

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ОДЕСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

СУЧАСНІ СИСТЕМИ ТЕХНОЛОГІЙ У МАШИНОБУДУВАННІ

**Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю
з дня народження професора Одеського
національного політехнічного університету (ОНПУ)
Якимова О.В.**

Одеса

**МІНІСТЕРСТВО ОСВІТИ І НАУКИ УКРАЇНИ
ОДЕСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ПОЛІТЕХНІЧНИЙ УНІВЕРСИТЕТ**

СУЧАСНІ СИСТЕМИ ТЕХНОЛОГІЙ У МАШИНОБУДУВАННІ

**Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю
з дня народження професора Одеського
національного політехнічного університету (ОНПУ)
Якимова О.В.**

**Одеса
ОНПУ, 2015**

УДК 62-65: 621.382.82
С91

Рекомендовано до друку Вченою радою Одеського національного
політехнічного університету (ОНПУ).
Протокол № 6 від 24.03.2015 р.

Редакційна колегія:

Відповідальний редактор: Ф. В. Новіков, докт. техн. наук, проф.

Заступник відповідального редактора: В. П. Ларшин, докт. техн. наук, проф.

Відповідальний секретар: В. Б. Наддачин, канд. техн. наук, доц.

Члени редколегії: О. Ф. Дащенко, докт. техн. наук, проф.;
О. Г. Дерев'янченко, докт. техн. наук, проф.;
В. В. Коломієць, докт. техн. наук, проф.;
В. І. Лавріненко, докт. техн. наук, проф.;
В. Г. Лебедев, докт. техн. наук, проф.;
В. І. Марчук, докт. техн. наук, проф.;
О. А. Оргіян, докт. техн. наук, проф.;
Ю. А. Сизий, докт. техн. наук, проф.;
А. В. Усов, докт. техн. наук, проф.

С 91 **Сучасні системи технологій у машинобудуванні.** Збірник
наукових праць, присвячений 90-річчю з дня народження професора
Одеського національного політехнічного університету (ОНПУ)
Якімова О.В. – Одеса: ОНПУ. – 2015. – 273 с.
ISBN 978-966-383-600-3

Представлено наукові праці, у яких розглянуті питання технології
машинобудування, механічної та фізико-технічної обробки матеріалів,
проблеми створення й ефективного застосування прогресивних інструментів
і обладнання, сучасних систем технологій у машинобудуванні. Значна увага
приділена абразивній обробці й особливо вискоелективному шліфуванню
кругами з переривчастою робочою поверхнею, розробленому професором
Якімовим О.В.

Для фахівців в області машинобудування, науково-технічних
працівників і студентів.

УДК 62-65: 621.382.82

ISBN 978-966-383-600-3

© Одеський національний
політехнічний університет, 2015

К 90-ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ ЯКИМОВА АЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬЕВИЧА



16 марта 2015 года исполнилось 90 лет выдающемуся ученому-технологу, Заслуженному деятелю науки Украины, лауреату Государственной премии Украины, академику Инженерной Академии Украины, почетному профессору НТУУ «Киевский политехнический институт», доктору технических наук, профессору Одесского Национального политехнического университета **Якимову Александру Васильевичу**. Благодаря многолетней активной творческой работе он внес большой вклад в развитие теоретических основ технологии машиностроения, процессов механической и физико-технической обработки материалов. Под его руководством успешно решены принципиально важные для отечественного машиностроения проблемы повышения качества изготовления ответственных деталей машин и особенно авиационного назначения, впервые в мировой практике создан чрезвычайно эффективный процесс прерывистого шлифования, который кардинально решает проблему снижения температуры в зоне резания и улучшения качества поверхностного слоя обрабатываемого материала, повышает надежность и долговечность работы деталей машин.

Александр Васильевич – автор более 500 научных трудов, из них более 50 монографий, учебников и учебных пособий, имеет до 100 изобретений. Он

подготовил свыше 60 кандидатов и докторов технических наук. Александра Васильевича считают своим Учителем многие ученые и специалисты. Под его руководством в Одессе и Харькове постоянно проводились и продолжают проводиться на базе машиностроительных предприятий научно-практические конференции, позволяющие приблизить науку к производству, активизировать участие творческой молодежи в развитии машиностроительного комплекса.

Поздравляем дорогого Александра Васильевича с юбилеем, желаем крепкого здоровья, счастья, благополучия, новых научных достижений, творческих сил еще на многие годы, активного и плодотворного участия в подготовке научных кадров и передаче своих огромных знаний и опыта молодежи.

О ПРОФЕССОРЕ ЯКИМОВЕ АЛЕКСАНДРЕ ВАСИЛЬЕВИЧЕ

Александр Васильевич Якимов родился 16 марта 1925 года в г. Чермоз Пермской области в семье рабочего. Его отец работал прокатчиком на металлургическом заводе, мать была домохозяйкой. После окончания семи классов школы в 1939 году он поступил учиться в механический техникум. В 1943 году был призван в ряды Советской Армии. Сначала в Челябинское авиационное училище штурманов (1943-1944 годы), а после его окончания – в Высшую школу штурманов в г. Рязани (с 1944 по 1946 годы). В 1946 году демобилизовался и поступил работать конструктором на машиностроительный завод имени Я.М. Свердлова (1946-1952 годы) в г. Перми. Одновременно поступил учиться на заочное отделение моторного факультета Московского авиационного института (МАИ). После окончания МАИ (в декабре 1952 года) поступил в аспирантуру МАИ при кафедре “Производство авиадвигателей”. В 1956 году в МАИ он успешно защитил кандидатскую диссертацию на тему “Исследование жесткости металлорежущих станков типа МААГ”. После окончания аспирантуры в 1956 году был направлен на работу в Запорожский машиностроительный институт, где работал сначала старшим преподавателем (с 1956 по 1958 годы) и по совместительству заместителем декана механико-технологического факультета (МТФ), а затем – доцентом кафедры “Станки и режущий инструмент”. В 1961 году по конкурсу перешел работать в Пермский политехнический институт (ППИ) сначала в должности доцента кафедры “Станки и режущий инструмент” (1961-1963 годы) и по совместительству деканом МТФ, а затем (с 1963 по 1974 годы) – заведующим кафедрой “Технология машиностроения”. Работая заведующим кафедрой, А.В. Якимов смог объединить научные интересы кафедр технологии машиностроения, физики, автоматики и телемеханики, металлургии и термической обработки, сопротивления материалов, металлорежущих станков и инструментов. Это творческое объединение позволило, с одной стороны, повысить научный и теоретический уровень работ, выполняемых для промышленности, с другой – создать условия для роста кадров. Так в 1963 году была защищена кандидатская диссертация по тепловым процессам при шлифовании заведующим кафедрой физики В.А. Сипайловым, который в 1973

году также успешно защитил докторскую диссертацию на тему “Основы теории тепловых процессов при шлифовании металлов”. Под руководством А.В. Якимова успешно выполняли научные работы многие другие сотрудники указанных кафедр и промышленных предприятий. Например, старший преподаватель кафедры физики Ханжин Н.Н. в 1968 году защитил кандидатскую диссертацию по тепловым процессам при резьбошлифовании. Старший научный сотрудник Головизин А.С. (завод им. Я.М. Свердлова) защитил диссертацию по шлифованию конических зубчатых колес с круговыми зубьями. Сотрудник кафедры автоматики и телемеханики ППИ Зуев В.Н. и аспиранты кафедры технологии машиностроения Бояршинов Ю.А., Перов Э.Н., Ушатов Л.В. по заказу Московского завода шлифовальных станков МСЗ разработали адаптивные системы управления качеством поверхностного слоя при зубошлифовании для станков типа МААГ (мод. 5851) и Найльс (мод. 5831). Аспиранты Потемкин В.И., Кудашкин В.Н., Вечер Р.И. обосновали область рационального применения прерывистых кругов при шлифовании инструментов, штампов и деталей турбобуров. Аспиранту Казимирчику Ю.А. впервые удалось произвести измерение температуры в области единичного зерна при шлифовании. Аспиранты Костин Н.В. и Грисенко Е.В. провели комплексное исследование процесса ленточного прерывистого шлифования жаропрочных и титановых сплавов, а также древесно-стружечных плит. Аспирант Кигель И.Г. обосновал возможность и эффективность применения прерывистых алмазных кругов при шлифовании твердых сплавов. Сотрудник кафедры физики Ярмонов Н.А. провел теоретическое исследование процесса шлифования труднообрабатываемых материалов прерывистыми и композиционными кругами. Так, под руководством А.В. Якимова формируется научная школа по тепловым явлениям при шлифовании и управлению качеством поверхностного слоя деталей машин.

Здесь следует отметить, что ученые десятилетиями бились над решением проблемы управления качеством поверхностного слоя деталей машин при шлифовании. До 35-40 % дорогостоящих деталей, имеющих высокую точность после шлифования, уходило в неисправимый брак. Причина – скрытые от глаза прижоги и микротрещины, возникающие при обработке металлов и сплавов абразивными инструментами под воздействием высоких температур в зоне резания. Многомиллионные убытки воспринимались как неизбежное зло. Даже подбор заниженных, так называемых «щадящих», режимов шлифования, в несколько раз снижающих производительность обработки, не позволял полностью устранить шлифовочные дефекты. Как следствие, долговечность подшипников снижалась в 3 раза, зубчатых колес – в 5-8 раз, стойкость штампов – в 30 раз. Системный подход к решению комплексной проблемы позволил уже в те годы осуществить прорыв в технологии шлифования ответственных деталей машин и сформулировать основные направления по автоматизации шлифовальных станков и технологии изготовления абразивного инструмента. Метод прерывистого шлифования, предложенный группой ученых под руководством заведующего кафедрой технологии машиностроения ППИ А.В. Якимова, поз-

волил решить проблему. Сущность метода можно понять при сравнении времени теплового насыщения (время, в течение которого температура шлифования достигает установившегося значения) с временем действия теплового источника в зоне контакта круга и заготовки. Поскольку указанные промежутки времени сопоставимы по величине, то появляется возможность управлять теплонапряженностью прерывистого шлифования за счет регулирования количества и размеров режущих выступов на абразивном или алмазном шлифовальном круге. Новаторская технологическая идея прерывистого шлифования была положена в основу докторской диссертации А.В. Якимова, которую он защищает в 1970 году в МАИ на тему “Технологические основы процесса шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью”. В 1972 году ему присваивают ученое звание профессора.

С 1974 года научная и педагогическая деятельность профессора А.В. Якимова продолжается в Одесском политехническом институте (ныне Одесский национальный политехнический университет, далее ОНПУ), куда он приглашен по конкурсу на должность заведующего кафедрой технологии машиностроения и где продолжает успешно руководить созданной им научной школой. Вслед за своим учителем потянулись в Одессу из Перми сотрудники ППИ: Евсин Е.А., Мубаракшин Р.М., Гольдин Г.В., Чистяков М.В., Политов М.Ф., Маленьких С.М., Стефаненков П.Н., Бахвалов В.А., Ложкина Л.А. (кафедра технологии машиностроения), Паршаков А.Н. (кафедра физики), Донсков А.С. (кафедра динамики и прочности машин), Свирщев В.И. (кафедра теории механизмов и машин), Ларшин В.П. (кафедра автоматике и телемеханики). Кроме того, в аспирантуре Одесского политехнического у профессора А.В. Якимова проходили обучение и стали кандидатами наук Бирюков П.К. (г. Лысьва), Коротков В.С. (г. Днепропетровск), Мокронос Л.А. (г. Свердловск), Сиротин В.П. (г. Волжский), Наумов А.К. и Шамлиев В.К. (г. Севастополь) и другие. Каждый из перечисленных аспирантов внес в совершенствование технологии шлифования и других финишных методов обработки свой научный вклад. Например, Евсин Е.А. разработал оригинальный способ управления теплонапряженностью процесса алмазного выглаживания, что позволило решить проблему увеличения производительности этого метода упрочняющей финишной обработки (после защиты диссертации Евсин Е.А. возглавил кафедру технологии машиностроения ППИ). Стефаненков П.Н. разработал новый способ нанесения регулярного рельефа на рабочую поверхность шлифовального круга, используя для этой цели автоколебания в системе. Бахвалов В.А. установил связь структуры материала с предрасположенностью его к трещинообразованию при шлифовании и предложил пути устранения влияния технологической наследственности. Паршаков А.Н. выполнил комплекс теоретических исследований тепловых явлений, установил связь свойств упруго-демпфирующих элементов с качеством поверхностного слоя деталей при шлифовании. Политов М.Ф. разработал способ упрочняющего шлифования и обосновал метод управления физико-механическими свойствами упрочненного «белого» слоя путем применения

адаптивной системы управления. В помощь аспирантам привлекались инженеры-исследователи кафедры технологии машиностроения Одесского политехнического института (ОПИ), каждому из которых профессором А.В. Якимовым была определена область будущей диссертационной работы, подкрепленная запросами машиностроительных предприятий. Темы диссертационных работ получили и преподаватели этой кафедры. В последствие аспирантами стали сотрудники кафедры (Ница А.Н., Шарков В.А., Буюкли И.М., Новак Г.А., Усов А.В., Наддачин В.Б., Ковальчук Е.Н., Анельчик В.Д., Сазонов И.П., Соловьева Л.П., Соколов В.Ф.), а также работники предприятий: Ткаченко Б.О. (Одесский завод “Стройгидравлика”), Мещанинец А.А. (Генеральный директор производственного объединения “Термопластавтомат” в г. Хмельницкий) и гражданин Афганистана Рахмани Абдул Кудус.

Развивая идеи своей докторской диссертации, профессор А.В. Якимов успешно руководит аспирантами и докторантами, которые всесторонне изучают различные аспекты технологии прерывистого шлифования, а также разрабатывают методы автоматического управления качеством поверхностного слоя ответственных деталей машин при их финишной обработке. По этим направлениям защищаются десятки кандидатских диссертаций, а также докторские работы. Широкое внедрение в 1970–80-е годы алмазных шлифовальных кругов (проектирование новых конструкций алмазных прерывистых кругов проводилось в Институте сверхтвердых материалов АН УССР под руководством профессора Якимова А.В.) дало процессу прерывистого шлифования новый импульс для дальнейшего развития. Оказалось, что помимо снижения теплонапряженности и увеличения режущей способности прерывистых алмазных кругов, метод прерывистого алмазного шлифования позволяет существенно экономить дорогостоящее алмазное сырье – природные и искусственные алмазы. Например, при изготовлении прерывистых алмазных кругов одно и то же количество алмазного сырья позволяет изготовить большее количество алмазных прерывистых кругов (по сравнению с аналогичными сплошными кругами). Успешное внедрение прерывистых алмазных кругов на многочисленных самолето-, моторо- и станкостроительных заводах послужило убедительным обоснованием для присвоения профессору А.В. Якимову почетных званий Заслуженного деятеля науки и техники Украины (1982 год) и Лауреата государственной премии Украины (1986 год).

В Одесском политехническом, окончательно сформировались два основных научных направления исследовательских работ по управлению процессами абразивно-алмазной обработки: внесение в технологическую систему новых конструктивно-технологических элементов (прерывистое шлифование, упругодемпфирующее крепление инструмента, новые технологии правки шлифовальных кругов, технологические смазочные составы и т.п.) и автоматическое (адаптивное, интеллектуальное, компьютерное) управление процессом алмазно-абразивной обработки на основе использования информации, возникающей при обработке. В первом случае управление является разомкнутым (без использо-

вания обратной связи по технологическим параметрам), во втором – замкнутым (корректировка процесса обработки производится при помощи цепи обратной связи). По обоим этим направлениям под руководством профессора А.В. Якимова выполняются кандидатские диссертации, а в 1995 году – обобщающая докторская работа автора данной статьи Ларшина В.П., объединившая оба направления в единую интегрированную технологическую систему, в которой учитывается единый механизм производства и его подготовки. Было установлено, что за счет общей (в отличие от частичной) оптимизации эффективность интегрированных систем оказывается выше, чем эффективность обособленных систем проектирования и обработки. Новый подход к автоматизации проектирования и производства соответствовал перспективному направлению в технологии машиностроения – разработке интегрированных производственных систем (в зарубежной литературе такие системы получили название Computer-Integrated Manufacturing Systems) на основе всестороннего использования компьютерных технологий как на подготовительной, так и на исполнительной фазе производственного процесса. Практическому осуществлению этого подхода способствовали быстрые темпы развития аппаратного и программного обеспечения компьютерных систем с открытой архитектурой. В настоящее время интегрированные производственные системы получили дальнейшее развитие в виде CALS технологий (Continuous Acquisition and Life cycle Support - непрерывная информационная поддержка жизненного цикла изделия).



