктивное-технологическое исполнение рабочих колес агрегата термогенерирующего - штампо-сварное, модульное, с керамическим покрытием и коноидально-цилиндрическими соплами, входной конфузор которых сформирован поверхностью Каталана [5].

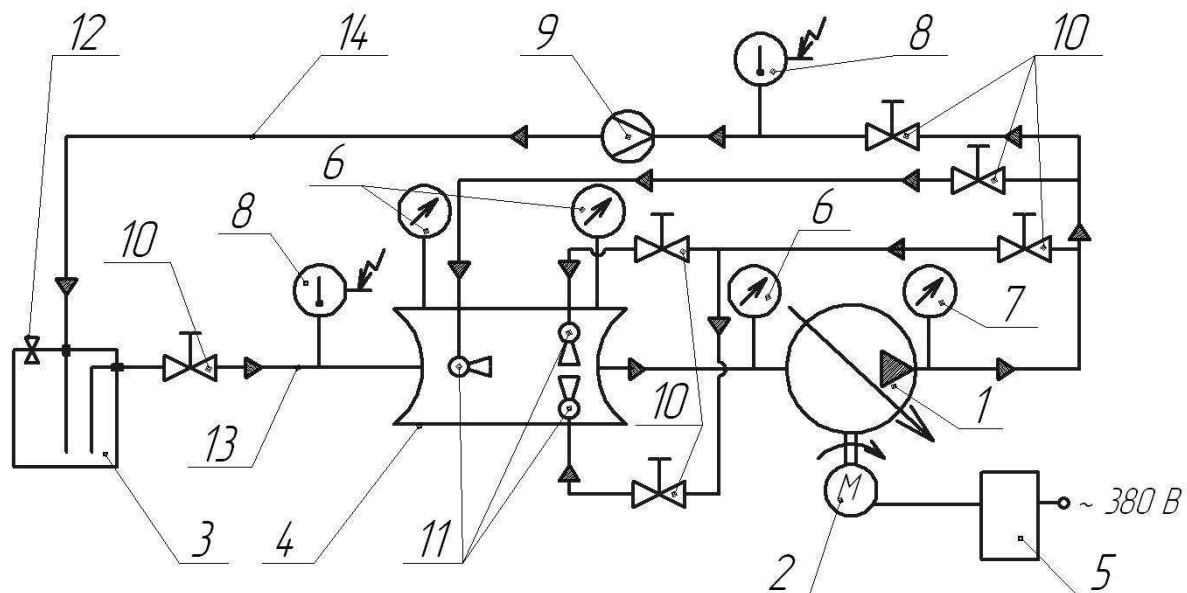


Рис.2. Гидравлическая схема стенда СдАТМ для исследования рабочих характеристик и температурных режимов агрегатов термогенерирующих многоступенчатых

Опыт разработки высокотехнологичных многоступенчатых турбомашин с минимизированной вибронгруженностью и колебательной мощностью позволил применить для балансировки рабочих колес агрегатов термогенерирующих стендов [6],[7] с адаптацией их конструктивных особенностей к корректирующим плоскостям и используемому приборному обеспечению.

Согласно [6] основой подхода к уменьшению вибронгруженности таких машин - без продольного разъема, является поддетальная балансировка элементов ротора и сущность вопросов, подлежащих к решению заключается в нижеследующем:

- разработке методики и оборудования для балансировки в динамическом режиме деталей многоступенчатых машин;

- разработке методики селективной или синфазной сборки агрегатов, основанной на поэлементной балансировке деталей ротора в динамическом режиме;
- определении допусков на неуравновешенность колес при балансировке и допустимого смещения их центра тяжести относительно оси вращения вала;
- методах расчёта остаточного дисбаланса и допустимых его величинах в зависимости от технологии производства рабочих деталей.

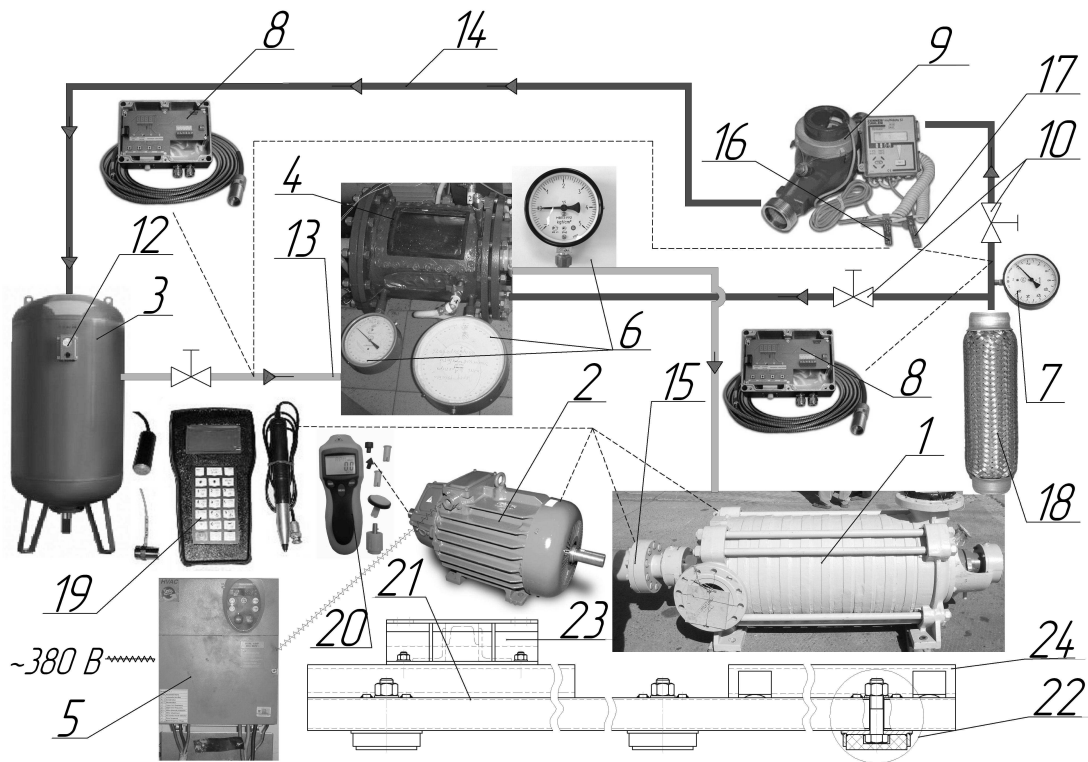


Рис. 3. Схема СдАТМ с привязкой к реперным точкам узлов агрегата термогенерирующего многоступенчатого метрологического и информационного обеспечения

Основу селективной и синфазной сборки агрегатов термогенерирующих составили методы, примененные при детерминированной сборке динамических турбомашин, разработанные в работах [6], [7]. Согласно [6] для четвертого класса точности балансировки, охватывающего роторы типов: маховики, крыльчатки (рабочие колеса) центробежных насосов, роторы авиационных газотурбинных двигателей в сборе, установлен верхний и нижний пределы изменения неуравновешенности по произведению удельного дисбаланса на максимальную эксплуатационную скорость вращения ротора:

$$2,5 \leq e_{cm} \omega_{\max} \left(\frac{\text{мм} \cdot \text{рад}}{\text{с}} \right) \leq 6,3, \quad (1)$$

где

e_{cm} - удельный дисбаланс (эксцентриситет, мкм) массы ротора относительно оси вращения, отнесенный к одной плоскости, проходящей через центр масс в случае дискообразного ротора (например, рабочего колеса). Под удельным дисбалансом понимается отношение допустимого остаточного дисбаланса к массе балансируемой детали ротора (ГОСТ 22061 Система классов точности балансировки. Введен 01.07.1977. – М.: Издательство стандартов, 1977. С. – 140.):

$$e_{ct} = D/P_k, \text{ мкм}, \quad (2)$$

где

D - допустимый остаточный дисбаланс, г·мм;

P_k - масса балансируемого рабочего колеса, кг;

ω_{\max} - угловая скорость вращения, c^{-1} .

При: $\omega_{\max} = \pi n/30 c^{-1}$ и с учетом (1, 2) имеем для пределов изменения неуравновешенности соотношение:

$$23.873 \leq \frac{D}{P_k} n \left(\frac{\text{мм} \cdot \text{рад}}{c} \right) \leq 60,161 \quad (3)$$

Параметры вариаций масс колес и оборотов ротора для всего типоразмерного ряда АТМ достаточно широки и не целесообразно приводить его в данной работе в целом [8].

Но для примера -при некоторых допустимых нижних и верхних нормируемых удельных дисбалансах: $D_{\text{н.уд}} = 65 \dots 110$ г.мм., получены в результате балансировки остаточные дисбалансы : $D_{\text{ост.}} = 60 \dots 90$ г.мм., а величины неуравновешенной массы на соответствующих радиусах в пределах: $m_{\text{ост.}} = 0,9 \dots 1,3$ г. Соответственно, величины остаточного вибросмещения для колес некоторых вариантов исполнения АТМ лежат в пределах : $\Delta_{\text{виб.}} = 1 \dots 3$ мкм.

Соответственно разработанные агрегаты минимизированы по вибронагруженности и звуковому давлению, как минимизирована и их колебательная мощность , то есть уровень динамических сил, действующих со стороны машины на опорные (амортизаторы, фундаменты, виброподушки) и не опорные (муфты, патрубки, трубопроводы, арматура) связи. При испытаниях дискретно, по истечению тридцати минут, проводились контрольные замеры виброскорости виброанализатором 19 (см.рис.3) как в горизонтальной, так и вертикальной плоскостях, как на самом агрегате АТМ, так и на электродвигателе, раме , а также фундаменте.

Проведенные многопараметрические испытания агрегатов на стенде СдАТМ и тепловых станциях отопления объектов жилого и социального назначения с вариацией конструктивных, геометрических и кинематических параметров проточной части созданного типоразмерного ряда позволили получить величины тепловой мощности и теплопроизводительности машин, выявить особенности их работы и особенности эксплуатации. Один из трендов изменения температур во временных интервалах приведен на рис. 4, где кроме полученных результатов эксперимента нанесены уравнения аппроксимации зависимости «температура-время» с выделением характерных участков или точек изменения условий эксперимента. На основе полученных данных определены коэффициенты угла наклона аппроксимирующих зависимостей, являющиеся характеристикой скороподъемности компоновки, и путем сравнения их между собой определена оптимальная геометрия теплопроизводящих сборок температурных блоков. К примеру, для условной роторной сборки № n/j и № $n/j1$ с включенным вакуумирующим узлом и выключенными гидроэлеваторами, во временном интервале с момента пуска до 950-ой минуты работы АТМ уравнение аппроксимации температуры нагнетания от времени представляет линейную зависимость(см.рис. 4)

$$Y=0,0222 X+38,031. \quad (4)$$

Для сборки № n/j1 с включенным вакуумирующим узлом и работой четырех гидроэлеваторов, во временном интервале от 960 до 1960 минут уравнение аппроксимации температуры нагнетательного тракта во времени представлено также линейной зависимостью:

$$Y=0,0182 X+41,05. \quad (5)$$

Анализ полученных аппроксимаций показывает, что в момент разгона системы и стабилизации процесса угол подъема $\alpha_{под.вых.1} = 1^{\circ}16'20''$ (интервал времени 0...950 мин.) больше угла подъема $\alpha_{под.вых.2} = 1^{\circ}2'34''$ (интервал времени 950...1950 мин.), то есть скороподъемность максимальная на данном интервале и достигает осредненной величины $2...1,5^{\circ}\text{C}$ в час. По мере увеличения температуры скороподъемность падает и в интервале времени 950... 1950 мин. составляет $1,04^{\circ}\text{C}$ в час и по мере роста температуры до $84...85^{\circ}\text{C}$ стабилизируется в пределах $0,75...0,8^{\circ}\text{C}$ в час.

Проведенные в течение двух лет эксперименты показали, что в зависимости от компоновки проточной части агрегатов, конструктивных особенностей вакуумирующего узла, количества специальных гидроэлеваторных систем осредненная величина градиента температур построенных агрегатов генерации тепла варьируется от 0,6 до 3°C , причем подъем как и достижение максимальных температур в системе происходят при $2/3$ номинальной величины мощности электродвигателя. После выхода системы к граничным (предельным) температурам для данной компоновки снижение оборотов на $25...35\%$ и их варьирование позволяют установить температуру, соответствующую комфортным условиям в отапливаемом помещении при потребляемой мощности в $30...35\%$ от номинальной мощности приводного электродвигателя. Дальнейшая эксплуатация агрегатов и поддержание необходимого градиента и температуры в системе производится при минимальной мощности, составляющей 30% от номинальной. При этом тепловая мощность для построенных агрегатов, определенная по DIN 4701 часть 3 «Расчет установок для обогрева помещений» и DIN EN 442 «Радиаторы для помещений. Нормируемая отопительная нагрузка» с учетом полученных экспериментальных данных, может изменяться в довольно широких пределах при коэффициенте преобразовании энергии (КПЭ), достигающим величин: $3,0...5,5$.

Подтверждение полученным величинам КПЭ и минимизации мощности относительно номинальной основано на экспериментальных данных и подтверждено метрологическими измерениями при широком спектре вариации параметров агрегатов как на стенде, так и на различных объектах социального назначения.

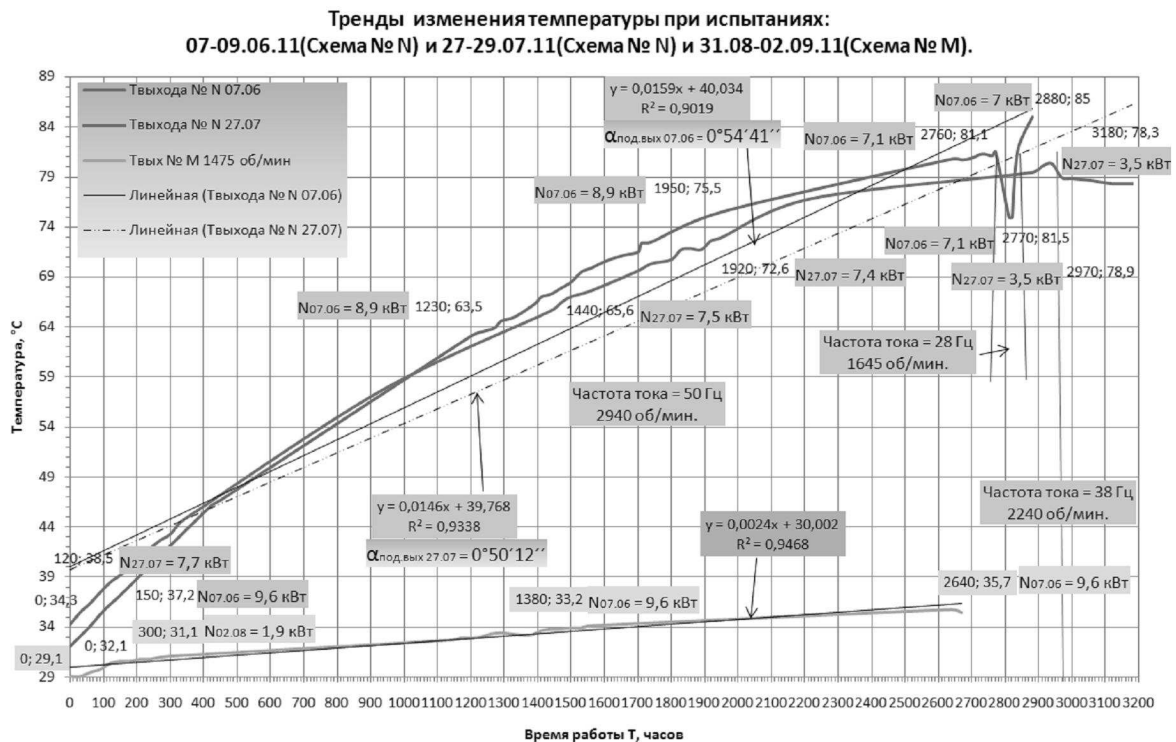


Рис.4. График тренда температуры агрегата термодинамического трехступенчатого. Сопоставление схемы № n/j с вакуумирующим узлом с трендом температур схемы № n/j1 с ВУ при включении элеваторов 1-4