А.В. Якимов среди участников конференции на Харьковском машиностроительном заводе “ФЭД”

В 1998 году профессор А.В. Якимов становится действительным членом Инженерной Академии Украины. К этому времени он – автор многочисленных монографий, учебных пособий и учебников. Участие его в работе Инженерной

Академии Украины приводит к возникновению еще одного направления научно-просветительской деятельности профессора А.В. Якимова – организации и проведении в Украине крупных международных конференций по тематике физических и компьютерных технологий в машиностроении. Ежегодными становятся такие конференции, проводимые под руководством профессоров Новикова Ф.В. и Якимова А.В. в г. Харькове на базе Государственного предприятия Харьковский машиностроительный завод “ФЭД”.

Труды этих конференций содержат развернутые материалы по современным технологическим исследованиям и разработкам, включая вопросы методического обеспечения учебного процесса. Они издаются в виде специальных выпусков “Вісник інженерної Академії України”, “Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства”, а также в виде отдельных трудов указанной международной конференции. Участие в работе конференции известных научных технологических школ представило возможность объединения творческих усилий, что нашло отражение в подготовке под редакцией профессоров Новикова Ф.В. и Якимова А.В. 10-томного издания «Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения», все тома которого были опубликованы в период 2002– 2005 годы.

Профессор А.В. Якимов подготовил свыше 60 кандидатов и докторов технических наук. Его ученики продолжают развивать идеи своего Учителя. Среди них известные ученые и педагоги: д.т.н., профессор Свирщев В.И. (заведующий кафедрой технологии машиностроения Пермского государственного технического университета), д.т.н., профессор Новоселов Ю.К. (директор департамента Севастопольского приборостроительного института), д.т.н., профессор Новиков Ф.В. (заведующий кафедрой техники и технологии Харьковского национального экономического университета), д.т.н., профессор Усов А.В. (заведующий кафедрой математики ОНПУ, Лауреат государственной премии Украины), д.т.н., профессор Ларшин В.П. (профессор кафедры технологии машиностроения ОНПУ), д.т.н., профессор Марчук В.И. (заведующий кафедрой приборостроения Луцкого национального технического университета), д.т.н., профессор Калинин Е.П. (профессор Петербургского политехнического университета) и другие. Все они придерживаются единого научного направления – совершенствование технологии абразивно-алмазной обработки, имеют совместный интерес в развитии научных исследований, обучают и подготавливают молодых исследователей. Многие ученики профессора А.В. Якимова занимают ответственные должности в промышленности. Творческая работа в научной школе профессора А.В. Якимова основана на преемственности принимаемых решений, заключающейся в том, что в новых решениях использованы предыдущие разработки, проверенные лабораторной и заводской практикой. Характерными чертами научной школы профессора А.В. Якимова являются доброжелательная обстановка в творческом коллективе и неразрывная связь научных исследований с промышленностью и учебным процессом в вузе. Это позволяет существенно улучшить качество подготовки молодых специалистов,

устранить известное противоречие между разработкой новых прогрессивных технологий и производством, где эти технологии внедряются. Следует заметить, что вузовская кафедра – это не лаборатория НИИ. Ее первейшая забота – обучение студентов и подготовка инженерных кадров для машиностроительных заводов Украины. По этому направлению у Александра Васильевича Якимова есть своя выработанная годами точка зрения. Он считает, что научно-технический прогресс и подготовка инженера неотделимы друг от друга. В период рыночных отношений студентов следует приобщать к новому, учить мыслить, прививать им навыки исследователя. А для этого нужно каждого студента с первого дня его пребывания в вузе погрузить в атмосферу творчества, непрерывного научного поиска. Важность студенческой научной работы трудно переоценить. Это ведь аксиома: чем больше увлечен человек своим делом, тем большей отдачи можно от него ожидать, тем притягательней сила его примера. Доказательств тому долго искать не надо. Творческий путь каждого из учеников профессора А.В. Якимова начинался с занятий в научных кружках вузов. Причем, все они не только успешно осваивали программу обучения, но и создавали серьезный задел для своих будущих научных работ. Например, студенческие разработки автора этой статьи Ларшина В.П. в области адаптивных систем управления зубошлифовальными станками были использованы при создании автоматизированных зубошлифовальных станков. Увлеченность творческой работой под руководством профессора А.В. Якимова позволила Ларшину В.П. в 27 лет защитить кандидатскую диссертацию по технологии машиностроения, а затем, как отмечалось выше, и докторскую работу.

Итоги долгих научных исследований и экспериментов Александр Васильевич изложил в большом количестве научных и учебных работ. Этим работ более 500, среди них до 100 изобретений, более 50 монографий, учебников и учебных пособий. Среди крупных работ можно отметить монографии: Прерывистое шлифование, Оптимизация процесса шлифования, Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей, Качество изготовления зубчатых колес, Теплофизика механической обработки и другие. Учебники: Технология машиностроения, Технология машино- и двигателестроения, Технология машино- и приборостроения, Технология автоматизированного машиностроения и другие. Учебные пособия: Управление процессом шлифования, Оптимизация технологических процессов в машиностроении, Основы тепловых явлений при шлифовании деталей машин, Високопродуктивне шліфування, Алмазная обработка, Качество и производительность абразивно-алмазной обработки, Теоретические основы технологии машиностроения, Теоретические основы резания и шлифования материалов, Технологические процессы изготовления высокоточных деталей гидро- и пневмоаппаратуры и многие другие. Издательская деятельность профессора А.В. Якимова продолжается. Александр Васильевич полон сил и энергии, разрабатывает новые теории по технологии машиностроения, готовит интересные научные статьи и книги.

Доктор технических наук, профессор Ларшин В.П.



Участие А.В. Якимова в работе специализированного ученого совета в ОНПУ

**В связи с юбилейной датой 90-летием со дня рождения
профессора Якимова Александра Васильевича
ИСТОРИЯ ОДНОГО ПИСЬМА**

Уважаемый Василий Петрович!

Вы допущены к сдаче вступительных экзаменов, которые будут проводиться в первых числах октября. Аспирантура Вам пришлет официальное приглашение. Приезжать специально на собеседование не целесообразно.

По поводу реферата. После успешной сдачи экзаменов – до начала занятий в аспирантуре напишите реферат. Тему реферата уточним при личной беседе.

С уважением, Якимов

11.09.75

На конверте указан адрес: Пермь, ул. 9 мая, дом 15, кв. 214, Ларшину Василию Петровичу.

В сентябре текущего 2015 года исполняется 40 лет со времени направления в мой адрес этого письма. Тогда профессору Якимову А.В. – моему будущему научному руководителю – было 50 лет. Сегодня ему 90 лет. В своем обращении к коллективу кафедры технологии машиностроения Одесского национального политехнического университета 20 марта 2015 года профессор Якимов А.В. сказал: *«Мне 90 лет. Много это или мало? По количеству болезней, свалившихся на меня, это много, очень много; по количеству сделанного для науки – мало».*

Тогда, в 1975 году, я еще не представлял, как сложится моя только что начавшаяся самостоятельная жизнь. Ленинский стипендиат, недавно защитивший (на английском языке) диплом по специальности «автоматика и телемеханика» на тему «Программно-вычислительное устройство» я был распределен на одно из лучших в Перми предприятий – Пермское агрегатно-конструкторское бюро. Я побывал на этом предприятии, узнал условия жизни и быта его сотрудников и ... направился в Одессу, в Одесский политехнический институт, к профессору Якимову А.В. Помню, как Александр Васильевич говорил: *«Приехал мальчик с котомкой за плечами учиться... ну как Ломоносов...».*

Надо отдать должное Якимову А.В. С первых дней сотрудничества с ним мой интерес к научному творчеству не затухал, несмотря на отсутствие у меня опыта теоретических и экспериментальных исследований, на многочисленные творческие неудачи, отсутствие положительных результатов в поиске направления и своего пути в науке. Тема диссертации менялась каждый год в зависимости от очередного эксперимента или прочитанной статьи. Но было интересно, и этот интерес поддерживался во мне научным руководителем, который в самом начале аспирантуры написал мне первую главу еще не осознанной мной диссертации, но дорога (как я понимаю это сейчас) была им для меня открыта.

Прошло три года. На календаре 1978 год, а я только-только осознал, что объект моих исследований – технология шлифования резьбы ходовых винтов с применением одно- и многониточных резьбошлифовальных кругов. Были изготовлены приборы для контроля шлифовочных прижогов, апробировано не-

сколько систем автоматического управления процессом резбошлифования, выполнены теоретические расчеты, опубликованы первые статьи и получены авторские свидетельства, все было интересно. Но закончился срок аспирантуры и меня распределили в соответствии с действующим в те годы положением об аспирантуре. Распределили в г. Запорожье. Я направился на это предприятие (НИИ трансформаторостроения) и добился отсрочки для завершения диссертации в Одессе. Тогда управление кадров министерства электротехнической промышленности направило меня в г. Нововолынск на новый станкозавод, который тоже предоставил мне возможность уехать в Одессу. Но московское управление кадров было непоколебимо, начальник отдела управления кадров сказал мне, что, несмотря на отсрочки, которые мне предоставили мои работодатели (для завершения работы над диссертацией), меня все равно заберут из Одессы и направят на очередное предприятие, каких было много на просторах Советского Союза, например, направят в Кемеровскую область.

И тогда в Москву, в отдел управления кадров приехал профессор Якимов А.В., который добился отсрочки для своего аспиранта с целью завершения работы над кандидатской диссертацией. Научный руководитель верил в меня, и я до сих пор за это ему признателен.

Сегодня, рассказывая студентам об увлечении наукой, я каждый раз вспоминаю, как профессор Якимов А.В. поддерживал во мне этот неиссякаемый интерес к научному творчеству. Он сам жил этим интересом, он его излучал, он заражал им своих учеников. Кандидатскую диссертацию я защитил в 1980 году, прослушал лекции профессора Якимова А.В. по технологии машиностроения и...опять занялся наукой, вместо того, чтобы стать преподавателем. Только в 1995 году после защиты докторской диссертации я начал преподавательскую деятельность. Якимову А.В. было 70 лет, но он, как и прежде, был одержим наукой. Эта одержимость присутствует в нем и сейчас.



А.В. Якимов, В.П. Ларшин и Н.Ф. Савченко

Профессор Якимов А.В. подготовил 55 кандидатов (я был сороковым) и 6 докторов технических наук (я был пятым). В заключение хочу пожелать Александру Васильевичу крепкого здоровья, бодрости духа, желания также плодотворно трудиться, как он это делал на протяжении всей своей деятельности.

Доктор технических наук, профессор В.П. Ларшин

МОЕМУ УЧИТЕЛЮ АЛЕКСАНДРУ ВАСИЛЬЕВИЧУ ЯКИМОВУ !

В сентябре 1978 года, работая инженером Харьковского инструментального завода после окончания Харьковского политехнического института, мне посчастливилось принять участие в научно-техническом семинаре в Одесском политехническом институте, который проходил под руководством заведующего кафедрой технологии машиностроения доктора технических наук, профессора Якимова Александра Васильевича. До сих пор остались прекрасные воспоминания о том празднике науки, который подарил он всем нам, участникам семинара. Он ввел нас в мир технологической науки, высококачественной бесприжоговой обработки и разработанного им весьма эффективного высокопроизводительного процесса прерывистого шлифования, который необходимо применять всегда, чтобы уменьшить температуру резания и обеспечить требуемое качество обрабатываемых поверхностей. Именно такие записи у меня еще и сейчас хранятся о том Одесском семинаре, на котором выступали видные ученые-технологи, работники НИИ и крупных промышленных предприятий со всех республик. Конечно, для меня – молодого начинающего заводского инженера все эти выступления и научные дискуссии произвели незабываемое впечатление, и, пожалуй, здесь, появилось желание по-настоящему заниматься научной работой. Моя первая научная работа, выполненная в стенах Харьковского инструментального завода и посвященная разработке эффективного процесса притирки внутренних резьбовых поверхностей в деталях из закаленных сталей (в круглых плашках) резьбовыми притирами со связанным абразивом (алмазом), стала поистине развитием идей Александра Васильевича, высказанных им на том Одесском научном семинаре. Работа имела не только теоретическое, но и практическое значение, т.к. разработанная технология притирки внутренней резьбы в круглых плашках диаметром 3...52 мм была внедрена на Харьковском инструментальном заводе (который в то время производил 24 млн этих инструментов в год), а также еще на 4 инструментальных заводах, которые занимались изготовлением инструментов для нарезания наружных резьб.

Логическим продолжением Одесского семинара стало оппонирование профессором Якимовым А.В. моей кандидатской диссертации по тематике алмазного шлифования изделий с прерывистыми поверхностями, защита которой состоялась 1 ноября 1984 года в Киеве в Институте сверхтвердых материалов АН Украины. Своими замечаниями при предварительном рассмотрении кандидатской работы на кафедре технологии машиностроения в г. Одессе Александр Васильевич помог существенно улучшить качество работы, а в дальнейшем – после защиты кандидатской диссертации – научил меня новым подходам в решении технологических задач научными методами. Он показал важную и особую роль математики в получении практических результатов, четко разделил близкие по смыслу специальности “Технология машиностроения” и “Резание металлов” и решаемые в каждой из них задачи. Раскрыл огромные возможности

специальности “Технология машиностроения”, поскольку моя кандидатская диссертация была посвящена совершенствованию процессов резания и не затрагивала вопросы технологии машиностроения. Многолетняя плодотворная научная работа с Александром Васильевичем и его педагогический и научный талант позволили мне под его руководством подготовить и защитить в Одесском политехническом университете докторскую диссертацию на тему: “Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования”. На этом наше сотрудничество не закончилось, а получило новое и еще более эффективное развитие. Благодаря Александру Васильевичу были решены вопросы широкого практического внедрения научных разработок в производство. Это относится к эффективным технологиям шлифования и другим технологиям абразивной обработки, которые были внедрены на многих предприятиях в течение более 30-летнего нашего сотрудничества.



В.П. Ларшин, А.В. Якимов и Ф.В. Новиков в Харькове

В 1999 году Александр Васильевич предложил с целью популяризации технологической науки проводить научно-технические конференции у нас в Харькове – в сердце машиностроения Украины – на машиностроительном заводе ФЭД. Руководство завода с интересом поддержало это предложение и принимало активное участие в проведении дважды в год (весной и осенью) конференций “Физические и компьютерные технологии”, которых проведено уже 20. Каждый раз все мы, участники конференций, с нетерпением ожидали приезда Александра Васильевича в Харьков. И он нам дарил эту радость своим присутствием, выступал на конференциях с интересными докладами. Он открывал нам

новые горизонты технологической науки, показывал новые связи теории и практики, помогал внедрять свои разработки в производство. За это мы его ценим и любим. Многие участники конференций впоследствии защитили диссертации и стали кандидатами и докторами наук. Несомненно, в этом заслуга и Александра Васильевича, который своими вопросами, ответами и выступлениями передавал творческой молодежи свои знания и практический опыт.



А.В. Якимов среди участников конференции на Харьковском машиностроительном заводе “ФЭД” в декабре 2003 года

Благодаря Александру Васильевичу в рамках проводимых конференций под его редакцией была подготовлена и издана монография в 10 томах под об-

шим названиєм “Фізико-математическа теорія процесів обробки матеріалів і технології машиностроєння”. В ній обобщєні сучасні представлєня о металоброботцє і технології машиностроєння, сформульовані умови їх дальнєшого розвитку. В підготовцє видання прийняли участь як вєдущіє учєніє-технологіє і спеціалістє підприємств, так і молодіє учєніє, которіє активно учасували в проведенні конференцій. Надо сказати, що для Олександрє Васильєвича підготовкє научних кадрів стала головним смислом життя. Більшє 60 єго вєспитанників стали кандидатами і докторами наук. Многіє з них имєють уже своїх учєників – кандидатів і докторів наук.

В єтому році Олександр Васильєвич отмєчає своє 90-лєтє. Он по-прежньому занят научною роботою, пишє увлєкательніє статті, монографії і учебники, готувє молодих учєних. Своїми знаннями і опытом он помогає нам рєшати складніє научніє і виробничіє задачі, всєляє увєренність в завтрашнєм днє. От всєї душі жєлаєм Олександрє Васильєвичу крєпкого здоров'я, щаст'я і великих творчєських успєхів в научній і вєспитательній роботє і довгих лєт життя!