Разработанные и испытанные агрегаты могут быть использованы для систем отопления, работающих на химически нейтральной воде, имеющей водородный показатель pH 7-8,5, с массовой долей механических примесей не более 0,2%, размером твердых частиц не более 0,2 мм, микротвердостью не более 1,47 ГПа. Сравнение построенных агрегатов с так называемыми кавитационными теплогенераторами, использующими как бы энергию «холодного ядерного синтеза», энергию «физического вакуума», различного рода «теплорода» и т.д., исследование их, а также полученные результаты, показывают, что использование специальных компоновок проточной части оказывает механическое воздействие на рабочую среду с достаточно высоким тепловым эффектом. Процесс этого воздействия требует детального исследования, но при этом нет необходимости привлечения «потусторонних сил», энергии «физического вакуума», «торсионных полей», «эфиродинамики» или других не имеющих объяснения «физических явлений». Попытка такого «объяснения» аномальной генерации тепла, действительно имеющей место в создаваемых агрегатах, тормозит их углубленное изучение как физических явлений. Более достоверная информация о величинах КПЭ имеет место в сообщениях по испытаниям в ближнем и дальнем зарубежье теплогенераторов типа ЮРЛЕ (г. Минск) с КПЭ=0,975-1,15; фирмы «Тепло XX1 века» (г. Москва) с КПЭ=1,48; ИКЦ "Паритет" (г. Архангельск) с КПЭ =1,23; «Славия» (Саратов) КПЭ=1,49-1,57; АО "АБИОС" (г. Миядзаки, Япония) КПЭ=1,95-2,184, что не выходит за рамки принятых гипотез о физических процессах, формирующих тепловыделение в агрегатах. Корейская фирма DHP (Daum Hydrogen Power) в технических характеристиках своих теплогенераторов указывает теплопроизводительность в два раза большую, чем мощность применяемых электродвигателей.

Преимуществами значительной величины КПЭ = 3,5...5,5 созданных агрегатов по сравнению с известными дело не ограничивается. К ним следует отнести безопасность, отсутствие затрат на проведение теплотрасс, затрат на водоподготовку, экологическую чистоту проводимого процесса и отсутствие загрязняющих окружающую среду веществ в виде топлива, выделения продуктов горения и распада воздуха, самоочистку отопительной системы. Созданные агрегаты не требуют специальной разрешительной документации и могут устанавливаться в любом помещении, служить как станцией для поддержания заданного температурного режима после достижения его стационарными газовыми котлами, так и для самостоятельного теплопроизводства [9].

Выводы

1. Мировой уровень потребления энергоносителей, истощение месторождений и природных запасов невозобновляемого топлива определяют один из главных факторов поиска и использования возобновляемых источников получения энергии с минимизацией и возможным полным отказом от использования углеводородного топлива.

2. Разработан и реализован принцип аномальной генерации тепла, основанный на гидродинамическом нагреве, генерируемого в динамических турбомашинах кумулятивными процессами, формирующимися в движущейся жидкости, на встречных потоках с помощью механического воздействия на жидкую или реологическую среду, а также возникающих в системе гидравлических ударов.

3. Разработана и испытана как на специальном стенде, так и в промышленных условиях термогенерирующая система нагрева жидкой среды с постоянным коэффициентом преобразования энергии и теплопроизводительностью, позволяющей использовать агрегаты для создания температурных полей в автономных замкнутых системах теплоснабжения, теплофикации локальных стационарных объектов, а также в технологических процессах, требующих изменения реологических свойств обрабатываемых сред путем температурного воздействия на них.

4. К особенностям созданных и испытанных термогенерирующих агрегатов при использовании их в системах отопления относится то, что для них не требуется согласования с надзорными органами, минимизируются затраты на построение котельных и прокладку трубопроводов, водоподготовку, обеспечивается безопасность и экологическая их чистота в работе.

Список литературы

1. Алиев Н.А. Проблемные вопросы альтернативы углеводородной генерации энергии / Н.А. Алиев // Матеріали Міжнародної конференції, Днепропетровськ, 13-15 жовтня: Форум Гірників. – 2011. – С. 54-64.

2. История и компьютер: новые информационные технологии в исторических исследованиях и образовании; Max - Plank - Instut fur Geschichte, Gottingen. – Moscow State University, 1993.

3. Капица П.Л. Энергия и физика / П.Л. Капица // Вестник АН СССР Успехи физических наук: в т. – 1976. – Т. 118. – Вып.2. – № 1. – С. 34-43.

4. Тепловой кавитационный генератор: патент Российской Федерации № 2422733, МПК F24J 3/00 / Н.А. Алиев, В.П. Шулико (Украина) ; заявл. 16.02.2010 ; опубл. 27.06.2010. – 24 с.

5. Термокавитационный преобразователь энергии Шулико-Алиева: патент України № 94849 / Алиев Н.А., Шулико В.П. – F24J 3/00, F 15D 1/08 ; заявл. 24.03.2010 ; опубл.10.06.2011. – 26 с.

6. Особенности снижения неуравновешенности роторов и рабочих колес высокооборотных погружных средств откачки / Н.А. Алиев, А.Ю. Дудченко, Ю.В. Бондарь и др. // «Проблемы эксплуатации оборудования шахтных стационарных установок». Донецк НИИГМ им. М.М.Федорова. – 2003. – Вып. 96. – С. 124-133.

7. Алиев Н.А. Технологическое обоснование методики сборки многосекционных шахтных насосов / Н.А. Алиев // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія гірнично- електромеханічна. – 2002. – Вип. 51. – С. 3-9.

8. Спосіб складання та балансування корпусносекційних турбомашин: патент України № 70192 А / Алієв Н.А., Алієв Д.Н., Алієв П.Н. – F04D29/00, F04D29/24, G01M15/00 ; заявл. 12.02.2003; опубл.15.09.2004. – 6 с.

9. Алиев Н.А. Разработка металлизированных смазочных смесей для контактных пар трения шахтных установок / Н.А. Алиев, В.П. Шулико // Матеріали Міжнародної конференції, Днепропетровськ, 21-23 жовтня: Форум Гірників. – 2010. – С. 54-64.

Рецензент: Неченаєв В.Г.

Надійшла до редколегії 15.02.2012

О.С. ВОРОЖБИЦЬКИЙ

Н.А. АЛІЄВ

Донецький національний технічний університет, м. Донецьк, Україна

ДОСЛІДЖЕННЯ ТА СТЕНДОВІ ВИПРОБУВАННЯ ТЕРМОГЕНЕРУЮЧИХ АГРЕГАТІВ

На базі аналізу споживання енергоносіїв, виснаження природних запасів не поновлюваного палива визначено один з головних чинників пошуку і використання альтернативних, поновлюваних джерел здобуття енергії. Приведені результати багатолітнього дослідження агрегату термогенеруючого багатоступінчатого (АТМ) з описом метрологічного обладнання дослідницького стенду. Проведено порівняння показників АТМ з аналогічними установками виконаними у ближньому і дальньому зарубіжжі.

Ключові слова: Поновлювана енергія, аномальна генерація тепла, агрегат термогенеруючий багатоступінчатий (АТМ), питомий дисбаланс, коефіцієнт перетворення енергії (КПЕ).

A.S. VOROZHBITSKY

N.A. ALIYEV

Donetsk national technical university, Donetsk, Ukraine

RESEARCH AND BENCH TESTS OF THERMOGENERATING UNITS.

On the basis of the analysis of consumption of energy carriers, exhaustion of natural stocks of not renewable fuel one of the main factors of search and use of alternative, renewable sources of obtaining energy is defined. Results of long-term research of units of thermogenerating multistage (ATM) with the description of the metrological equipment of the test bench are given. Comparison of indicators of ATM with the similar installations executed in the near and far abroad is carried out.

Keywords: Renewable energy, abnormal generation is warm, the unit thermogenerating multistage (ATM), a specific imbalance, factor of transformation of energy (KPE).

УДК 621.9.04

А.Э. ВОРОНОВ (асп.) ocooler@ya.ru

В.А. ВИТРЕНКО (д-р техн. наук, проф.)

Восточноукраинский национальный университет им. В. Даля,

г. Луганск, Украина

НАРЕЗАНИЕ ЗУБЬЕВ НА ГИПЕРБОЛОИДНОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Разработана модель получения зубчатой поверхности на теле типа гиперболоид, которая точно описывает процесс зацепления гиперболоидного зубчатого колеса с зубчатой рейкой при любом угле скрещивания осей и любом передаточном числе. Модель может быть использована для изучения механических свойств получаемого гиперболоидного колеса и процесса его зацепления в любой момент времени.

Ключевые слова: гиперболоидная поверхность, зацепление, контактные линии, зубчатая рейка.

Введение

По пути совершенствования технологии получения зубчатых поверхностей, применялись все новые, более совершенные методы, для увеличения объемов производства и снижения себестоимости единицы изделия. В наше время, было показано, что применение квазигиперболоидных поверхностей позволяет снизить затраты на изготовление и эксплуатацию инструмента [1]. Применение гиперболоидных поверхностей позволит еще больше продвинуться в решении этих вопросов [2, 3]. Для эффективного изучения влияния гиперболоидной формы поверхности зубчатого колеса на процесс изготовления, необходимо получить точную математическую модель, которая позволит изучить поведение материала заготовки на стадии проектирования.

Основная часть

В представленной работе рассматривается винтовая зубчатая передача второго рода, состоящая из зубчатой рейки и гиперболоидного зубчатого колеса (рис. 1) с любым передаточным числом и любым углом скрещивания между осью вращения гиперболоидного колеса и мнимой осью зубчатого колеса вырожденного в зубчатую рейку.

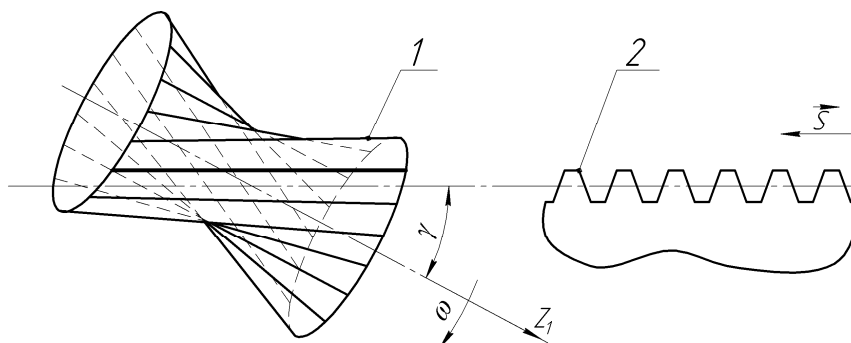


Рис. 1. Схема формообразования гиперболоидной винтовой поверхности:
1 - Исходная гиперболоидная поверхность для нарезания зубчатого колеса;
2 – зубчатая рейка

Зная уравнение поверхности исходной зубчатой рейки и применив методы дифференциальной геометрии и матричного исчисления выполним переход от системы инструмента к системе нарезаемого гиперboloидного зубчатого колеса.

В качестве системы инструмента примем систему $S_1(x_1, y_1, z_1)$, у которой ось z_1 параллельна мнимой оси зубчатой рейки. Таким образом, в системе S_1 координата z_1 отвечает за высоту зуба зубчатой рейки, а координаты x_1 и y_1 описывают контур зуба.

Для гиперboloидного колеса примем систему координат $S_2(x_2, y_2, z_2)$, у которой ось z_2 совпадает с осью вращения, а координаты x_2 и y_2 описывают форму зуба в результате зацепления с зубчатой рейкой на некоторой высоте z_2 , при условии совпадения начала координат S_2 с основанием гиперboloидной заготовки.

Формулу преобразования координат системы S_1 в систему S_2 можно представить в виде [2]:

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

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 .

$$\begin{cases} x_2 = x_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - y_1 \sin \varphi_2 + z_1 \cos \varphi_2 \sin \gamma + S_1 \cos \varphi_2 \cos \gamma - A \sin \varphi_2, \\ y_2 = x_1 \sin \varphi_2 \cos \gamma + y_1 \cos \varphi_2 + z_1 \sin \varphi_2 \sin \gamma + S_1 \sin \varphi_2 \cos \gamma + A \cos \varphi_2, \\ z_2 = -S_1 \sin \gamma - x_1 \sin \gamma + z_1 \cos \gamma. \end{cases} \quad (2)$$

В системе (2) показан переход от системы S_1 к системе S_2 в координатной форме. При построении перехода были приняты обозначения: φ_2 – угол поворота гиперboloида вокруг своей оси в направлении противоположном часовой стрелки; S_1 – положительный сдвиг зубчатой рейки вдоль оси O_1x_1 ; A – расстояние от оси гиперboloида до зубчатой рейки; γ – угол скрещивания осей. Подставив в систему уравнений (2) координаты режущей кромки зубчатой рейки, заметим, что полученная система содержит уравнений меньше чем параметров и представляет собой семейство поверхностей гиперboloидных колес. Для получения зубчатого гиперboloидного колеса, свяжем его движение с движением зубчатой рейки. Для согласованного движения необходимо связать перемещение зубчатой рейки вдоль оси O_1x_1 с углом поворота гиперboloида φ_2 . Связью будет постоянное число u , представляющее собой передаточное отношение вращательного движения зубчатого гиперboloидного колеса и поступательного движения зубчатой рейки.

$$\varphi_2 = uS_1. \quad (3)$$

Представим поверхность режущей кромки векторно-параметрическим уравнением $\vec{r}_1 = \vec{r}_1(\lambda, \mu)$ (рис. 2), таким, что:

$$x_1 = f_1(\lambda); y_1 = f_2(\lambda); z_1 = \mu. \quad (4)$$

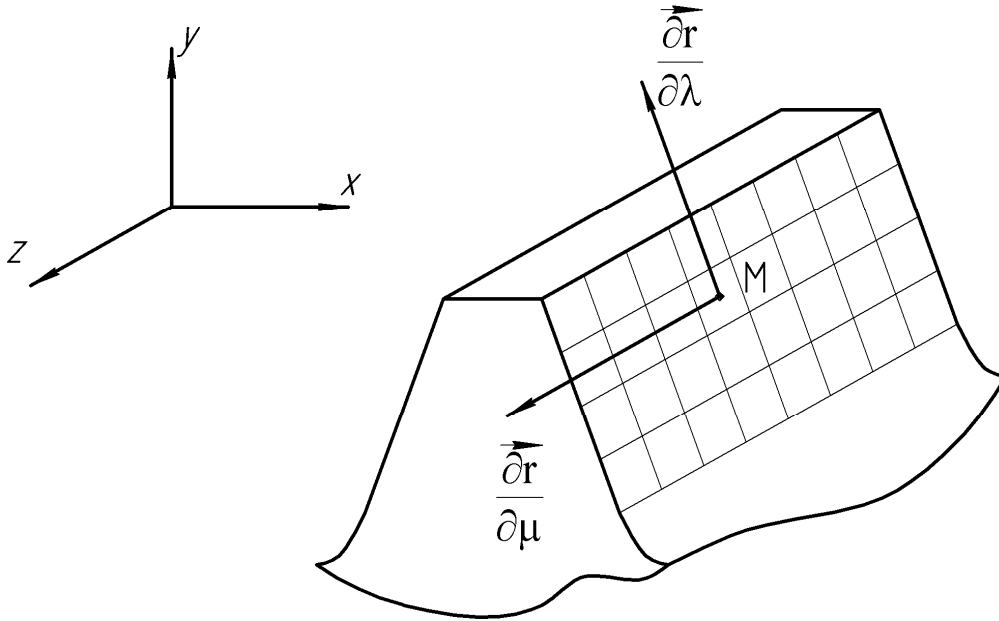


Рис. 2. Поверхность зуба рейки, представленная прямолинейными координатами

В векторной форме уравнение производящей поверхности, режущей кромки зубчатой рейки, можно записать:

$$\vec{r}_1(\lambda, \mu) = f_1(\lambda)\vec{i} + f_2(\lambda)\vec{j} + \mu\vec{k}. \quad (5)$$