Доктор технічєських наук, профєсор Новіков Ф.В.

ДО ЮВІЛЄЮ ОЛЕКСАНДРА ВАСИЛЬОВИЧА ЯКИМОВА

Стежка життє – берєгти науку;
«Хто відкидає повчаннє – ходить манівцями»
(Пр. 10:17)

16 берєзня 2015 року виповнилось 90 років всєвітньо відомому вчєному-винахіднику в галузі алмазно-абразивного оброблєння відповідальних поверхонь деталєй машинобудівного призначєння, заслужєному діячєві науки і техніки, видатному організаторові научних шкіл з теорії рїзаннє та шліфуваннє металів, доктору технічних наук, профєсору, академіку інженерної академії Якимовє Олександрє Васильєвичу.

На пропозицію мого давнього приятєля і колеги з научних інтерєсів, вихідцє з научної школи Олександрє Васильєвича Якімова, до якої причєтний і автор цих рядків, я з вдячністю і почуттєм відповідальності почав перебирати в пам'яті ті добрі настанови і научні поради, які я мав приємність отримувати від тепєрішнього ювілєра. Щоб яскравіше уявити характер научних проблем та пригадати напрямки научної діяльності школи профєсора Якімова О.В., я дістав зі своєї домашньої бібліотєки підручники, монографії, навчальні посібники, які в різні роки, починаючи з 70-х минулого столїття були видані під авторством, або у співавторстві профєсором Якимовим О.В. Набралось більшє 20 одиниць, хоча цє далеко не вичєрпний перєлік, бо в моїй бібліотєці не всі вони наявні. Хочу згадати багатотомнє видання «Фізико-математическа теорія процесів обробки матеріалів і технології машиностроєння» - в десяти томах під редакцією Ф.В. Новікова і А.В. Якімова, Одєса, 2004 рік. Мав я і нагоду приймати участь у виданні підручника у співавторстві з О.В. Якимовим,

В.П. Ларшиним, П.А. Лінчевським «Технологія машино- та приладобудування», Луцьк, 2005 рік, який і до сьогоднішнього дня користується попитом серед студентів, викладачів та працівників науково-дослідних установ.

За кожним з таких науково-технічних видань титанічна праця аспірантів та докторантів, яких через наукову школу професора О.В. Якімова пройшло більше 50-ти. Щоб підкреслити глибину наукових поглядів і важливість розв'язаних технічних проблем, я наведу коротку анотацію на навчальний посібник «Теоретические основы резания и шлифования материалов» під редакцією О.В. Якімова, Ф.В. Новікова. «В учебном пособии приведены расчеты напряжений и деформаций, сил и температуры, возникающих при резании и шлифовании материалов. Методом Фурье разделения переменных выполнены расчеты температурных полей. Выявлены условия возникновения автоколебаний. Теоретически определены условия повышения производительности, точности и качества обработки». Важко оцінити в цих коротких рядках важливість для вітчизняної науки та техніки всіх наукових досягнень, виконаних як самим вченим зі світовим іменем так і виконаних під його єдиним керівництвом.

Моє перше знайомство з Олександром Васильовичем відбулося в 1984 році в Одесі на кафедрі технології машинобудування тоді Одеського політехнічного інституту (ОПІ). Після закінчення навчання в аспірантурі Львівського політехнічного інституту ми з моїм колегою по навчанню Анатолієм Павловичем Гусевим зі своїми завершеними кандидатськими дисертаціями поїхали до Одеського політехнічного інституту вивчити можливість подання наших кандидатських дисертацій до захисту в спеціалізованій вченій раді за спеціальністю – «Технологія машинобудування». У Львові, де ми навчалися в аспірантурі, такої спеціалізованої ради не було, а в Київському політехнічному інституті в існуючій спецраді була велика черга дисертантів до захисту.

Не зважаючи на те, що ми прийшли на прийом до Олександра Васильовича, як завідувача кафедри технології машинобудування, вперше, однак зустрів він нас досить привітно, з проявом максимальної уваги до незнайомців і надзвичайно дружелюбно. Пізніше було ще багато зустрічей з колективом кафедри і її завідувачем професором Якімовим О.В., попередній захист наших кандидатських дисертацій, а в червні 1986 року відбувся мій захист кандидатської дисертації після виправлення багатьох зауважень, що були висловлені на кафедрі під час попереднього захисту. Я завжди з вдячністю і приємністю згадую ті далекі часи наших приїздів до Одеської політехніки, де на той час функціонувала досить потужна школа за науковими напрямками технології машинобудування, машинознавства, деталей машин, теорії машин і механізмів тощо.

Дякуючи Олександрові Васильовичу між Одеським політехнічним інститутом і Луцьким індустріальним інститутом зав'язалась тісна співпраця з науковою і науково-методичною діяльністю. Будучи головою навчально-методичної комісії міністерства освіти і науки України, Олександр Васильович запропонував до складу цієї поважної комісії залучити і представників нашого інституту. Ця робота в НМК продовжується до сьогоднішнього дня.

Я надзвичайно вдячний Олександрю Васильовичу за наукове консультування в рамках виконання моєї дисертації на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук, успішний захист якої відбувся в жовтні 2004 року. Тільки мені відомо скільки дорогоцінного часу Олександр Васильович витрачав і продовжує витрачати на керівництво дисертаційними роботами аспірантів і здобувачів наукових ступенів.

Подяка лунає Олександрю Васильовичу з різних міст України і Росії, де вже на високих керівних посадах промислових підприємств і наукових установ працюють колишні студенти, аспіранти і докторанти професора Якимова О.В. Результати наукових досягнень наукової школи Олександра Васильовича з вдосконалення процесів механічного оброблення різноманітних деталей машин, літаків, приладів використовуються далеко за межами нашої України і країн колишнього Союзу.

Про таких людей, як Олександр Васильович Якимов у біблійі написано: «Довгим віком його насичу і явлю йому моє спасіння» (Пс. 91:16).

*Марчук Віктор Іванович,
завідувач кафедри «Приладобудування»
Луцького НТУ, д.т.н., професор*

АЛЕКСАНДРУ ВАСИЛЬЕВИЧУ ЯКИМОВУ, БОЛЬШОМУ УЧЕНОМУ И ПЕДАГОГУ!

Александр Васильевич, мне очень приятно осознавать, что я – Ваш ученик на многих этапах своей жизни.

Я очень хорошо помню конец 50-х годов прошлого столетия, когда я – студент Запорожского машиностроительного института слушал Ваши лекции по металлорежущим станкам. Перед моими глазами четкая картина, когда Вы – молодой преподаватель с большой копной светлых волос, стоите у доски и рисуете на ней кинематическую схему вертикального многошпиндельного полуавтомата. Я был в ужасе: как можно это запомнить!

Прошли годы после окончания в 1961 году института, и я стал членом научного коллектива кафедры резания материалов Харьковского политехнического института. И здесь мне посчастливилось встретиться с Вами, но не как с преподавателем, а как автором многих статей и книг, как ученым, создавшим свое направление в области науки о резании материалов в таком сложном ее приложении как шлифование.

Теперь меня объединяла с Вами не общая аудитория, где Вы у доски, а я за партой. Меня объединяло с Вами желание поиска путей повышения эффективности процесса шлифования. Именно процесс шлифования, теплофизика его и динамика стали основными объектами моих научных интересов, которым Вы отдали многие годы своей научной деятельности.

Изучая Ваши работы, я увлекся теплофизическими аспектами процесса шлифования и, в некоторой степени, подобного ему процесса фрикционной разрезки и упрочнения. Мне приятно сознавать, что я был как-то замечен Вами, и Вы приглашали меня рецензировать Ваши книги. Мой первый аспирант защищался у Вас в Одесском политехническом институте в 1992 году.

Особенно “плотно” мы контактировали на традиционных конференциях в Харькове на заводе “ФЭД”. Это были прекрасные форумы науки и практики, одним из организаторов и вдохновителем которых являетесь и Вы. Эти конференции, контакты на них объединяли ученых Украины и других стран, объединяли вокруг проблем обработки резанием и технологии машиностроения.

Важнейшим фактором этого объединения явилось десяти томное издание “Физико-математическая теория процессов обработки материалов в технологии машиностроения”. Трудно что-либо подобное найти в истории прикладных наук на Украине.

Занимаясь различными аспектами процесса шлифования и других процессов, меня все время вдохновляла Ваша идея прерывистого шлифования, глубоко исследованная Вами применительно к чистовому шлифованию.

Эта идея нашла применение и в обдирочном шлифовании, которое выполняется по “упругой” схеме, т.е. с постоянным, заданным настройкой станка, усилием прижима круга к зачищаемой поверхности. Если в “жесткой” схеме шлифования глубина шлифования задается и “удерживается” механизмом врезания при разрыве контакта круга с шлифуемой поверхностью, то при “упругой” схеме опускание круга на прокат удерживается только силой инерции качающейся шлифовальной бабки.

Исследования имитационным моделированием динамической системы прерывистого обдирочного шлифования показали, что колебания глубины шлифования при принятых условиях его реализации не превышают достижимое отклонение ее от заданной техническими требованиями на операцию зачистки.

На рис. 1 показан график изменения глубины шлифования x_2 применительно к станку – стенду УкрНИИМет для исследования обдирочного шлифования при воздействии на процесс кривизной сортового проката и прерывистой поверхностью круга. Из рис. 1 видно, что низкочастотное изменение глубины шлифования, как результат кривизны проката, так и высокочастотное, как результат прерывистости шлифования, примерно одинаковы. При этом установлено, что при нормируемой глубине зачистки проката более 0,2 мм, отклонение от этого значения за счет прерывистости контакта менее допустимого в 10% от нормируемой глубины. Возможность применения прерывистого обдирочного шлифования из условий динамики его, позволила реализовать основное его преимущество – уменьшение максимальной температуры шлифования (зачищаемой) поверхности проката, которая ограничивается условиями трещинообразования в поверхности зачищенного проката при последующей его чистовой, холодной прокатки-калибровки.

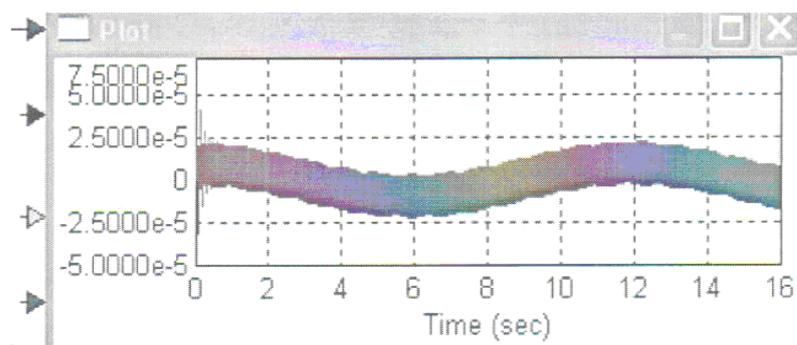


Рис. 1. Характер колебаний глубины шлифования

Прерывистое шлифование позволило значительно увеличить качество одной из эффективных разновидностей обдирочного шлифования – шлифования самоосциллирующим кругом. Это шлифование осуществляется кругом формы ПП, у которого торцовые поверхности не перпендикулярны оси его вращения.

Осциллирующее движение круга, перпендикулярное осевому перемещению зачищаемого проката, самосоздает условия прерывания контакта круга с значением координаты поверхности проката перпендикулярной шлифуемой строчки. Однако, обычно применяемый размах осцилляции, равный двум высотам круга, создает непрерывный контакт в середине этого размаха. Поэтому для создания прерывистости контакта и в середине размаха осцилляции предложена и реализована оригинальная конструкция шлифовального круга, показанная на рис. 2. На этом круге выполнены пазы на его торцах с каждой стороны, но в пределах противоположных полуокружностей.

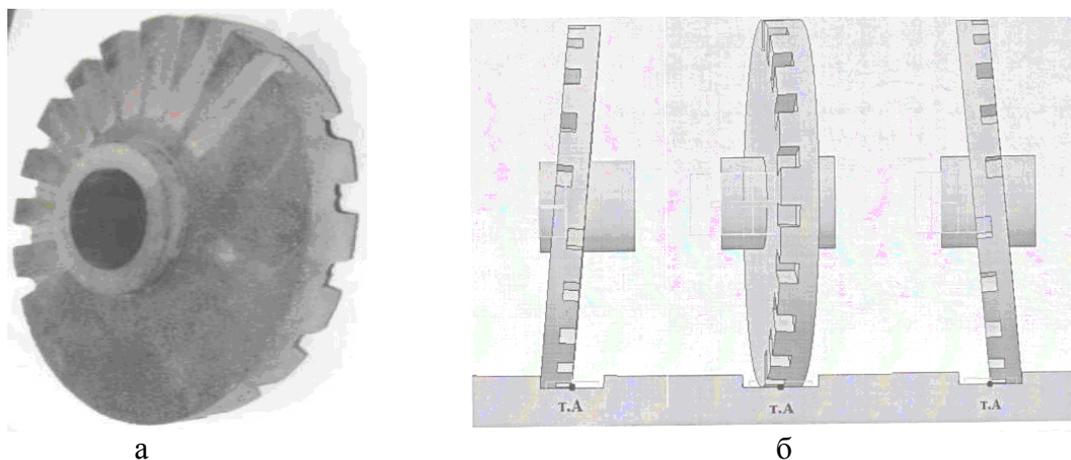


Рис. 2. Самоосциллирующий круг с пазами (а) и положения его в контакте с прокатом (б)

Я надеюсь, что идея прерывистости шлифования будет долго вдохновлять и других исследователей на ее совершенствование и применение.

Александр Васильевич, это мое признание в любви и уважении к Вам – моему Учителю, за что благодарю судьбу и желаю Вам здоровья и многих-многих лет жизни!

Доктор технических наук, профессор Сизый Ю.А.

**ЯКИМОВУ АЛЕКСАНДРУ ВАСИЛЬЕВИЧУ,
КЛАССИКУ ТЕХНОЛОГИИ МАШИНОСТРОЕНИЯ**

Мы Вас благодарим за вклад в науку,
За подготовку кадров для страны,
Способность оценить и актуальность,
И уровень научной новизны!
Практическая ценность беспримерна
И яркое творческое Ваше путь,
Дай Бог здоровья и подольше
С дороги этой не свернуть!

*Кафедра технологии машиностроения
и металлорежущих станков
НТУ "ХПИ"*

ОТ ПЕРМЯКА - СОЛЕННЫЕ УШИ – ЗЕМЛЯКУ

С Прикамья начинается Урал.
Так с малой Родины Вы начали движение
К вершинам мастерства сквозь рудники труда,
Открытый россыпи и копи заблужденья.

Надежней, чем бойцы на Чусовой,
Как соль-пермянку Вы выпаривали знанье.
В потоке времени-реки Вы сплавщик барок-книг
На стрежневой струе наук про шлифованье.

Заслуги, почести и принято считать –
В родном Отечестве не может быть мессии,
Но все же хочется Вам много пожелать,
Ведь Ваша Родина – Хребет Евразии.

Доктор технических наук, профессор Пермяков А.А.

АЛЕКСАНДРУ ВАСИЛЬЕВИЧУ ЯКИМОВУ И НЕ ТОЛЬКО, С БЛАГОДАРНОСТЬЮ

С Александром Васильевичем Якимовым мне выпало познакомиться первым ноябрьским днем 1984 года, по случаю защиты кандидатской диссертации Федором Новиковым, моим одногодком и соратником по и донныне неоконченной мною аспирантуре на тогда кафедре резания материалов и режущих инструментов харьковского политеха, в послеаспирантурье поддерживающим меня в науке всю последующую мою борьбу за право работать и работу в ней. Во многом благодаря Федору, Федору Васильевичу мне удалось утвердиться со временем как действительному научному сотруднику и испытать непреходящее удовлетворение и, одновременно, стимул к работе реальным признанием своих трудов научной общественностью. Но это стало потом. А тогда был тихий, солнечный день, успешная защита диссертации и приятный вечер в добросердечной профессиональной компании... Обстоятельства собственно защиты едва всплывают, их перекрывает память волны начавшегося наемдни прилива теплого южного воздуха. Пора золотой осени еще не отошла, и местами на тротуарах негромким шелестом под ногами звучала ее музыка...

Надо сказать, что в привлечении внимания Александра Васильевича Якимова, тогда заведующего кафедрой технологии машиностроения Одесского политехнического института, к трудам, а через это и к последующему участию в профессиональном становлении Федора Васильевича Новикова, ныне заведующего кафедрой техники и технологии Харьковского национального экономического университета, автор этих строк имеет некоторое отношение. Вскорости после назначения в 1980 году из аспирантуры на должность заведующего лабораторией по штату учебно-вспомогательного персонала (по рекомендации партийной группы кафедры – на трехлетний срок, увы, упорством руководства растянувшийся более чем вдвое) мне пришлось участвовать в практической организации стажировки Марка Аркадьевича Гликсона, в ту пору старшего преподавателя кафедры металлорежущих станков и инструментов Пермского политехнического института. Марк Аркадьевич, ввиду видимых им моих трудностей с самореализацией в науке, контролируемо заслоняемой хлопотами по соревновательному развитию кафедры в преддверии сулящего государственное признание векового юбилея вуза (1985 год), тем не менее деликатно посоветовал ни в коем случае не приостанавливать профессиональное самообразование и предложил поддержку в опубликовании результатов аналитических исследований процесса шлифования, с некоторыми из которых мне удалось его ознакомить. Воспользовавшись этим предложением, при поддержке и ведущем соавторстве Ф. В. Новикова удалось последовательно опубликовать несколько принципиальных статей в издаваемом Пермским политехническим институтом межвузовском сборнике научных трудов «Совершенствование процессов абразивно-алмазной и упрочняющей технологии в машиностроении». Три статьи в этом сборнике: об износе алмазного круга (1987), условиях его самозатачива-

ния (1984) и шероховатости поверхности при глубинном шлифовании (1983), были опубликованы как раз в период моего отлучения от научно-исследовательской работы.

Не сомневаюсь, что Александр Васильевич, будучи коренным пермяком, и на одесской орбите оставался профессионально внимательным к происходящему и выходящему в печать и свет в Пермском политехническом институте, в котором почти 15 предшествующих своему одесскому периоду лет проработал доцентом кафедры технологии машиностроения.

Надо сказать, что впоследствии мне не раз доводилось сталкиваться с работами М. А. Гликсона, высококвалифицированного методиста и специалиста-практика. Случилось и воспользоваться логистикой его изобретения «Датчик для измерения шероховатости и управления процессом обработки» (Авторское свидетельство СССР 1618996, совместно с Владимиром Александровичем Ивановым, ныне заведующим кафедрой металлорежущих станков и инструментов Пермского политехнического института). Воспользуюсь случаем и благодарственно поклонюсь здесь Марку Аркадьевичу и всем причастным пермякам за поддержку в трудное время.

...Успешная защита диссертации Ф. В. Новиковым 1 ноября 1984 года пришлась не только на 100-й год в истории Харьковского политехнического института, но и на первый день 50-го года заведующего выпускающей кафедры Анатолия Ивановича Грабченко, став достойным подарком обоим будущим юбилярам, вузу и человеку, заслужившим в 1985 году высокое государственное признание: Харьковский политехнический институт – орден, Анатолий Иванович Грабченко – почетное звание. За нашим банкетным столом неоднократно вспоминались оба, и картинками из прошлого, и предвкушением будущего.

Круг участников праздника, сообразно едва начавшемуся охлаждению активности государственной антиалкогольной компании, был небольшим, доверенным. Виновник торжества, его официальные оппоненты, а именно профессор Якимов Александр Васильевич и старший научный сотрудник Рыбицкий Вячеслав Антонович, примкнувший к последнему его коллега по Институту сверхтвердых материалов старший научный сотрудник Трембовецкий Анатолий Николаевич, а также коллеги виновника по Харьковскому политехническому институту доцент Беззубенко Николай Кириллович, Дубина Николай Иванович, мой преемник на должности заведующего лабораторией, и автор этих строк.

Общение за столом с самого начало было непринужденным, открытым и доброжелательным. Большая наука как-то быстро уступила место тонкому юмору. Николай Кириллович, Анатолий Николаевич и оба оппонента по очереди блистали остроумием. Молодежь по большей части внимала, но Александр Васильевич время от времени с подкупающей простотой взбадривал нас вопросами, начинающимися вступительным: «А как вы думаете...», при этом с озорной улыбкой приглядываясь к испрашиваемому в ожидании ответа. Ни тени высокомерия или провокации к чиновничеству. Здоровая профессиональная

семья, в которой естественно уважение и внимание старшим, но еще более – внимание старших младшим, внимание умное и душевное. После ухода Николая Кирилловича из нашей компании к поезду на родную ему Брянщину безоговорочной ее душой стал Александр Васильевич. Мне тогда особенно запомнилось, как выверено точно и ясно, и притом без видимого напряжения формулировал он в застолье свои суждения по совершенно разным поводам. С редким сочетанием явственной масштабности личной образованности и культуры с располагающей ненавязчивостью и скромностью.

С того времени мне частенько вспоминается мое первое открытие Александра Васильевича Якимова. И внимая тем, у которых, не как на уроках жизни от Александра Васильевича, учишься еще и тому, чего не следует себе позволять. И при встречах с ним, и при чтении его книг, отличаемых строгой ясностью изложения и отсутствием лишнего, как в трудах великих зодчих эпохи Возрождения.

Александр Васильевич потрясающе талантливо трудо- и жизнелюбив. Но возьму на себя смелость предполагать, что его редкой глубины взыскательность к результатам своего труда проистекает несколько от природных дарований, какими он щедро наделен, как Урал самоцветами, сколько все же от упорной работы и над предметами своих изысканий, и над собой.

Потому с высоты своего то ли уже, то ли пока сорокалетнего научного стажа особой честью для себя считаю приглашение к участию и соавторство в двух томах (т. 6: Качество обработки деталей машин; т. 9: Проектирование технологических процессов в машиностроении) фундаментального десяти томного издания нынешнего века «Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения», выпущенного Одесским национальным политехническим университетом под совместной редакцией дорогих мне коллег – харьковчанина Новикова Федора Васильевича и одесского пермяка Якимова Александра Васильевича.

Доступность, отзывчивость, доходчивость – всегдашние достоинства Александра Васильевича. Общение с ним делает людей лучшими. Он заслуженно почитаем и любим. Почитаем не только в смысле уважения, но и буквально. В моей небольшой домашней профессиональной библиотеке – многокнижье от Александра Васильевича Якимова. Всегда с уверенностью обращаюсь к нему, и всякий раз получаю необходимую поддержку. «Вечерняя Одесса» по случаю 90-летия Александра Васильевича Якимова и по собственному опыту личных общений с видимым удовольствием пишет о нем: «Классик технологии машиностроения, возвысивший ее до уровня академической науки... Самые сложные вещи излагает доступно... Удивительно интересный собеседник». Мне посчастливилось неоднократно испытывать обаяние личности и ясность профессионализма Александра Васильевича, и каждый раз с удовольствием утверждаться в том же.

У моего отца (он сейчас торит свой 90-й год) есть такое присловье по случаю дней рождения дорогих ему людей: «И прожить тебе в трудах правед-

ных до 103-х лет». Когда я впервые услышал это обращение, то спросил: «А почему к веку еще 3 года?». Ответ был таким: «Чтобы как следует разобраться, что еще стоит сделать в своей жизни и сколько для этого надо еще прожить. А вкусившие труды твои поддержат. Придет время – и новым тостом».

А почему бы и нет, Александр Васильевич?

Гуцаленко Ю. Г., старший научный сотрудник НТУ «ХПИ»

АЛЕКСАНДРУ ВАСИЛЬЕВИЧУ ЯКИМОВУ – УЧИТЕЛЮ УЧИТЕЛЕЙ, УЧЕНОМУ И ЧЕЛОВЕКУ

Наука есть ясное познание истины,
просвещение разума, непорочное
увеселение жизни, ... везде верный
и безотлучный спутник.

М. В. Ломоносов

Среди отечественных технологов-шлифовщиков много достойных имен. Каждый из них решал и решает самые разные научные проблемы.

Решение теплофизических задач шлифования в первую очередь связано с именем Александра Васильевича Якимова.

Заслуженный деятель науки Украины, лауреат государственной премии Украины, перечень его заслуг занял бы не одну страницу. Однако главное то, что А. В. Якимов ученый, ученый с большой буквы. Он – это сотни научных работ, десятки изобретений и патентов.

Обладая энциклопедическими знаниями и богатым научным опытом, Александр Васильевич заботливо выращивает молодые кадры. Среди его учеников и известные доктора наук, такие как В. П. Ларшин, Ф. В. Новиков и др., десятки кандидатов наук, которым он дал путевку в жизнь.

Трудно перечислить все те вопросы, которые рассматривались А. В. Якимовым, ученым-шлифовщиком широчайшего профессионального диапазона. Это и математическое моделирование процессов прерывистого шлифования, и обеспечение качества поверхностного слоя при обработке фасонных поверхностей, и автоматическое управление шлифованием, и много-много что еще.

В личной встрече с Александром Васильевичем на одной из конференций, которую вспоминаю с огромной благодарностью за его советы и пожелания, имел возможность убедиться, насколько это выдающийся ученый и прекрасный человек.

Очень рад, что представилась возможность поздравить юбиляра.

Ваша, Александр Васильевич, научная школа жива и действует.

Желаю здоровья, счастья и радости на долгие годы.

*Декан машиностроительного
факультета Национального технического
университета «ХПИ», доктор технических наук, профессор Степанов М.С.*

С ПЕРВОЙ ВСТРЕЧИ



Впервые я встретился с Александром Васильевичем Якимовым в декабре 1988 года, когда приехал в Одессу для консультаций по поводу своей кандидатской диссертации. В то время он был заведующим кафедрой технологии машиностроения и деканом механико-технологического факультета Одесского политехнического института.

Одесса в это время года уже не так красива, как, скажем, летом или в бархатный сезон. Предстояла серьезная научная дискуссия с профессором Волощенко А.П., которого я знал только по статьям. Поэтому я ехал в Одессу с «боевым» настроением, даже не думая об отдыхе.

Не зря говорят «... готовься к худшему, а надейся на лучшее ...». Одесса встретила меня хорошей погодой. Одесский Политех оказался рядом с гостиницей Аркадия, в которую меня поселили, да и до моря было рукой подать ...

Знакомство с кафедрой у меня началось со знакомства с Александром Васильевичем Якимовым. И вместо пяти минут «формального общения и разговоров о том, кто и где находится, и как его найти ...» мы общались больше часа. Говорили об Одессе и Харькове. Он очень тепло вспоминал встречи в ХПИ с профессорами Тимофеевым Ю.В. и Грабченко А.И. Встреча была полезной и с научной точки зрения. Состоялся обмен мнениями о роли количественных критериев в оценке эффективности технологических процессов на различных этапах их проектирования. Александр Васильевич поддержал мой взгляд на данную проблему и утвердил меня в мысли о том, что профессор Волощенко будет хорошим союзником в моих научных изысканиях.

В дальнейшем мы неоднократно встречались в Харькове и других городах Украины на научно-технических конференциях и методических комиссиях, и всегда Александра Васильевича Якимова отличали тактичность в личных отношениях, умение не спеша выслушать собеседника, дать взвешенный совет.

Доктор технических наук, профессор Шелковой А.Н.

УЧИТЬСЯ НИКОГДА НЕ ПОЗДНО, ЕСЛИ ЕСТЬ ТАКИЕ УЧИТЕЛЯ

Утверждение о том, что «Век живи и век учись» не подлежит сомнению, тем более для тех, кто, воплощает в практику абстрактные чертежи в «живые» детали, узлы и машины. В этом мы, технологи-практики, неоднократно убеждались. Нечего греха таить - иногда, действуя второпях, без обращения к науке, принимали решения наугад, что впоследствии возвращалось бумерангом и сказывалось на результатах в производстве, которые, к сожалению, иногда бывали отрицательными. И все же, решая эти проблемы, мы всегда обращались к научным достижениям. Чрезвычайно удачным стало предложение главного инженера ГП ХМЗ «ФЭД» Фадеева В.А., профессора Якимова А.В. и докт. техн. наук Новикова Ф.В. проводить на базе нашего завода ежегодные международные научно-практические конференции с привлечением ученых и производственников. На одной из конференций в 2000 году я впервые познакомился с профессором Якимовым А.В. и он подарил мне авторскую книгу «Теплофизика механической обработки» со своим автографом. Я знал Александра Васильевича, как главного технолога Украины (так мы уважительно его называли), а я в то время был главным технологом завода «ФЭД», что, очевидно, послужило сближению наших взглядов в решении проблем производства с участием научных достижений всемирно известного Одесского политехнического университета. Книга, которую подарил мне Александр Васильевич, это не только учебник для студентов, а главным образом - путеводитель для инженеров-технологов Украины, и не только. В нем вскрыты глубинные процессы, происходящие в металле при его обработке. Эти процессы не воспринимаются наглядно, поэтому для их понимания учебник объясняет происходящее и дает ответы практикам о том, что необходимо предпринять, чтобы технологический процесс резания, а, следовательно, и качество изделия были оптимальны. Все мы хорошо знаем, что при металлообработке, вследствие деформации, образуется стружка, обрабатываемый материал и режущий инструмент, взаимно сопротивляясь, нагреваются. Однако при этом температурный фактор от недостатка наших знаний и умения не учитывается. Как крупный ученый в области технологии машиностроения профессор Якимов А.В. не только в этой проблеме, но и во многих других создал фундаментальные знания для инженерно-технических работников, что является неоценимым вкладом в развитие науки и производства. Результаты его работ нашли воплощение в производстве завода «ФЭД». К ним можно отнести: внедрение прерывистого шлифования; шлифование импрегнированными кругами; пути устранения шлифовальных прижогов и др. В знак признания заслуг в области резания металлов и технологии машиностроения благодарные технологи-практики завода «ФЭД» тепло и сердечно поздравляют Александра Васильевича с днем его рождения и славного юбилея, желают ему доброго здоровья и долголетия.

*От коллектива ГП ХМЗ «ФЭД»
Товстоплет А.К.*

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ПОВЕРХНОСТИ ПРИШЛИФОВАНИИ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС НА СТАНКАХ МААГ

Якимов А.В., докт. техн. наук, **Якимов А.А.**, канд. техн. наук, **Дмитриева С.Ю.**
(Одесский национальный политехнический университет)

The influence of the boundaries that impede the free flow of heat in the direction of the heat source, the temperature in the contact zone. It is shown that when grinding the gears on the gear grinding machine Maag each point of the lateral surface of the tooth is exposed to repeated heat. The connection between the temperature of the surface to the depth of the defect layer

При шлифовании возникают высокие температуры, под воздействием которых происходят фазовые и структурные изменения, которые уменьшают долговечность детали в 3–5 раз.

Исследованию тепловых процессов и качества поверхностного слоя посвящены работы профессоров: Ларшина В.П., Якимова А.В., Усова А.В., Новикова Ф.В., Лебедева В.Г. и др. [1–4]. В этих работах установлены функциональные зависимости тепловых процессов и даны конкретные рекомендации по их управлению с целью устранения шлифовочных дефектов.

Целью работы является изыскание способов уменьшения тепловых процессов с целью устранения шлифовочных дефектов.

Авиационные зубчатые колеса изготавливаются по 3–4 степени точности. Такую степень обеспечивают зубошлифовальные станки, работающие двумя тарельчатыми кругами, например МААГ, 5851, 5853. Эти станки, наряду с высокой точностью имеют самую низкую производительность и самую высокую теплонапряженность процесса. Высокая теплонапряженность обусловлена тем, что, во-первых, процесс обработки на этих станках осуществляется без охлаждения, а с другой стороны при зубошлифовании каждая точка боковой поверхности зуба подвергается многократному тепловому воздействию. За период обкатки скорость перемещения теплового источника изменяется по синусоидальному закону, имея максимальное значение в зоне делительной окружности и

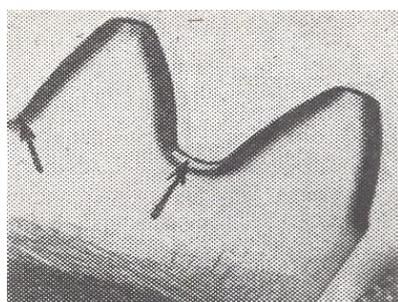


Рис. 1. Зубчатый сектор с прижогом вторичной закалки во впадине

минимальное – на ножке и головке. Наиболее теплонапряженным участком является впадина зубчатого колеса, ибо здесь происходит реверсирование режима обкатки [5, 6]. При реверсировании на какое-то мгновение скорость обкатки приобретает нулевое значение. При этих условиях на поверхности впадины возникают исключительно большие температуры, вызывающие структурные изменения.