Используя уравнения (4, 5), получим векторы, касательные к линиям $\lambda = const$ и $\mu = const$:

$$\vec{r}_1^\lambda = f_1'(\lambda)\vec{i} + f_2'(\lambda)\vec{j}; \vec{r}_1^\mu = \vec{k}. \quad (6)$$

При рассмотрении станочного зацепления для определения параметров получаемого гиперболического зубчатого колеса необходимо знать проекцию вектора нормали в точке контакта на производящую поверхность. Вектор нормали к производящей поверхности определяется из уравнения[4, 5]:

$$\vec{N} = (\vec{r}_1^\lambda \times \vec{r}_1^\mu). \quad (7)$$

Запишем проекции единичного вектора нормали \vec{n}_1 к производящей поверхности:

$$\begin{aligned}n_{x1} &= \frac{f_2'}{\sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}}; \\n_{y1} &= \frac{f_1'}{\sqrt{(f_1')^2 + (f_2')^2}}; \\n_{z1} &= 0.\end{aligned}\tag{8}$$

Получим выражения коэффициентов первой и второй квадратичных форм для определения характеристик поверхности. Коэффициенты первой квадратичной формы поверхности:

$$\begin{aligned}E_1 &= (\bar{r}_1^\lambda)^2; \\F_1 &= \bar{r}_1^\lambda \bar{r}_1^\mu; \\G_1 &= (\bar{r}_1^\mu)^2.\end{aligned}\tag{9}$$

Коэффициенты второй квадратичной формы:

$$\begin{aligned}L_1 &= \bar{n}_1 \frac{\partial^2 \bar{r}_1}{\partial \lambda^2}; \\M_1 &= \bar{n}_1 \frac{\partial^2 \bar{r}_1}{\partial \lambda \partial \mu}; \\N_1 &= \bar{n}_1 \frac{\partial^2 \bar{r}_1}{\partial \mu^2}.\end{aligned}\tag{10}$$

Используя выражения (9, 10), определим нормальные кривизны линий, лежащих на производящей поверхности:

$$K = \frac{L_1 d\lambda^2}{E_1 d\lambda^2 + G_1 d\mu^2}.\tag{11}$$

Нормальные кривизны, вдоль рассматриваемых линий $\lambda = const$ и $\mu = const$ определяются по следующим зависимостям:

$$\begin{aligned}K_\mu &= \frac{L_1}{E_1} = \frac{f_1' f_2'' - f_2' f_1''}{((f_1')^2 + (f_2')^2)^{3/2}}; \\K_\lambda &= \frac{N_1}{G_1} = 0.\end{aligned}\tag{12}$$

Полученных уравнений достаточно для определения контактных линий на поверхностях зубьев гиперболоидного колеса при заданном значении величины подачи зубчатой рейки S_1 .

Вывод

Разработанная модель позволяет получить математическое представление поверхности гиперболоидных зубчатых колес. При помощи данной модели могут быть изучены гиперболоидные зубчатые колеса, входящие в зацепление с зубчатой рейкой, как частным случаем цилиндрического зубчатого колеса. Полученные уравнения описывают форму гиперболоидного колеса с учетом передаточного отношения и угла скрещивания осей.

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. – 147 с.
2. Гавриленко В.А. Определение оптимальных параметров начальных поверхностей колес эвольвентных гиперболоидных передач / В.А. Гавриленко, С.Д. Осипова // Изв.вузов. Машиностроение. – 1969. – № 1.
3. Люкшин В.С. Теория винтовых поверхностей в проектировании режущих инструментов / В.С. Люкшин. – М.: изд-во «Машиностроение», 1967. – 372 с.
4. Гохман Х.И. Теория зацепления, обобщенная и развитая путем анализа / Х.И. Гохман. – Одесса, 1986. – 157 с.
5. Выгодский М.Я. Дифференциальная геометрия / М.Я. Выгодский. – М.: Машгиз, 1949. – 659 с.

Рецензент: Гриньов Ю.О

Надійшла до редколегії 03.12.2011

А.Е. ВОРОНОВ, В.О. ВІТРЕНКО

Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля НАРІЗАННЯ ЗУБІВ НА ГІПЕРБОЛОЇДНІЙ ПОВЕРХНІ

Розроблено модель отримання зубчастої поверхні на тілі типу гіперboloїд, яка точно описує процес зачеплення гіперboloїдного зубчастого колеса із зубчастою рейкою при будь-якому куті схрещування осей та будь-яким передаточним числом. Модель може бути використана для вивчення механічних властивостей одержуваного гіперboloїдного колеса та процесу його зачеплення у будь-який момент часу.

Ключові слова: гіперboloїдна поверхня, зачеплення, контактні лінії, зубчаста рейка.

A.E. VORONOV, V.A. VITRENKO

Volodymyr Dahl East Ukrainian National University TEETH CUTTING ON THE HYPERBOLOID SURFACE

The model of generating tooth surface on hyperboloid is processed. We described the process of gearing hyperboloid gear with toothed bar at any angle of axes crossing and gear ratio.

Key words: hyperboloidal surface, gearing, contact line, toothed bar.

УДК 620.179.162

И.А. КИРИЧЕНКО (д-р техн. наук, проф.)

А.Н. КИРЕЕВ (канд. техн. наук, доц.)

А.Л. КАШУРА (канд. техн. наук, доц.)

Восточноукраинский национальный университет
им. В.Даля, кв. Молодежный 20а, г. Луганск, Украина 91034

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАТУХАНИЯ УЛЬТРАЗВУКА В ПОЛИКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛАХ

В работе представлен метод определения структурного коэффициента затухания продольной ультразвуковой волны, изменение которого обуславливается изменением затухания упругой волны в объектах контроля из поликристаллических материалов.

Ключевые слова: ультразвук, затухание, поликристаллические материалы, рассеяние, ультразвуковая волна.

При распространении ультразвуковой волны в поликристаллическом материале уменьшается ее интенсивность. Ослабление интенсивности связано с расхождением и затуханием ультразвуковой волны [1]. Ослабление волны за счет расхождения зависит от известных факторов: размеров излучателя, длины и скорости ультразвуковой волны в среде.

В то же время установлено, что затухание ультразвука в поликристаллических материалах обусловлено его поглощением и рассеиванием на микронеоднородностях и границах кристаллитов.

На величину поглощения (преобразование энергии ультразвуковой волны в тепловую энергию) влияют потери на дефектах кристаллической решетки, термоупругие эффекты, дислокационное трение, фонон-фононное взаимодействие, взаимодействие фононов с электронами проводимости, взаимодействие ультразвука с колебаниями кристаллической решетки, магнитоупругие эффекты [2].

Рассеяние ультразвука обусловлено тем, что поликристаллический материал не является строго однородным. В нем встречаются граничные поверхности, на которых звуковое сопротивление изменяется [3]. В материалах, зерна которых состоят из одной фазы, например: аустенитная сталь, изменение акустического сопротивления при переходе границы кристаллитов обусловлено упругой анизотропией свойств кристаллита. В материалах, зерна которых состоят из разных фаз, например: перлитоферритная сталь, чугуны и др., изменение акустического сопротивления на границе кристаллитов больше, чем у материалов с однофазной структурой, следовательно, и рассеяние играет большую роль в затухании ультразвука.

Существуют закономерности распространения упругой волны, ее длины и размеров от акустических характеристик как элементов проводящей среды (зерен и межкристаллитных прослоек), так и всей среды в целом. В зависимости от соотношения указанных параметров решающая роль в затухании принадлежит либо явлениям дифракции, когда длина волны λ значительно превосходит среднестатистический размер

зерна d ($\lambda > 2\pi d$), вследствие чего акустические потери оказываются малыми. В области частот, когда $d < \lambda < 2\pi d$ характерным является фазовое рассеяние ультразвука на границах кристаллитов. Если $\lambda \leq d$, то имеет место диффузное рассеяние ультразвука, при котором коэффициент рассеяния уже не зависит от частоты, а с повышением частоты заметную роль начинает играть физическое поглощение ультразвука.

Затухание ультразвука является помехой измерения сигнала при ультразвуковом контроле объектов с поликристаллической структурой. Разница в затухании ультразвуковой волны в объекте контроля и в стандартном образце с искусственными эталонными отражателями для оценки допустимости обнаруженных несплошностей вносит погрешность. Вследствие этой погрешности амплитудные характеристики эхо-сигнала от обнаруженной несплошности и от эталонного отражателя с одинаковой эквивалентной площадью будут иметь разные значения.

С другой стороны, связь между параметрами ультразвуковой волны и размерами, формой и характеристиками элементов проводящей среды поликристаллического материала позволяет осуществлять контроль структуры без нарушения целостности изделия путем построения корреляционных зависимостей между структурными характеристиками материала и параметрами затухания упругой волны.

Определение затухания упругой волны может осуществляться резонансным методом, при котором измеряется ширина резонансных пиков на определенном уровне от максимального значения амплитуды. Также затухание определяют методом свободных колебаний посредством измерения числа периодов свободных колебаний, за которое амплитуда колебаний уменьшается до определенного уровня (например, в два раза) [4]. Погрешности при этих измерениях возникают в результате потерь, не связанных с затуханием волн в материале (передача энергии в опоры, в окружающую среду, возбуждающий элемент и т.п.).

При практических измерениях наибольшее распространение получил способ сравнительного измерения затухания по амплитудным характеристикам импульсов, проходящим один и тот же путь в образце и изделии одинаковой формы при аналогичных условиях контакта преобразователя с объектом контроля и образцом. Недостатком этого способа является относительность измерения, так как на амплитуду сигнала влияет помимо затухания расхождение ультразвуковой волны.

Цель статьи. Целью настоящей работы является разработка метода определения параметров затухания продольной ультразвуковой волны в объектах из поликристаллических материалов, исключающего недостатки известных методов.

На рис. 1 представлена схема анализа характеристик прохождения и отражения продольной ультразвуковой волны в объекте контроля (ОК). Для наглядности первое и второе отражение волны от донной поверхности разнесены по сечению ОК.

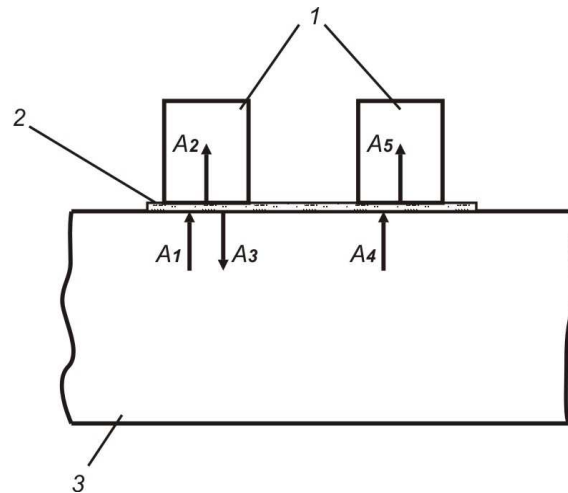


Рис. 1. Схема для анализа характеристик прохождения и отражения продольной ультразвуковой волны в ОК:

1 – пьезоэлектрический преобразователь (ПЭП); 2 – контактная жидкость (КЖ); 3 – ОКХ;

A_1 – амплитудная характеристика первого донного эхо-сигнала, пришедшего на границу раздела ОК-КЖ-ПЭП; A_2 – амплитудная характеристика первого донного эхо-сигнала, прошедшего границу раздела ОК-КЖ-ПЭП; A_3 – амплитудная характеристика эхо-сигнала, отраженного от границы раздела ОК-КЖ-ПЭП; A_4 – амплитудная характеристика второго донного эхо-сигнала, пришедшего на границу раздела ОК-КЖ-ПЭП; A_5 – амплитудная характеристика второго донного эхо-сигнала, прошедшего границу раздела ОК-КЖ-ПЭП.

В анализируемой схеме (рис. 1) амплитуды первичного и вторичного сигнала пропорциональны:

$$A_2 = A_1 \cdot D_2,$$

откуда получаем:

$$A_1 = \frac{A_2}{D_2}, \quad (1)$$

где D_2 – коэффициент прохождения ультразвуковой волны через границу раздела ОК-КЖ-ПЭП.

$$A_3 = A_1 \cdot R, \quad (2)$$

где R – коэффициент отражения ультразвуковой волны от границы раздела ОК-КЖ-ПЭП.

Из выражений (1, 2) получаем:

$$A_3 = \frac{A_2 \cdot R}{D_2}. \quad (3)$$

$$A_5 = A_4 \cdot D_2,$$

откуда получаем:

$$A_4 = \frac{A_5}{D_2}. \quad (4)$$

Ультразвуковой дефектоскоп имеет возможность измерять отношения амплитудной характеристики A_5 к амплитудной характеристике A_2 :

$$\Delta N = 20 \cdot \lg \frac{A_5}{A_2},$$

откуда получаем:

$$F = \frac{A_5}{A_2} = 10^{\left(\frac{\Delta N}{20}\right)}. \quad (5)$$

Отражение от донной поверхности в дальней зоне (зоне Фраунгофера) ПЭП описывается выражением [5]:

$$\frac{A_4}{A_3} = \frac{S_a}{2 \cdot \lambda \cdot x} \cdot e^{-2 \cdot \delta \cdot x}, \quad (6)$$

где S_a – площадь излучателя ПЭП; λ – длина ультразвуковой волны; x – расстояние до донной поверхности; δ – коэффициент затухания ультразвуковой волны.

Из выражений (3, 4, 6) находим:

$$\frac{\left(\frac{A_5}{D_2}\right)}{\left(\frac{A_2 \cdot R}{D}\right)} = \frac{S_a}{2 \cdot \lambda \cdot x} \cdot e^{-2 \cdot \delta \cdot x}. \quad (7)$$

Из выражений (5, 7) находим:

$$\frac{F}{R} = \frac{S_a}{2 \cdot \lambda \cdot x} \cdot e^{-2 \cdot \delta \cdot x}. \quad (8)$$

Из выражения (8) получаем:

$$\delta = K_c + K_R, \quad (9)$$

где:

$$K_c = -\frac{\ln\left(\frac{2 \cdot \lambda \cdot x \cdot F}{S_a}\right)}{2 \cdot x}, \quad (10)$$

$$K_R = \frac{\ln R}{2 \cdot x}.$$

Компонент формулы (9) K_c назовем структурным коэффициентом. K_c – обуславливает ослабление продольной ультразвуковой волны в анализируемой схеме за счет затухания и отражения от границы раздела ОК-КЖ-ПЭП. Компонент формулы (9) K_R –

обуславливает ослабление продольной ультразвуковой волны в анализируемой схеме за счет отражения от границы раздела ОК-КЖ-ПЭП.

При аналогичности условий контакта ПЭП с ОК при выполнении измерений в разных ОК коэффициент отражения $R=const$ и изменений структурного коэффициента K_c будет зависеть только от изменений параметров затухания в ОК.

Аналогичность акустического контакта при измерениях реализуется при следующих условиях:

- применения одного типа ПЭП;
- применения одинаковой КЖ;
- шероховатость контактной поверхности не более $R_z = 40$ мкм;
- измерение параметров затухания в объектах с одинаковым характеристическим импедансом;
- одинаковая толщина и отсутствие изменения толщины слоя контактной жидкости.

Для реализации последнего условия была предложена схема стабилизации акустического контакта ПЭП с ОК, показанная на рис. 2, 3. Ограничением для применения данной схемы является то, что ее можно применять только для ферромагнитных ОК.