На рис. 1 представлен зубчатый сектор с прижогом вторичной закалки во впадине.

Наличие вторично закаленного слоя свидетельствует о том, что в этой зоне температура превысила температуру аустенитного превращения. Для того, чтобы судить о напряженности поверхностного слоя не достаточно знать только температуру аустенитного превращения. Необходимо также знать температуру, при которой будет происходить обратный процесс, т.е. распад аустенита на мартенсит. Из работ [1, 2] установлено, что для цементируемой стали 12Х2Н4А температура начала мартенситного превращения равна 70–80 °С. Следовательно, за период охлаждения с 840 до 70 °С в поверхностном слое будут формироваться большие временные термоупругие напряжения растяжения, превышающие предел прочности материала [3, 4]. На рис. 2 показано зубчатое колесо с продольными трещинами во впадине.



Рис. 2. Зубчатое колесо с продольными трещинами во впадине

При движении зоны контакта вдоль зуба при обкатке на пути встречается торец, который является границей препятствующей свободному распространению тепла в направлении движения теплового источника. В результате происходит накопление тепла на торце и температура в ряде случаев превышает температуру структурных превращений. На рис. 3 представлена расчетная тепловая схема и изменение безразмерной температуры под источником, когда он сошел с ребра клина на 30% (кривая 1), на 70 % (кривая 2) и находится на расстоянии $r/2h$ (кривая 3) [1].

Из сопоставления температурных полей видно, что температура на торце зубчатого колеса примерно на 30–35% выше температуры полубесконечного тела. Перед операцией зубошлифования зубчатое колесо проходит сложную химико-термическую обработку: цементацию, закалку, отпуск. В результате многократных температурных нагревов и охлаждений зубчатые колеса деформируются.

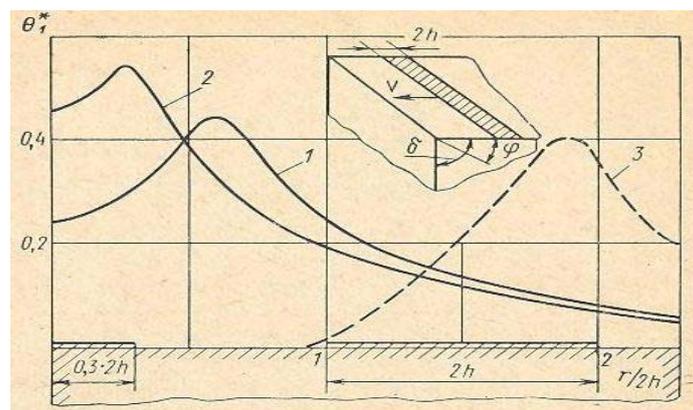


Рис. 3. Расчетная тепловая схема

В результате на зубчатых колесах возникает неравномерность распределения припуска. На станках МААГ такую неравномерность можно устранить за 6...8 проходов. Следует заметить, что каждый проход зубчатого колеса на станках МААГ продолжается 40...50 мин.

Если учесть, что общее количество проходов 8...10, то суммарное время на обработку будет равно 400...450 мин, т.е. одно зубчатое колесо будет обрабатываться в течение целой смены. Для уменьшения количества проходов необходимо выполнить следующее условие: глубина дефектного слоя не должна превышать оставшийся припуск от последующей обработки. Однако для того, чтобы выполнить это условие необходимо знать аналитическое выражение для расчета глубины дефектного слоя. В технической литературе отсутствует информация об аналитическом исследовании данного параметра. Для определения глубины дефектного слоя были произведены расчеты максимальных безразмерных температур:

$$T^* = \int_{-H-H}^{-H+H} e^{-\xi} \cdot K_0(\xi) \cdot \sqrt{(X^2 + \xi^2)} d\xi, \quad (1)$$

где $-H$ – координата, при которой температура поверхности достигает максимальной величины; H – безразмерная полуширина теплового источника; $K_0(\xi)$ – функция Бесселя 1-го рода 0-го порядка; X – глубина залегания температуры.

Расчетные значения безразмерных температур T^* и размерных температур T °С, изменяющихся по глубине поверхностного слоя, приведены в табл. 1. В качестве глубины дефектного слоя принята глубина залегания температуры 400 °С. Из анализа табл. 1 можно установить зависимость глубины дефектного слоя от отношения 400 °С к температуре поверхности.

Проведенный теоретический анализ позволил установить аналитическую зависимость для расчета глубины дефектного слоя по формуле:

$$\Delta = B \cdot \left(1 - \frac{400}{T_{нов}}\right) \cdot \frac{1}{\sqrt{V_{уст}}}, \quad (2)$$

где Δ – глубина дефектного слоя; $B = 0,3$; $T_{нов} = \frac{q \cdot a}{\lambda \cdot V_{уст}} \int_{-H-H}^{-H+H} e^{-\xi} K_0(\xi) d\xi$.

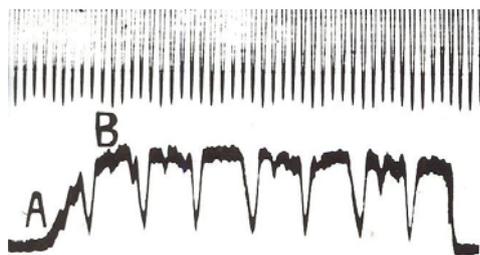


Рис. 4. Изменение температуры при обычном шлифовании плоского образца

Наиболее рациональным способом является шлифование кругами с прерывистой рабочей поверхностью [2, 3].

Для рассмотрения сущности процесса прерывистого шлифования рассмотрим осциллограмму (рис. 4), на которой показано изменение температуры при обычном шлифовании плоского образца. Из осциллограммы видно, что температура возрастает, и, достигнув максимально квазистационарного состояния, в дальнейшем практически не изменяется. Осциллограмма записана с помощью специальной термопары, обеспечивающей непрерывный контакт термоэлектрода с деталью [4].

Установлено, что период теплового насыщения, т.е. время нагрева до квазистационарного состояния, равно 0,01 с. Частота вращения шпинделя равно

2800...3000 об/мин, за 1 сек круг делает 50 оборотов, а 1 оборот соответствует 1/50 доле секунды. Следовательно, круг сделает полуборота и уже произойдет тепловое насыщение. Время теплового насыщения мало, но это время можно использовать для управления теплонапряженностью процесса.

Таблица 1

Расчетные значения безразмерных температур T^* и размерных температур T °С, изменяющихся по глубине поверхностного слоя

X	T^*	T °С	$K=T/0,505$	$T^* \times K$	Глубина дефектного слоя
0	0,505	1200	2376	1200	
				960	
				606	
				499	
				404	0,2
0,05	0,404	1000	1980	1000	
				800	
				505	
				416	0,16
				337	
0,10	0,255	800	1584	800	
				640	
				404	0,10
				333	
				269	
0,15	0,210	600	1189	600	
				480	0,07
				303	
				250	
				202	
0,20	0,170	400	990	404	
				400	0,05
				252	
				208	
				169	

Если на круге сделать 20 режущих выступов, то период работы 1 режущего выступа будет равен 0,001с. Таким образом начинается процесс резания, температура начинает расти, но она не успевает достигнуть максимального квазистационарного состояния, прерываясь за счет имеющейся впадины. Из анализа приведенных данных видно, что температура при прерывистом шлифовании примерно на 40...50 % меньше, чем при сплошном.

Результаты. Установлена кинетика формирования временных термоупругих растягивающих напряжений. Показано снижение температуры при прерывистом шлифовании на 40...50 %. На основании проведенного теоретического анализа установлена аналитическая зависимость для определения глубины проникновения дефектного слоя.

Выводы. 1) Установлено влияние границ, препятствующих свободному распространению тепла в направлении движения теплового источника, на тем-

пературу в зоне контакта. 2) Установлено, что при шлифовании зубчатых колес на зубошлифовальных станках МААГ каждая точка боковой поверхности зуба подвергается многократному тепловому воздействию. 3) Установлена связь температуры поверхности с глубиной дефектного слоя.

Список литературы: 1. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова в десяти томах. – Т.7: Точность обработки деталей машин. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 546 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. и А.В. Якимова в десяти томах. –Т.8: Оптимизация технологических процессов в машиностроении. – Одесса: ОНПУ, 2004. –509 с. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова в десяти томах. – Т.6: Качество обработки деталей машин. – Одесса: ОНПУ, 2003. –716 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова в десяти томах. – Т.2: Теплофизики резания материалов. – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с. 5. Якимов А.А. Определение температуры, возникающей при зубошлифовании прерывистыми кругами на станках МААГ, 5851, 5853, работающих по нулевой схеме // Резание и инструмент в технологических системах . – Харьков: НТУ «ХПИ», 2014. – Вып. 84. – С. 236–244. 6. Якимов А.А., Якимов П.А. Тепловые процессы при зубошлифовании и влияние их на долговечность зубчатых колес // Междунар. инф.-техн. журнал «Оборудование и инструмент», 2012. – №1. – С. 68-70.

УДК621.9.06.-229.331

ПРИЧИНЫ ВОЗНИКНОВЕНИЯ ШЛИФОВОЧНЫХ ТРЕЩИН

Якимов А.А., канд. техн. наук,
Якимова О.А., Дмитриева С.Ю., Якимов П.А.
(Одесский национальный политехнический университет)

In this paper evidence-based causes of sanding cracks, which are mainly due to the high thermal stress of the grinding process. It is shown that the most sensitive to cracking are materials having a non-uniform structure

Вопросы возникновения шлифовочных прижогов и трещин обсуждались в работах [1, 2] и др. Однако везде анализ теплонапряженности деталей в процессе шлифования и появления на них прижогов и трещин проводили без учета структуры обрабатываемых материалов, рассматривая лишь задачи формирования температурного поля вблизи зоны контакта шлифовального круга с изделием. В статье делается попытка анализа тепловых процессов при шлифовании с учетом структуры обрабатываемых материалов.

Все материалы, применяемые в машиностроении, можно распределить на две группы. Материалы первой группы имеют однородную структуру. К ней можно отнести, например, жаропрочные сплавы аустенитного класса типа ЭИ437А, ЭИ437Б. На деталях, изготовленных из указанных сплавов после шлифования, на поверхности возникают большие термические растягивающие напряжения и, тем не менее, шлифовочные трещины не возникают.

Материалы второй группы имеют в своей структуре инородные включения в виде цементитной или иптерметаллидной сеток, раковин нитридов, пор скопления карбидов и др. К этой группе относится основная масса конструкционных сталей, магнитных и металлокерамических сплавов, цементируемых и азотируемых сталей. Для них типичным является поражение поверхности шлифовочными дефектами – прижогами и трещинами.

В появлении шлифовочных дефектов превалирующую роль играют границы неоднородных включений, препятствующие свободному отводу тепла вглубь изделия. Наличие таких границ вызывает локальную концентрацию тепла на отдельных участках поверхности и повышенную теплонапряженность.

Рассмотрим характер формирования температурного поля вблизи адиабатической границы. Для математического описания поставленной задачи примем такую тепловую схему. По поверхности клина с углом $\alpha = 90^\circ$ (рис. 1), грани которого не пропускают тепла, движется со скоростью v в направлении ребра бесконечно длинный полосовой источник шириной l . Плотность теплового потока принята равномерно распределенной по поверхности источника. При сходе источника с ребра клина следует считать, что мощность Q_1 , вводимая на единицу длины (Вт/м) полосового источника, уменьшается до нуля по линейному закону (в дальнейшем без существенного ограничения общности задачи будем полагать, что π/α – целое число). Отсчет ведется от отметки, помещаемой на ребре клина. Используя метод источников [3], температуру в детали можно представить:

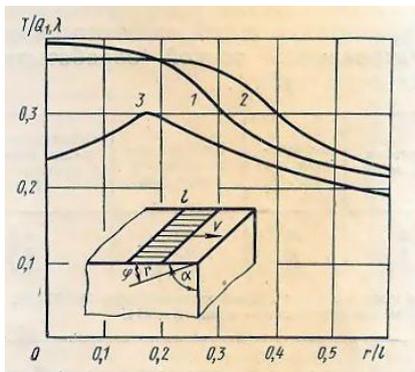


Рис. 1. Тепловая схема

го потока принята равномерно распределенной по поверхности источника. При сходе источника с ребра клина следует считать, что мощность Q_1 , вводимая на единицу длины (Вт/м) полосового источника, уменьшается до нуля по линейному закону (в дальнейшем без существенного ограничения общности задачи будем полагать, что π/α – целое число). Отсчет ведется от отметки, помещаемой на ребре клина. Используя метод источников [3], температуру в детали можно представить:

$$T = \begin{cases} T^*, & \rho' > 1 \\ T^* - \Delta T, & \rho' < 1; \end{cases} \quad (1)$$

$$T^* = \frac{Q_1}{\pi \cdot \lambda} \int_{\rho'-1}^{\rho'} e^{-\frac{u}{2}(\eta-\rho \cos \varphi)} K_0 \left[\frac{u}{2} (\rho^2 + \eta^2 - 2\rho\eta \cos \varphi)^{\frac{1}{2}} \right] \cdot M d\eta; \quad (2)$$

где $u = \frac{v \cdot l}{a}$ – безразмерная скорость источника; K_0 – модифицированная функция Бесселя второго рода; ρ' – отнесенная к ширине источника безразмерная координата задней границы источника; $\rho' = \frac{r}{l}$ – безразмерная координата, отсчитываемая от ребра клина; ξ, η – переменные интегрирования по области действия источника ($0 < \xi < \eta, 0 < \eta < \rho'$); λ – температуропроводность:

$$M(\rho, \eta, \varphi, a) = 1 + \sum_{n=1}^{\pi/a-1} \frac{e^{-\frac{u}{2}[\eta-\rho \cos(\varphi-2a \cdot n)]} K_0 \left[\frac{u}{2} (\rho^2 + \eta^2 - 2\rho\eta \cos(\varphi - 2a \cdot n))^{\frac{1}{2}} \right]}{e^{-\frac{u}{2}(\eta-\rho \cos \varphi)} K_0 \left[\frac{u}{2} (\rho^2 + \eta^2 - 2\rho\eta \cos \varphi)^{\frac{1}{2}} \right]}; \quad (3)$$

$$\Delta T = \frac{Q_1}{2\pi\lambda} \sum_{n=0}^{\pi/a-1} \int_0^{1-\rho'} e^{-\frac{u}{2}[\eta+\rho \cos(\varphi-2a \cdot n)]} d\eta \cdot \int_0^{\frac{\eta}{\xi}} \frac{1}{\xi} e^{-\frac{u}{4} \left[\xi + \frac{\rho^2 + \eta^2 + 2\rho\eta \cos(\varphi-2a \cdot n)}{\xi} \right]} d\xi. \quad (4)$$

В формуле (2) интеграл без учета множителя M представляет собой известную табулированную функцию (3), описывающую температурное поле в полубесконечном теле, создаваемое бесконечно длинным полосовым источником в цилиндрических координатах, связанных с изделием. Множитель M , характеризующий влияние формы изделия, описывает накопление тепла на адиабатической стенке в направлении движения источника и зависит от координат источника и исследуемой точки. Величина ΔT в формуле (1) дает снижение температуры при сходе источника, связанное с уменьшением вводимого потока. Наиболее теплонапряженными участками, как видно из анализа выражения (3), являются области, прилегающие к ребру клина. Значение M никогда не превышает 2 и только при $\alpha = \frac{\pi}{2}$ множитель M становится равным 2 независимо от скорости и координат источника. Однако влияние множителя M на температуру в области стенки до подхода к ней источника весьма незначительно (температура имеет небольшую величину), и основной рост температуры определяется выражением $T^* - \Delta T$, описывающим сход источника с ребра клина.

На рис. 1 (кривые 1, 2) показано изменение температуры на шлифуемой поверхности ($\varphi = 0$) вблизи адиабатической стенки и на ее границе в момент, когда источник сошел с ребра клина на 75 и 65%. Кривая 3 показывает изменение температуры под источником на участке, удаленном от ребра клина на величину $\frac{r}{l} > 1$. Расчеты проведены для случая шлифования стали 12Х2Н4А ($\lambda = 16,7$ Вт/м·град; $a = 3 \cdot 10^{-6}$ м²/с) при скорости перемещения теплового источника $v = 3$ м/мин.



Рис. 2. Внешний вид шлифовочного прижога

адиабатической стенки изделия.

На рис. 2 на косом срезе образца из стали 12Х2Н4А представлен внешний вид шлифовочного прижога. С поверхности просматривается рисунок бесструктурного мартенсита. За белым слоем, имеющим повышенное содержание аустенита (52 %), следует более темный, чем основная структура отпуска. Микротвердость отпущенной зоны $H_{50} = 600 - 680$ кгс/мм² и структуры, не претерпевшей изменений, $H_{50} 750$ кгс/мм². С поверхности наблюдается некоторое

Как видно, границы обрабатываемых деталей в направлении движения источника играют роль адиабатических преград, вблизи которых происходит накопление тепла. Поэтому области, расположенные вблизи таких границ, оказываются в более теплонапряженных условиях. Следует ожидать, что локализация плотности теплового потока под источником, ближе к его передней границе, приведет к еще большей теплонапряженности в области

повышение твердости до $H_{50} = 650 - 700$ кгс/мм². Глубина вторично закаленного слоя (белая полоска) увеличивается у края отверстия. Учитывая приведенный выше математический анализ, можно сказать, что в рассматриваемом примере поверхность отверстия действует, как адиабатическая стенка, в области которой происходит накопление тепла по мере приближения теплового источника. Это приводит к значительному повышению температуры по сравнению с отдаленными областями и, как следствие, к увеличению глубины вторичного закаленного слоя.

При изготовлении зубчатых колес иногда для упрочнения поверхностного слоя рабочих профилей зубьев применяют химико-термическую обработку – цементацию и цианирование. После шлифования на профилях зубьев возникают поверхностные шлифовочные трещины. Разрушение металла здесь связано с наличием границы цианированного слоя, которая препятствует свободному прохождению тепла вглубь изделия, концентрируя его на границе

Из заводского опыта и исследований известно, что детали из жаропрочного сплава ЖС6К в зависимости от исходного состояния структуры имеют различную склонность к трещинообразованию. На деталях, имеющих структуру в виде твердого однородного раствора с дисперсным выделением избыточной интерметаллидной α' -фазы в широком диапазоне режимов, шлифовочные трещины не возникают. Если интерметаллидная α' -фаза выделяется по границам зерен в виде сетки (рис. 3), то шлифовать без трещин детали с такой структурой практически невозможно.

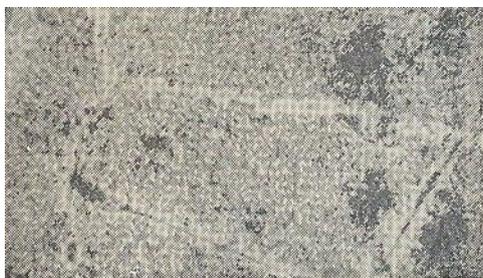


Рис. 3. Интерметаллидная α' -фаза выделяется по границам зерен в виде сетки

При шлифовании магнитных сплавов, например, типа ЮНДК3515, шлифовочные трещины начинаются от раковин и пор. При шлифовании высокохромистых сталей типа X12, X12М, X12Ф шлифовочные трещины зарождаются, как правило, в области наибольшего скопления мелких или крупных карбидов и развиваются по строчкам карбидов, вытянутых вдоль направления, проката. Карбиды, внедренные в матрицу, действуют как клинья, препятствующие расширению металла при нагревании и сжатию при охлаждении, так как коэффициент термического расширения карбидов на 30 % ниже основного металла. В результате импульсного нагрева происходит относительное перемещение матрицы и карбидов со значительными скоростями, что приводит к зарождению микротрещин.

Анализ качества поверхности вырубных штампов из стали X12, X12М свидетельствует о том, что шлифованная поверхность матрицы вблизи рабочего контура имела пониженную твердость на 5 – 7 единиц шкалы HRC по отношению к исходной твердости до шлифования HRC 60 – 62. По данным статьи [4] уменьшение твердости матрицы и пуансона с HRC 57 – 59 до HRC 48 – 51 снижает стойкость вырубных штампов из стали X12М в 30 раз. Как видно, роль ка-

чественного состояния поверхностного слоя деталей из высокохромистых сталей исключительно велика.

Замечено, что на деталях из цементируемой стали 12Х2Н4А, имеющей в поверхностном слое цементитную сетку, прижоги возникают при снимаемом за проход при пуске $t = 0,02 - 0,03$ мм. Отсутствие цементитной сетки уменьшает чувствительность стали к прижогам и трещинам. Детали с такой структурой можно шлифовать при прочих равных условиях со снимаемым припуском $t = 0,05 - 0,06$ мм без прижогов.

Таким образом, анализ производственного опыта и лабораторных исследований позволяет сделать вывод, что одним из основных факторов возникновения трещин при шлифовании является высокая теплонапряженность процесса. Наиболее чувствительными к трещинообразованию оказываются материалы, имеющие неоднородную структуру. Локальные неоднородности в структуре могут играть роль термического сопротивления, препятствующего отводу тепла внутрь изделия и концентрации его в поверхностном слое. Различная степень изменения объемов разнородных включений при нагревании и последующем охлаждении должна приводить к возникновению напряжений на их границах и, в конечном счете, к образованию трещин.

Поверхности различного рода пор, пустот, раковин также играют роль термосопротивлений. Кроме того, они являются концентраторами напряжений и при резких изменениях температур становятся очагами трещинообразования.

Границы обрабатываемых деталей в направлении движения источников играют роль адиабатических преград, вблизи которых происходит накопление тепла по мере приближения к ним теплового источника. Поэтому, область вблизи такой границы оказывается в более жестких температурных условиях, чем отдаленные области. Это является причиной возникновения граничных дефектов при шлифовании, например, штампов. Аналогичную роль в создании повышенной теплонапряженности процесса играют и поверхностные раковины и поры, встречающиеся на пути продвижения шлифовального круга.

Из сказанного следует, что задача ликвидации дефектов шлифования должна решаться не только на финишной операции, но и на всех этапах технологического процесса изготовления деталей, от которых зависит формирование структуры близлежащих к шлифуемой поверхности слоев.

Список литературы: 1. Подзей А.В. Шлифовочные дефекты и пути их устранения / А.В. Подзей, А.В. Якимов. – «Вестник машиностроения», 1972. – № 3. – С. 76–78. 2. Сипайлов В.А. Исследование температурного поля при шлифовании клиновидных деталей / В.А. Сипайлов, Н.А. Ярмонов, Н.Ф. Пехлецкая. – Материалы научн.-техн. конф. «Физико-математические науки». – Пермь: Пермский политехнический институт, 1968. – С. 21–30. 3. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел. Пер. с англ. / Карслоу Г., Егер Д. – М.: Наука, 1964. 4. Романовский В.П. Исследование стойкости режущих инструментов универсально-сборных штампов для вырубки – пробивки / В.П. Романовский, И.Я. Мовшович, А.А. Долгов // Кузнечно-штамповочное производство, 1970. – № 6. – С. 16–19.

ФИЗИЧЕСКАЯ СУЩНОСТЬ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ

Якимов А.В., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

Новиков Ф.В., докт. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет имени С. Кузнеця)

Новиков Г.В., канд. техн. наук

(Научный Центр НТК “Эльбор”, г. Харьков)

The paper describes the analytical patterns stock removal and formation of cutting temperature with intermittent grinding. The optimal conditions of intermittent grinding. Practical recommendations

Повышение качества и производительности обработки деталей машин является важнейшим условием создания конкурентоспособной машиностроительной продукции. Это требует применения современных технологий металлообработки, в особенности на финишных операциях, где окончательно формируются параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей [1, 2].

Перспективным направлением высококачественной обработки деталей машин и интенсификации процессов алмазно-абразивной обработки следует рассматривать прерывистое шлифование, идея создания которого состоит в периодическом прерывании контакта круга с деталью и исключении теплового насыщения поверхностных слоев обрабатываемого материала с целью уменьшения температуры резания [3]. Такой подход к управлению теплонапряженностью процесса позволяет повысить качество обработки при одновременном увеличении производительности шлифования. Причем, эффект от прерывания контакта круга с деталью в ряде случаев значительно выше, чем от оптимизации условий обычного шлифования и т.д.

Однако при этом не всегда удается обеспечить экономически приемлемый расход алмазного круга, что сдерживает широкое внедрение прерывистых алмазных кругов в производство. В связи с этим, на основе анализа и математического моделирования процесса прерывистого шлифования предложено новое решение, обеспечивающее снижение интенсивности износа круга при сохранении заданной производительности шлифования. В работе также раскрыты общие закономерности формирования температуры резания при прерывистом шлифовании и определены условия ее уменьшения. Приведены аналитические зависимости для определения оптимальных геометрических параметров рабочей поверхности прерывистого круга.

Характерной особенностью прерывистого шлифования является самообразование макропрофиля рабочих выступов круга. Схема съема материала в таких условиях отлична от обычного шлифования. Рассмотрим шлифование прямоугольного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности кру-

га (рис. 1,а). За период погружения впадины прерывистого круга образец переместится в радиальном направлении на величину h . Съем материала производят зерна, расположенные на передней кромке рабочего выступа. Вследствие высокой нагруженности этих зерен и интенсивного выпадения из связки, на рабочем выступе круга образуется фронтальная поверхность протяженностью a , расположенная под “углом атаки” α к плоскости резания.

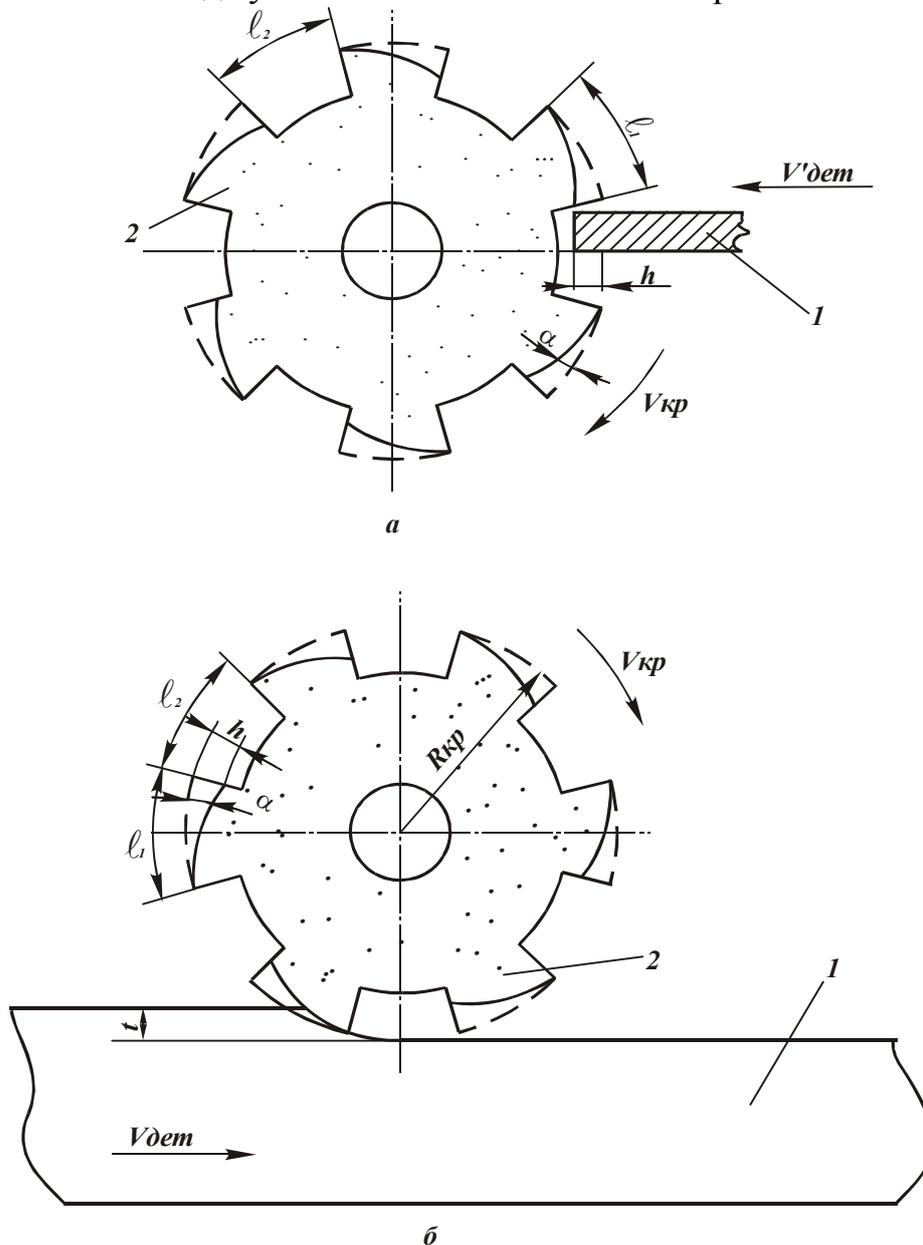


Рис. 1. Расчетная схема прерывистого шлифования: 1 – деталь; 2 – круг

За период прохождения участка a скорость съема материала $V'_{дет}$ увеличится на величину $V_{кр} \cdot tg\alpha$ и определится

$$V''_{дет} = V'_{дет} + V_{кр} \cdot tg\alpha, \quad (1)$$

где $tg\alpha = h/a$.

Набегающий припуск h пропорционален длине впадины круга l_2 . Тогда $h = V'_{дет} \cdot \tau$, где $\tau = l_2 / V_{кр}$ - время погружения образца во впадину круга.

Окончательно параметры h и $V''_{дет}$ опишутся:

$$h = l_2 \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}}; \quad (2)$$

$$V''_{дет} = V'_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right). \quad (3)$$

Максимальная вероятностная (приведенная) толщина среза H_{max} определяется [4]:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{a}\right)}, \quad (4)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна.

При прерывистом шлифовании параметр H_{max} больше, чем при обычном ($l_2 = 0$). С увеличением протяженности фронтального участка a множитель $(1 + l_2/a)$ и соответственно параметр H_{max} уменьшатся (табл. 1). Наименьшее значение H_{max} достигается для $a = l_1$, т.е. для установившейся формы профиля рабочего выступа круга, когда фронтальный участок охватывает весь рабочий выступ круга длиной l_1 . Параметр H_{max} принимает вид

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{450 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{\text{tg} \gamma \cdot m} \cdot \frac{V'_{дет}}{V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}. \quad (5)$$

Таблица 1

Расчетные значения $(1 + l_2/l_1)^{1/3}$

l_2/l_1	0	1	2	5	10
$(1 + l_2/l_1)^{1/3}$	1,0	1,26	1,45	1,82	2,23

Для круглого наружного (внутреннего) и плоского шлифования (рис. 1,б) параметр H_{max} с учетом зависимости $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$ описывается:

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{t \cdot \rho}}{\text{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)}, \quad (6)$$

где $V_{дет}$ – скорость детали, м/с; t – глубина шлифования, м; $\rho = 1/R_{кр}$; $R_{кр}$ – радиус круга, м.

Представляя в зависимость (6) скорость детали $V_{дет}$ в виде $V_{дет} = Q/B \cdot t$, параметр H_{max} определится

$$H_{max} = \sqrt[3]{\frac{630 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3}{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр}}} \cdot \sqrt{\frac{Q \cdot V_{дет} \cdot \rho}{B}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right), \quad (7)$$

где Q – производительность обработки, м³/с; B – ширина шлифования, м.

Для того чтобы производительность обработки Q оставалась постоянной при заданном значении H_{max} , скорость детали $V_{дет}$ необходимо уменьшить в $(1 + l_2/l_1)^2$ раз. Следовательно, скорость детали $V_{дет}$ при прерывистом шлифовании должна быть связана со скоростью детали $V_{дет0}$ при обычном шлифовании:

$$V_{дет} = \frac{V_{дет0}}{(1 + l_2/l_1)^2}. \quad (8)$$

Глубина шлифования t при условии $Q = const$ должна быть связана с глубиной шлифования t_0 (для круга со сплошной рабочей поверхностью):

$$t = t_0 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2. \quad (9)$$

Этим обеспечивается уменьшение износа прерывистого круга до уровня износа круга со сплошной рабочей поверхностью (без уменьшения производительности обработки). Полученное решение позволяет эффективно использовать прерывистые круги с характеристикой $l_2/l_1 > 1,5$, которые в силу чрезвычайно интенсивного износа не получили распространения на практике, хотя обеспечивают существенное снижение температуры резания при шлифовании.

Рассмотрим общие закономерности формирования температуры резания при прерывистом шлифовании.

Нестационарный тепловой режим прерывистого шлифования, сопровождающийся периодическим прерыванием контакта круга с обрабатываемой деталью, открывает принципиально новые возможности управления теплонпряженностью процесса [5].