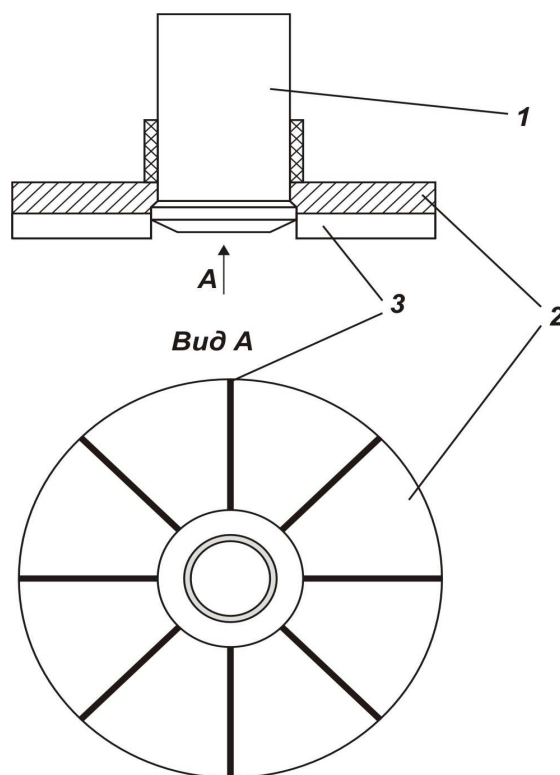


Рис. 2. Схема стабилизации акустического контакта:

1 – ПЭП; 2 – постоянный магнит; 3 – выточки для выхода излишков КЖ

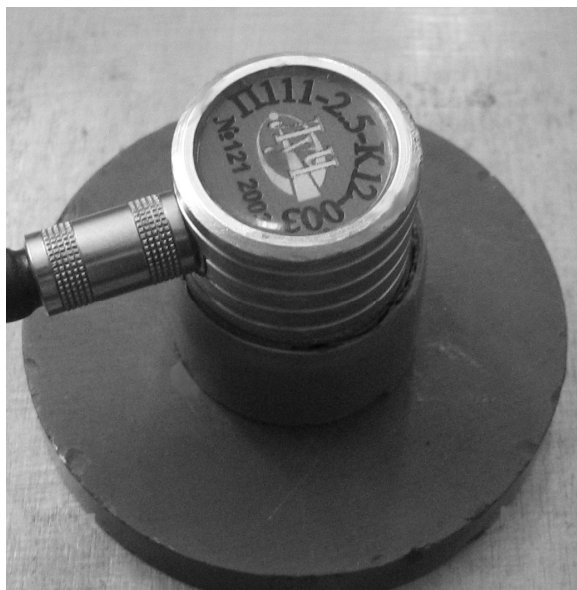


Рис. 3. Фото системы стабилизации акустического контакта

Из вышесказанного следует, что для определения параметров затухания в различных ОК достаточно определения структурного коэффициента K_c .

Способ определения структурного коэффициента K_c заключается в следующем:

1. В ОК из поликристаллического материала посредством ультразвукового импульсного дефектоскопа измеряется разница в дБ ΔN между амплитудными характеристиками первого и второго донных эхо-сигналов.

2. При выполнении измерений должны соблюдаться следующие условия:

- аналогичность условий контакта между ПЭП и ОК;
- расстояние от точки ввода акустической оси ультразвуковой волны в ОК l до боковых граней ОК (рис. 4) должно быть больше или равно l_{min} :

$$l_{min} = a + \operatorname{tg} \left(\arcsin \left(0,61 \cdot \frac{\lambda}{a} \right) \right) \cdot \left(4 \cdot x - \frac{a^2}{\lambda} \right), \quad (12)$$

где a – радиус излучателя; x – расстояние от поверхности ввода ультразвуковой волны до донной поверхности; λ – длина ультразвуковой волны.

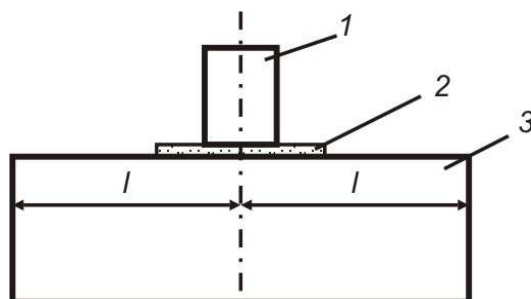


Рис. 4. Расстояние l от акустической оси ПЭП до боковых граней ОК:

1 – ПЭП; 2 – КЖ; 3 – ОК

На рис. 5 показана в виде графика зависимость минимального расстояния до боковых граней ОК l_{min} от расстояния до донной поверхности x для разных типов ПЭП.

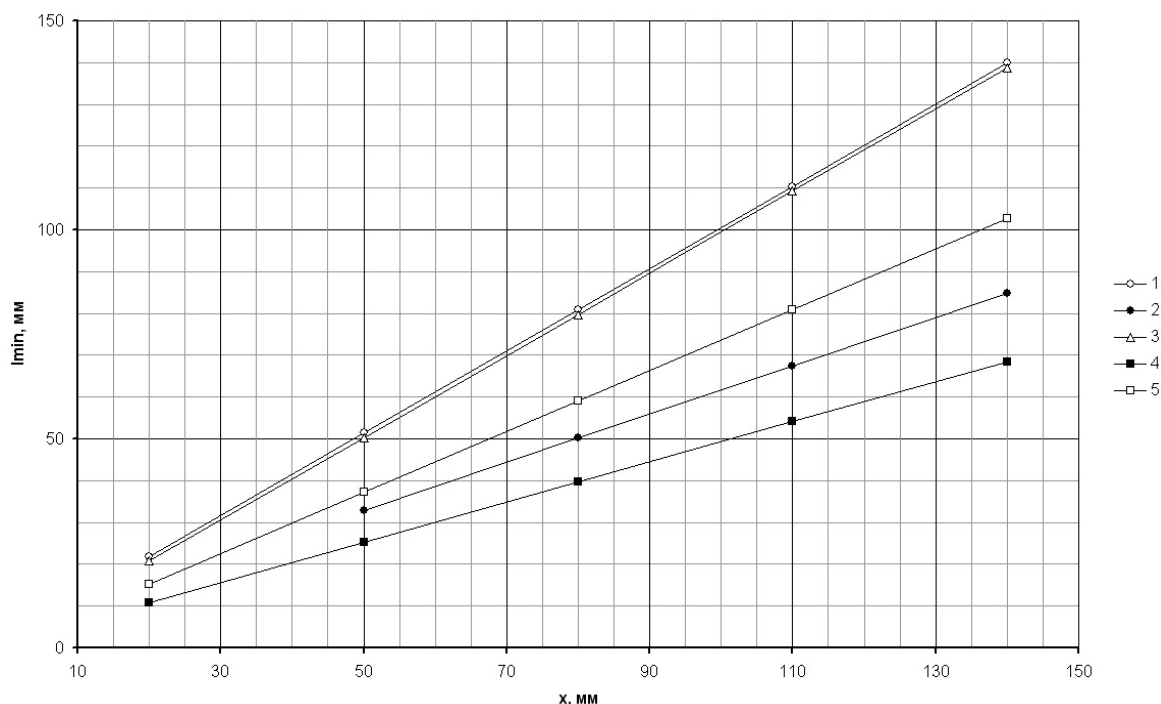


Рис. 5. График зависимости l_{min} от x для разных типов ПЭП: 1 – П111-2,5-к12-003; 2 – П111-2,5-к20-003; 3 – П111-5-к6-003; 4 – П111-10-к6-003; 5 – П111-10-к4-003

3. По измеренному значению ΔN , воспользовавшись зависимостями (5, 10), рассчитывается структурный коэффициент K_c .

Выводы

Характеристикой упругой волны, наиболее чувствительной к структуре поликристаллического материала, является затухание.

При определении параметров затухания в поликристаллическом материале достаточно определять структурный коэффициент K_c . При условии сохранения аналогичности акустического контакта между ПЭП и ОК, можно исключить влияние изменения коэффициента отражения от границы раздела ОК-КЖ-ПЭП на изменение структурного коэффициента K_c .

Для обеспечения условий аналогичности контакта между ПЭП и ОК предложена схема стабилизации акустического контакта, которая позволяет стабилизировать акустический контакт в ОК из ферромагнитных материалов.

Список литературы

1. Неразрушающий контроль и диагностика: справочник / Клюев В.В., Соснин Ф.Р., Ковалев А.В. и др.; под. ред. В.В. Клюева. – изд. 2-е испр. и доп. – М.: Машиностроение, 2003. – 656 с.

2. Труэлл Р. Ультразвуковые методы в физике твердого тела / Р. Труэлл, Ч. Эльбаум, Б. Чик ; пер. с англ. – М.: Наука, 1972. – 340 с.
3. Крауткремер Йозеф. Ультразвуковой контроль материалов: справочник / Крауткремер Йозеф, Крауткремер Герберт; пер. с нем. Е.К. Бухмана, под ред. В.Н. Волченко. – М.: Металлургия, 1991. – 752 с.
4. Физическая акустика / под ред. У. Мэзона. – М.: Мир, 1966. – Т. 1, Ч. А – 592 с.
5. Ермолов И.Н. Теория и практика ультразвукового контроля / И.Н. Ермолов. – М.: Машиностроение, 1981. – 240 с.