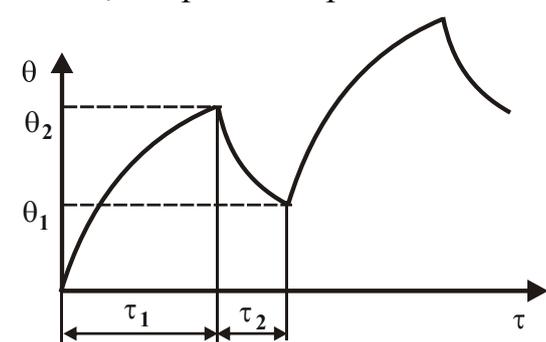


Рис. 2. Характер изменения температуры резания θ от времени обработки τ при прерывистом шлифовании

Если длительность процесса шлифования режущих выступов прерывистого круга сделать меньше времени теплового насыщения, то температура в зоне контакта круга с обрабатываемой деталью не будет достигать своих максимальных значений и может быть ограничена.

На рис. 2 представлен характер изменения температуры от времени воздействия теплового источника. За период прохождения режущего выступа τ_1 обрабатываемая поверхность нагревается до температуры θ_2^0 . За время прерывания процесса τ_2 температура поверхности понижается до θ_1^0 .

температура поверхности понижается до θ_1^0 .

Количество тепла Q_1 , необходимое для нагревания поверхности за время τ_1 , можно приравнять к количеству тепла Q_2 , поглощаемому при охлаждении поверхности от θ_2^0 до θ_1^0 за время τ_2 . Параметры Q_1 и Q_2 определяются [6]:

$$Q_1 = q_1 \cdot \tau_1 = \sigma \cdot V_{\text{дем}} \cdot \tau_1; \quad (10)$$

$$Q_2 = q_2 \cdot \tau_2, \quad (11)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; $V_{\text{дем}}$ – скорость внедрения режущих зерен в обрабатываемый металл (скорость детали), м/с; $q_2 = \alpha \cdot \frac{\theta_1^0 + \theta_2^0}{2}$; α – коэффициент теплоотвода.

Время нагрева поверхности τ_1 определяется из выражения

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дем}}^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right], \quad (12)$$

где λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К); c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³.

Время охлаждения определяется из условия $Q_1 = Q_2$ с учетом (10) и (11):

$$\tau_2 = \frac{q_1}{q_2} \cdot \tau_1 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1^0 + \theta_2^0) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дем}}} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right]. \quad (13)$$

Зная τ_1 и τ_2 можно оценить производительность обработки Q_u за время одного цикла ($\tau_1 + \tau_2$):

$$Q_u = \frac{B \cdot V_{\text{дем}} \cdot \tau_1}{(\tau_1 + \tau_2)} = \frac{B \cdot V_{\text{дем}}}{\left[\frac{1}{V_{\text{дем}}} + \frac{2 \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1^0 + \theta_2^0)} \right]}. \quad (14)$$

Из анализа (14) видно, что увеличить производительность цикла Q_u можно за счет увеличения скорости внедрения режущих зерен в металл $V_{\text{дем}}$ и коэффициента α , а также уменьшения условного напряжения резания σ .

При шлифовании кругом с прерывистой рабочей поверхностью скорость внедрения режущих зерен в металл $V_{\text{дем}}$ возрастает на величину $K_{np} = 1 - l_2 / l_1$ (где l_1 – длина режущего выступа, м; l_2 – длина выреза на круге, м). Следовательно, выражения (12) и (13) примут вид:

$$\tau_1 = \frac{\lambda}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дем}}^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right]; \quad (15)$$

$$\tau_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma}{\alpha \cdot (\theta_1^0 + \theta_2^0) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{\text{дем}} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right]. \quad (16)$$

Геометрический параметр прерывистого круга l_1 определяется:

$$l_1 = \frac{\lambda \cdot V_{кр}}{2 \cdot c \cdot \rho \cdot \omega^2 \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)^2} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right]. \quad (17)$$

После подстановки (15) и (16) в (17) получим:

$$l_2 = \frac{\lambda \cdot \sigma \cdot V_{кр}}{\alpha \cdot (\theta_1^0 + \theta_2^0) \cdot c \cdot \rho \cdot V_{дет} \cdot \left(1 + \frac{l_2}{l_1}\right)} \cdot \ln \left[\frac{c \cdot \rho \cdot (\theta_2^0 - \theta_1^0)}{\sigma} \right]. \quad (18)$$

Из условия целого четного числа n определяется количество режущих выступов: $n = \frac{\pi \cdot D_{кр}}{l_1 + l_2}$, где $D_{кр}$ – диаметр круга.

Таким образом, в работе аналитически описаны закономерности съема припуска и формирование температуры резания при прерывистом шлифовании. На их основе определены оптимальные условия прерывистого шлифования, включая расчет режимов шлифования и геометрических параметров прерывистой рабочей поверхности круга. Даны практические рекомендации по совершенствованию процесса прерывистого шлифования.

Список литературы: 1. Резников А.Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов / А.Н. Резников. – М.: Машиностроение, 1981. – 279 с. 2. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 127 с. 3. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: автореф. дис. на соискание научн. степени докт. техн. наук: спец. 05.03.01 “Процессы механической обработки, станки и инструменты” / Ф.В. Новиков. – Одесса, 1995. – 36 с. 5. Якимов А.В. Абразивно-алмазная обработка фасонных поверхностей / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1984. – 212 с. 6. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 2. ”Теплофизика резания материалов” – Одесса: ОНПУ, 2003. – 625 с.

УДК621.9.06.-229.331

О ПРИРОДЕ ШЛИФОВОЧНЫХ ТРЕЩИН

Якимов П.А., Якимова О.А., Павлышко А.В., канд. техн. наук, **Дмитриева С.Ю.**
(Одесский национальный политехнический университет)

The paper shows the efficiency of the use of discontinuous circles to eliminate or significantly reduce sanding defects (burn marks, cracks). This prevents metal fatigue failure due to cyclic action of cutting forces individual grains

Исследованию причин образования шлифовочных трещин посвящен ряд трудов [1–4 и др.]. Однако сложившиеся представления о механизме действия

сил при резании абразивными зернами и о характере разрушения металла под их действием, а также сопутствующих этому процессу эффектах, весьма противоречивы. Установлено, что растрескивание поверхности детали в процессе шлифования обусловлено возникновением напряжений, превышающих предел прочности обрабатываемого металла. Вместе с тем причины образования этих напряжений трактуются по-разному.

С повышением температуры действие внешней нагрузки будет определяться не только характером ее приложения, но и температурным режимом в поверхностном слое детали. При повышении теплового состояния поверхностного слоя шлифуемого металла необходимо учитывать, во-первых, явления отрыва, возврата и рекристаллизации и, во-вторых, фазовые превращения неустойчивых структур, например, распад твердых растворов при нагреве, и возможное образование новых пересыщенных растворов при охлаждении.

Разрушение металлов при нормальных условиях отличается от напряженного состояния металлов при повышенных температурах. Высокая температура в поверхностном слое шлифуемой детали (в контактной зоне) обусловлена превращением значительного количества механической энергии (работа резания и трения) в тепловую. При этом определение температуры в зоне резания при шлифовании встречает экспериментальные трудности, поэтому она чаще рассчитывается теоретически. Данные расчетов имеют большой разброс, что приводит к известным неточностям в суждениях о процессах, протекающих в зоне контакта абразив–деталь.

В последние годы общепринятым стал подход к трещинообразованию при шлифовании с точки зрения тепловой теории. При этом с учетом природы и особенностей шлифуемых металлов рассматриваются температурные градиенты при разных условиях обработки, возможность структурных превращений, величины остаточных напряжений и т. д. и т. п. [1, 2, 5, 6].

Однако в работе [3] была выдвинута гипотеза усталостного образования трещин. В условиях повышенных температур при шлифовании (выше 500°С), по мнению автора работы [3], причиной разрушения поверхности детали является охрупчивание под действием нагрузок вследствие циклического характера сил резания одиночных зерен. Хотя несложно представить, что даже при температурах, указанных автором (а они занижены), аккумуляция механической энергии в металле в форме напряжений практически недостаточно для хрупкого отрыва, как бывает при усталости.

В связи с тем, что в работе [3] отрицается роль теплового фактора и структурных превращений в трещинообразовании, был повторен опыт с царапанием, описанный в работе [7]. Алмазным индентором прибора ПМТ-3 на шлифе стали ШХ15 в состоянии закалки с низким отпуском была нанесена царапина под нагрузкой 20 Г. При рассмотрении следа в виде клинообразной канавки с помощью электронного микроскопа (Х2000) на скосах ее поверхности было обнаружено значительное количество трещин и их очагов, перпендикулярных направлению движения индентора. Это еще раз подтвердило вывод [7] о разрушении металла при царапании под действием растягивающей силы. Ме-

талл в зоне царапины испытывает предельно напряженное состояние от растягивающей нагрузки, вызывающей непрерывное его охрупчивание (наклеп) вплоть до разрушения (хрупкого отрыва). При повышенных температурах, развивающихся при шлифовании, процесс охрупчивания (наклепа) сопровождается явлениями отдыха и возможной рекристаллизации металла в деформируемых объемах. При этом повышающаяся пластичность противодействует охрупчиванию. Образование очагов трещин в этом случае происходит, вероятно, по причине ползучести. На это, как на противопоставление усталостному разрушению при повышенных температурах, указывается в работе [8].

В сталях и сплавах с гетерогенной структурой [9] трещины обычно распространяются в области стыка встречных пластически деформированных зон металла. Наиболее мягкие фазы деформируются больше, причем деформация имеет характер сдвига. Сдвиги фаз распространяются не прямолинейно, а по плоскостям, имеющим наименьшее сопротивление деформации.

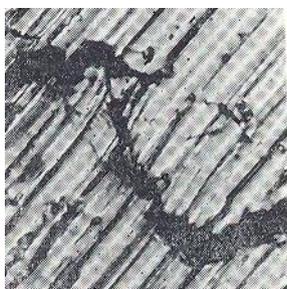


Рис. 1. Трещина в плоскости обработки

Характер образующихся трещин в плоскости обработки подтверждает наличие эффекта сдвига в направлении, перпендикулярном к следам обработки (рис. 1). Явления сдвига указывают на концентрацию локальных напряжений по границам зерен. Шлифовочные трещины в зависимости от режимов обработки и состояния структуры материала располагаются перпендикулярно к направлению движения режущих зерен или имеют замкнутый вид (часто по границам контура наследственных зерен, сформировавшихся при высокотемпературных нагревах в процессе различных технологических операций).

Исходя из значительного количества изученных нами структур в зоне образовавшихся шлифовочных трещин, можно утверждать, что в большинстве металлов имеется контурный каркас. Будучи незаметным при микроструктурном анализе, он обнаруживается при образовании шлифовочных трещин. Последние в большинстве своем образуют рисунок чешуи, т. е. каждая трещина стремится замкнуться по известному контуру (рис. 2).

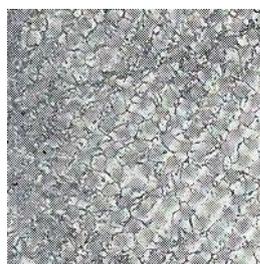


Рис. 2. Шлифовочные трещины

Каркасной диафрагмой в сплавах могут служить поры, например в металлокерамических сплавах, шлаковые и иные неметаллические включения и другие, относительно которых (если они прочнее структурной основы) или по которым (если они слабее основы) происходят сдвиги структурных частиц (фаз) под влиянием напряжений, вызванных тепловыми, структурными и фазовыми изменениями.

Сдвиговый характер разрушения поверхности металла по границам зерен вызывается еще и тем, что внутри каждого наследственного зерна содержатся зерна дисперсных продуктов распада (превращения), по-разному ориентированных по отношению к контуру наследственного зерна. Различно ориентированные зерна фаз в силу ани-

зотропии свойств при нагревании расширяются, а при охлаждении сокращаются в объеме по-разному, что также является одной из причин возникновения напряжений.

Результаты исследований шлифования стали 16ХГТЛ кругом ЭБ25СТ1К с постоянным истинным съемом за один проход показывают, что температура в зоне резания с ростом скорости перемещения теплового источника в интервале 4–12 м/мин не уменьшается, как показано в работе [3], а, наоборот, увеличивается с 525 до 950°С.

Расчеты показали, что за 0,01–0,03 сек температура в зоне контакта круга с деталью возрастает при постоянном съеме металла в зависимости от скорости продольной подачи. При шлифовании стали 16ХГТЛ со скоростью стола $V_{ст} = 4$ м/мин скорость нагрева поверхностного слоя составляет 13 000, а скорость охлаждения 12 000° С/сек; при шлифовании же $V_{ст} = 12$ м/мин соответственно 72 000 и 60 000° С/сек. Эти данные свидетельствуют о накоплении тепла в детали, что вызывает, как известно из практики шлифования закаленных сталей, в первом случае эффект отпуска, а во втором – эффект вторичной закалки. Известны случаи и более грубых прижогов, когда происходит оплавление металла в контактной зоне с последующим растрескиванием оплавленной поверхности. Формирование трещин в этом случае, очевидно, следует отнести к действию усадочных напряжений.

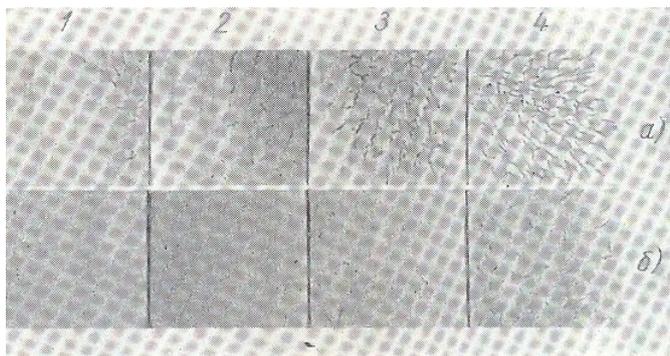


Рис. 3. Сетка трещин, выявленная методом цветной дефектоскопии:
 1 – $V_{см} = 3$ м/мин; 2 – $V_{сз} = 6$ м/мин;
 3 – $V_{см} = 9$ м/мин; 4 – $V_{см} = 12$ м/мин

Исследования шлифования кругами с прерывистой рабочей поверхностью показали, что теплонапряженность процесса резания ими значительно меньше, чем при шлифовании обычными кругами.

После шлифования стали 16ХГТЛ сплошным кругом ЭБ25СТ1К на всех образцах была обнаружена сетка трещин, выявленная методом цветной дефектоскопии (рис. 3,а).

После шлифования прерывистым кругом той же характеристики трещины были обнаружены только на образцах, шлифованных с продольной подачей 12 м/мин, при $t = 0,03$ мм и $V_{кр} = 36$ м/сек (рис. 3,б).

Аналогичную серию опытов проводили на азотируемой стали ЭИ69, шлифованной обычным и прерывистым алмазными кругами АС40Б1 – 50% при $V_{кр} = 35$ м/сек; $t = 0,05$ мм и различной продольной подаче. После шлифования сплошным кругом на поверхности образцов были обнаружены шлифовочные трещины, а после шлифования прерывистыми кругами их не было. Наряду с исследованиями процесса трещинообразования на цементируемых, закаливаемых и азотируемых сталях аналогичные исследования были проведены на других гетерогенных системах (сплавах Т5К10, Т15К6, Т30К4 и ЖС-6К).

Исследование процесса шлифования, например, сплава Т5К10 показывает, что температура в зоне резания с ростом скорости перемещения теплового источника от 4 до 15 м/мин увеличивается с 380 до 740° С.

После шлифования сплава Т5К10 кругами АСП16Б1 – 50% с $V_{кр} = 30$ м/сек, $t=0,03$ мм, $V_{см} = 4; 8; 15$ м/мин и охлаждением 3%-ным содовым раствором на всех образцах, шлифованных сплошными кругами, была обнаружена сетка трещин. После шлифования прерывистым кругом трещины обнаружены только на образцах, шлифованных с $V_{см} = 15$ м/мин.

Это объясняется, вероятно, тем, что с увеличением скорости стола уменьшается глубина проникновения высоких температур, а, следовательно, растет концентрация тепловой энергии в единице объема поверхностных слоев, что способствует большей интенсивности процессов в малых объемах с образованием более мелкой сетки выходящих на поверхность трещин.