Рецензент: Неченаєв В.Г.

Надійшла до редколегії 17.12.2011

**І.О. Кириченко
А.М. Кіреєв
О.Л. Кашура**

Східноукраїнський національний університет ім. В. Даля
**МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАГАСАННЯ УЛЬТРАЗВУКУ В
ПОЛІКРИСТАЛІЧНИХ МАТЕРІАЛАХ**

У роботі представлений метод визначення структурного коефіцієнта загасання поздовжньої ультразвукової хвилі, зміна якого обумовлює зміну загасання пружної хвилі в об'єктах контролю з полікристалічних матеріалів.

Ключові слова: ультразвук, загасання, полікристалічні матеріали, розсіювання, ультразвукова хвиля.

**I. Kirichenko
A. Kireev
A. Kashura**

East-Ukrainian National University by the name of V. Dal
**THE METHOD OF DETERMINING THE CHARACTERISTICS OF ULTRASOUND
ATTENUATION IN POLYCRYSTALLINE MATERIALS**

The paper provides the method of determination of the structural factor attenuation of longitudinal ultrasonic waves, the change of which is conditioned by the change of the attenuation of elastic waves in the objects of control of polycrystalline materials.

Key words: ultrasound, attenuation, polycrystalline materials, scattering, the ultrasonic wave.

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 экспериментальных 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 всех языках должны быть полностью идентичными.

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 или английский (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 (нумерацию выполнить карандашом **на распечатанном экземпляре статьи** в нижнем правом углу). 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. Статьи в формате DOCX (текстовый редактор Microsoft Word 2007 и выше) представлять в редакцию **нежелательно**. 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 (по желанию) – 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. Шрифт полужирный, размер шрифта – 11 пт, межстрочный интервал – **одинарный**, красная строка (абзацный отступ) – **нет**. Выравнивание по центру. Рекомендуемое количество ключевых слов – **не более 10**. Не допускаются сочетания более чем из двух ключевых слов.

9. **Основной текст** статьи печатать через одну пустую строку после ключевых слов. Размер шрифта – 12 пт, межстрочный интервал – *одинарный*, красная строка (абзацный отступ) – **1,25 см**. Выравнивание по ширине. Расстановка переносов – автоматическая. Основной текст статьи **обязательно структурировать**, названия структурных разделов печатать *через одну пустую строку* от предыдущего раздела. Названия разделов указываются в тексте статьи **полужирным шрифтом**, но не нумеруются. Названия разделов печатаются *на отдельной строке*, центрирование по центру, без абзацного отступа.
10. **Графический материал** (рисунки, графики, схемы) следует выполнять в одном из следующих форматов: *.bmp, *.gif, *.jpg, *.psx, *.png, размерами не менее 60x60 мм внедренными в текст объектами. Рисунки должны располагаться по ходу излагаемого материала после упоминания о них. Позиции на рисунке должны располагаться по часовой стрелке и быть объяснены в тексте статьи. Под каждым рисунком указывается его **номер и название**, например: Рис. 3. Схема устройства. Размер шрифта в названии – 12 пт. Каждый рисунок должен быть отделен от текста одним интервалом (пустой строкой) сверху и снизу. Название должно быть *центрировано* относительно рисунка, использование переносов, отступов и выступов в названии не допускается. После названия допускается приводить объяснение позиций на рисунке, список позиций с объяснениями *рекомендуется* центрировать относительно рисунка. Название отделяется от рисунка одним интервалом и от последующего текста (за исключением объяснения позиций) тоже одним интервалом (*пустой строкой*).
11. **Формулы, математические знаки, показатели степени и индексы преимущественно** выполняются *курсивом*. **Формулы** набирать в редакторе формул Microsoft Equation не ниже версии 3.0, только, если их нельзя набрать курсивом. Математические знаки, показатели степени и индексы в редакторе формул Microsoft Equation должны выполняться в соответствии с приведенными ниже требованиями к стилю и размерам. Все обозначения величин, входящих в формулу, должны быть объяснены сразу после неё или в тексте статьи. Если после формулы приводится объяснение входящих в неё величин, то сразу после формулы (в той же строке) ставится запятая, а перечисление величин начинается с новой строки с союза «где» *без отступа*. После строки с союзом «где» последующие строки объяснения набираются с равномерным отступом (для русского языка – 0,8 см, для украинского – 0,6 см), выравнивание по ширине. После указания обозначения величины в объяснении ставится *короткое тире, а не дефис*. Формулы нумеруются (номер указывается справа в круглых скобках, не отступая от правого поля) **только в том случае**, если на них в тексте имеются ссылки. Формула отделяется от текста одним интервалом (*пустой строкой*) сверху и снизу, выравнивание **строго по центру**, независимо от наличия номера. Если для расположения формулы по центру используется табуляция, отступление от выравнивания формул **строго по центру** также не допускается. Настройки редактора формул Microsoft Equation приведены ниже.

Стиль и размеры формул для Microsoft Equation

Full (обычный)	12 pt
Subscript/Superscript (крупный индекс)	10 pt
Sub-Subscript/Superscript (мелкий индекс)	7 pt
Symbol (крупный символ)	14 pt
Sub-Symbol (мелкий символ)	7 pt
Функция	Шрифт Times New Roman Суг
Переменная	Шрифт Times New Roman Суг (наклонный)
Строчные греческие	Шрифт Symbol (наклонный)
Прописные греческие	Шрифт Symbol
Символы	Шрифт Symbol

12. **Таблицы** располагаются по ходу излагаемого материала после ссылки на них. Над таблицей помещается её название и порядковый номер (слева от края страницы, без отступа). Слово «Таблица» в названии приводится **полностью**, например: Таблица 2. Экспериментальные данные. В названии таблицы не используются абзацные отступы и выступы, переносов слов в названии также следует избегать. Таблица отделяется от основного текста статьи одним интервалом (*пустой строкой*) сверху и снизу. Если таблица занимает более одной страницы, то на второй и последующих страницах на месте названия указывается «Продолжение табл...», приводится номер таблицы, название не повторяется. При необходимости сразу после таблицы допускается указывать примечания к ней, начав их со слова (слов) «Примечание (примечания)», без абзацного отступа.
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 спи-

ска 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). 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*. См. образец оформления материалов.
15. **Ключевые слова (keywords)** на двух других языках, кроме языка статьи, печатать через одну пустую строку после соответствующей аннотации. Шрифт **полужирный**, размер шрифта – 11 пт, межстрочный интервал – *одинарный*, красная строка (абзацный отступ) – **нет**. Выравнивание по центру. Рекомендуемое 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 28 декабря 2012 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

БОНДАРЕНКО И.П. (д-р техн. наук, проф.) bond_ip@ua.net

Донецкий национальный технический университет, г. Донецк, Украина

ПЕТРЕНКО Н.В. (канд. техн. наук, ст. научн. сотр., зав. лабораторией) petren@mail.ru

Пермский государственный институт машиностроительной промышленности, г. Пермь, Россия

СЕМЕНОВ А.Е. (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 ...

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.

БОНДАРЕНКО І.П.

Донецький національний технічний університет

ПЕТРЕНКО М.В.

Пермський державний інститут машинобудівної промисловості

СЕМЕНОВ О.Є.

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 ...

Механічне оброблення, шліфування, великогабаритна деталь, собівартість виготовлення

BONDARENKO I.P.

Donetsk National Technical University

PETRENKO N.V.

Perm State Institute of Machinebuilding Industry

SEMENOV A.E.

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 ...

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 «Металлорежущие станки и инструменты»

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 «Металлорежущие станки и инструменты» 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 8(190)

(українською, російською мовами)

Редагування, коректура: Г.Ф. Федоренко, Т.М. Шламенок, А.В. Зиль

Підписано до друку 22.05.2012. Формат 60×84¹/₈
Ум. друк. арк. **26**. Обл.- вид. арк. **20,2**
Тираж 100 прим. Замовлення №

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