Из заводского опыта и исследований [4] известно, что сплав ЖС-6К в зависимости от исходного состояния структуры имеет разную склонность к растрескиванию поверхностного слоя после шлифования. Установлено, что на деталях, сплавы которых имеют структуру твердого раствора с дисперсионно-рассеянной в нем интерметаллидной фазой, трещины на поверхности не появляются. Однако выход таких соединений на границы кристаллитов твердого раствора способствует растрескиванию поверхности при шлифовании.

Выводы. 1) Исследования и практика абразивной обработки подтверждают необходимость проведения при шлифовании мер, направленных на устранение трещин за счет снижения теплонапряженности обрабатываемой поверхности. При известных условиях, определяемых температурным состоянием шлифуемых поверхностей, наложение термических и структурных напряжений способствует развитию имеющихся микроочагов трещин и разрушению поверхностных слоев с учетом структурного и фазового состава каждого конкретного металлического сплава. 2) Эффективность использования прерывистых кругов для устранения или значительного уменьшения шлифовочных дефектов (прижогов, трещин) исключает усталостное разрушение металла за счет циклического действия сил резания единичных зерен.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Качество поверхности и эксплуатационные свойства деталей машин / А.А. Маталин. – М.–Л.: Машгиз, 1956. 2. Костецкий Б.И. Шлифование закаленной стали / Б.И. Костецкий. – К.: Гостехиздат Украины, 1947. 3. Михайлов А.А. Об образовании шлифовочных трещин / А.А. Михайлов // Вестник машиностроения. – 1968. – № 9. 4. Якимов А. В. Поверхностные дефекты шлифования на деталях из жаропрочных сплавов / А.В. Якимов, Ю.Н. Иванкин, В.В. Якимов // Опыт обработки жаропрочных сталей и сплавов: сб. ГОСИНТИ, 1963. 5. Подзей А.В. Определение температурного поля в деталях при шлифовании / А.В. Подзей // сб. трудов МАИ. – М.: Оборонгиз, 1960. – Вып. 129. 6. Подзей А.В. Остаточные напряжения при шлифовании и их регулирование / А.В. Подзей // Высокопроизводительное шлифование: сб. трудов. – М.: Изд-во АН СССР, 1962. 7. Давиденков Н.Н. Некоторые проблемы механики материалов / Н.Н. Давиденков. – Л.: Лениздат, 1943. 8. Мортон К. Смит. Основы физики металлов. – М.: Металлургиздат, 1962. 9. Лашко Н.Ф. О предельных механических состояниях, определяемых структурой сплавов / Н.Ф. Лашко // В сб. трудов ЦНИИТМАШа. – Кн. 35. – К.–Л.: Машпп, 1950.

ВЛИЯНИЕ ПРИНУДИТЕЛЬНОГО ОХЛАЖДЕНИЯ НА ТЕМПЕРАТУРУ ШЛИФОВАНИЯ

Лищенко Н.В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

A mathematical model for determining the temperature field during grinding, which takes into account the forced cooling effect of the cutting coolant on the machined surface with boundary conditions of the second and third kind in the area of heating and cooling, respectively, is obtained

При шлифовании причиной появления в поверхностных слоях деталей структур вторичной закалки или отпуска является высокая температура в зоне контакта круга с изделием. Для управления свойствами поверхностного слоя при шлифовании необходима математическая модель процесса, позволяющая установить влияние отдельных его параметров на температурное поле в зоне обработки и за ее пределами. Теплофизика технологических процессов развивается в двух направлениях: решение задач без учета теплообмена с окружающей средой (шлифование всухую) и с учетом теплообмена, когда обработанный участок поверхности охлаждается за счет смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ). С единых позиций следует рассмотреть оба направления. Особенностью первого является возможность использования принципа суперпозиции температурных полей от действия на обрабатываемую поверхность разных тепловых источников [1], которые в совокупности формируют реальное температурное поле. При шлифовании с охлаждением этот принцип не действует.

Моделирование температурного поля обычно производят на основе теплофизической схемы теплового процесса (рис.1). Наиболее распространена теплофизическая схема – подвижный полосовой источник тепла (рис. 1,а).

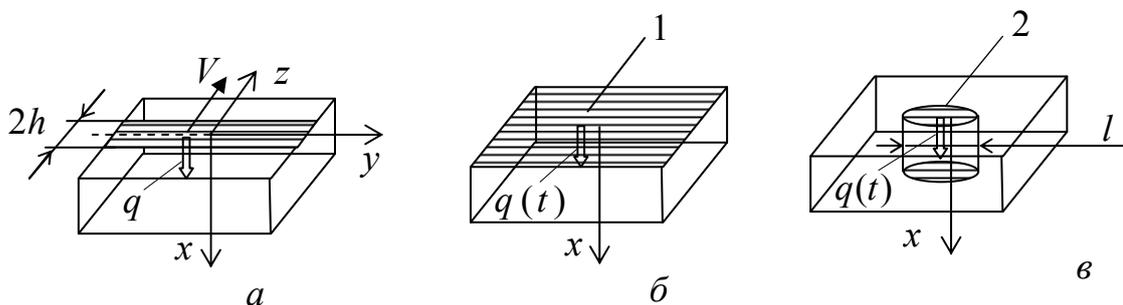


Рис. 1. Схема подвижного (а) и неподвижного (б, в) источника тепла (в заштрихованной зоне имеют место граничные условия второго рода [1]): 1, 2 – плоские торцы полуограниченного в направлении оси x тела (б) и тонкого адиабатического стержня (в), соответственно

По адиабатической поверхности $x = 0$ полуограниченного тела в направлении оси z движется со скоростью V бесконечно длинный (по оси y) полосовой источник тепла шириной $2h$. Плотность теплового потока в пределах теплового источника принимают, равной постоянной величине q . Теплообмен адиабатической поверхности с окружающей средой отсутствует. Передача тепловой энергии в направлении координаты x (глубинные слои) и z (в направлении движения источника) осуществляется за счет теплопроводности и конвекции, соответственно, т.е. теплообмен с окружающей средой отсутствует.

Решение тепловой задачи для данной теплофизической схемы впервые получено применительно к "скользящему контакту", представляющему собой "полосовой источник тепла" [2]. Применительно к шлифованию эта модель была усовершенствована [3, 4]. Результатом решения этой теплофизической задачи является уравнение, описывающее температурное поле от подвижного полосового источника [4]:

$$T(Z, X, H) = \frac{2qa}{\pi\lambda V} \int_{Z-H}^{Z+H} \exp(-\xi) K_0(\sqrt{X^2 + \xi^2}) d\xi, \quad (1)$$

$$\xi = \frac{V(z - z')}{2a}; \quad X = \frac{Vx}{2a}; \quad Z = \frac{Vz}{2a}; \quad H = \frac{Vh}{2a},$$

где q – плотность теплового потока, Вт/м²; a – температуропроводность, м²/с; λ – теплопроводность, Вт/(м·°С); V – скорость движения источника тепла в направлении оси z (рис.1, а), м/с; K_0 – модифицированная функция Бесселя второго рода нулевого порядка; H – безразмерная полуширина источника тепла; X – безразмерная координата; h – полуширина источника тепла, м; x – размерная координата, направленная по глубине поверхностного слоя, м; $z = z' - V\tau'$ – размерная координата в направлении вектора скорости источника тепла, причем в зоне контакта $0 \leq |z| \leq h$, м; z' – дополнительная переменная, м; τ' – время, определяющее координату z в квазиустановившемся температурном процессе, с.

Уравнение (1) не позволяет учитывать влияние принудительного охлаждения на температурное поле при шлифовании и достаточно сложное для использования в системах технологической диагностики. Попытка учесть влияние СОЖ [4, 5] позволила получить только приближенное решение. Сложность задачи обусловлена необходимостью учесть одновременно граничные условия второго и третьего рода – условий теплообмена на поверхности тела. В зоне контакта действуют граничные условия второго рода, т.е. задается тепловой поток, а за пределами этой зоны, куда попадает СОЖ, действуют граничные условия третьего рода, т.е. задаются условия конвективного теплообмена. Как следствие, тепловая задача характеризуется разрывными (неоднородными) граничными условиями, для учета которых необходимо применять специальные математические приемы. Полученное решение [4] имеет ряд недостатков: не оценена погрешность принятых допущений, не учитывается влияние температуры СОЖ на температуру шлифования. Так охлаждающее действие СОЖ учитыва-

ется только через коэффициент теплообмена α , температура СОЖ принята равной нулю на этапе постановки задачи [4, 5].

Предлагается новый подход к определению температуры шлифования на поверхности и по глубине поверхностного слоя. Сущность этого подхода заключается в следующем. Температурный цикл шлифования разбивается на два последовательных этапа во времени, как это в действительности имеет место. На первом этапе происходит нагрев обрабатываемой поверхности в течение времени воздействия источника тепла с плотностью теплового потока q . На втором этапе, начальные условия для которого создаются на этапе нагрева, происходит охлаждение обработанной поверхности за счет теплопроводности или в условиях ее теплообмена с СОЖ. Для реализации подхода необходимо разработать единую математическую модель температурного цикла шлифования, включающего этапы нагрева и охлаждения поверхности, а также исследовать по этой модели влияние принудительного охлаждения (за счет воздействия СОЖ) на распределение температуры по глубине поверхностного слоя.

Ближайшим аналогом рассмотренной двумерной теплофизической модели, на основе которой получено уравнение (1), является одноименная одномерная модель (см. рис. 1, б), в соответствии с которой постоянный по величине тепловой поток $q(t)$ действует на плоской граничной поверхности полубесконечного тела в течение ограниченного времени нагрева $0 \leq t \leq t_H$, где $t_H = 2h/V$. Это время точно равно времени прохождения "теплосоздающей" полосы шириной $2h$ со скоростью V над исследуемой точкой шлифуемой поверхности [6], т.е.

$$q(t) = \begin{cases} q, & \text{если } 0 \leq t \leq t_H; \\ 0, & \text{если } t_H \leq t \leq \infty. \end{cases} \quad (2)$$

Особенностью этой модели является возможность замены ограниченного по ширине плоского полосового источника тепла (см. рисунок 1, а) плоским торцом полубесконечного твердого тела (см. рисунок 1, б), на котором столько же времени ($0 \leq t \leq t_H$) действует неподвижный источник тепла. Причем, площадь плоского торца может быть либо не ограничена (заштрихованная зона 1 на рис. 1, б), либо ограничена площадью плоского торца вертикального стержня (заштрихованная зона 2 на рис. 1, в). Габаритный размер l этого стержня (рис. 1, в) при любой форме его торца может быть уменьшен, до такой величины, при которой в направлении оси x стержня направлен "линейный" тепловой поток $q(t)$ в интервале времени $0 \leq t \leq t_H$.

Слово "линейный" (термин Карслоу Г. и Егера Д.) означает, что вектор $q(t)$ теплового потока в любой точке стержня параллелен оси x . Предполагается, что площадь зоны 2 с габаритным размером l составляет меньшую часть площади зоны 1. Причем такую часть, при которой искажение "линейности" теплового потока по глубине рассматриваемого поверхностного слоя отсутствует (линии теплового потока перпендикулярны торцу и параллельны оси x).

Уравнение, описывающее одномерное температурное поле $T(x, t)$ на интервале времени нагрева $0 \leq t \leq t_H$, имеет вид [7]:

$$T_{\text{НАГР}}(x,t) = \frac{2q\sqrt{at}}{\lambda} \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{at}}, \quad (3)$$

где t – время действия неподвижного источника тепла (время нагрева обрабатываемой поверхности), причем $0 \leq t \leq t_H$, с; $\text{ierfc}(u)$ – обозначение специальной функции, причем [4]: $\text{ierfc}(u) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp(-u^2) - u \cdot \text{erfc}(u)$;

$$\text{erfc}(u) = 1 - \text{erf}(u) \text{ и } \text{erf}(u) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^u \exp(-u^2) du,$$

$\text{erf}(u)$ – функция ошибок Гаусса (Gauss error function).

Для описания температурного поля с помощью одномерного уравнения (3) на интервале времени охлаждения $t_H \leq \tau < \infty$, когда охлаждение поверхности производится только за счет теплопроводности обрабатываемого материала (т.е. без принудительного охлаждения), предлагается применить принцип суперпозиции (сложения) двух температурных полей от действия двух источников тепла (рис. 2).

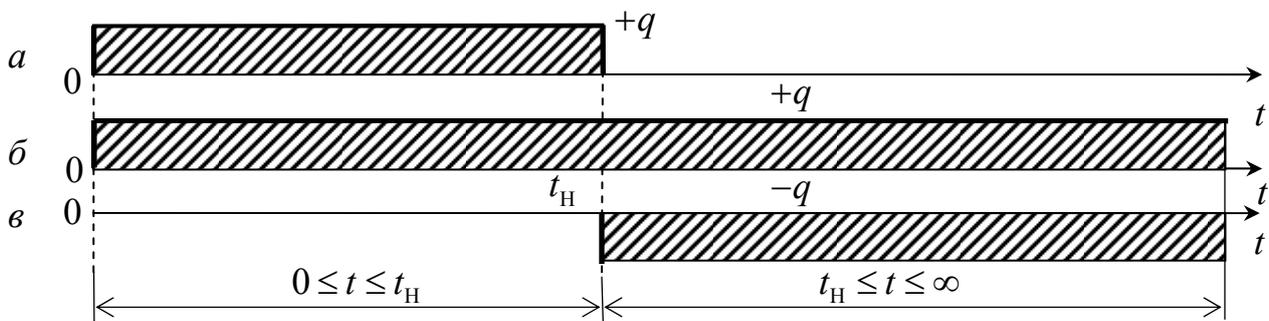


Рис. 2. Замена источника тепла с плотностью теплового потока $+q$ на интервале времени $0 \leq t \leq t_H$ (а) на два источника тепла с плотностями теплового потока $+q$ и $-q$ на интервалах $0 \leq t \leq \infty$ (б) и $t_H \leq t \leq \infty$ (в)

Первый тепловой источник с положительной плотностью теплового потока $+q$ действует в интервале времени $0 \leq t \leq \infty$ (рис. 2,а), а второй – с отрицательной плотностью теплового потока $-q$ действует в интервале времени $t_H \leq t < \infty$ (рис. 2,б). Суперпозиция двух тепловых полей от действия указанных источников тепла равносильна действию одного ограниченного по времени источника тепла – теплового импульса – на интервале времени $0 \leq t \leq t_H$ (см. рис. 2,а). Расчет температуры от действия двух указанных выше источников тепла на интервале $t_H \leq t < \infty$ производят по формуле:

$$T'(x,t) = T(x,t) - T(x,t_H). \quad (4)$$

Таким образом, одна двумерная математическая модель (1) идентична совокупности двух одномерных математических моделей (3) и (4). Отличие вызвано только количеством пространственных координат. Установлено [6], что при шлифовании на этапе нагрева в интервале $4 \leq H \leq 20$ при расчете максимальных температур на поверхности и по глубине поверхностного слоя, огра-

ниченного уровнем двукратного падения температуры, двумерная модель с уравнением (1) и одномерная модель с уравнениями (3) и (4) дают результаты, отличающиеся не более, чем на 5 %. Однако обе эти модели не учитывают охлаждающего влияния СОЖ на температуру шлифования и на ее распределение по глубине поверхностного слоя.

Очевидно, что распределение температуры по глубине поверхностного слоя в конце этапа нагрева является начальным условием для определения температурного поля на этапе охлаждения. Для определения температуры шлифования $T_{\text{ОХЛ}}(x, t)$ на этапе охлаждения (с начальными условиями, полученными на этапе нагрева) можно использовать уравнение [7]:

$$T_{\text{ОХЛ}}(x, t) = \int_0^{\infty} \left[\frac{1}{2\sqrt{\pi at}} \left\{ \exp\left(-\frac{(x-x')^2}{4at}\right) + \exp\left(-\frac{(x+x')^2}{4at}\right) \right\} - \right. \\ \left. - A \exp(atA^2 + A(x+x')) \times \operatorname{erfc}\left(\frac{x+x'}{2\sqrt{at}} + A\sqrt{at}\right) \right] f(x') dx' + \\ + aA \int_0^t \left[\frac{\exp\left(-\frac{x^2}{4a(t-\tau)}\right)}{\sqrt{\pi a(t-\tau)}} - A \exp(aA^2(t-\tau) + Ax) \times \right. \\ \left. \times \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{a(t-\tau)}} + A\sqrt{a(t-\tau)}\right) \right] \varphi(\tau) d\tau. \quad (5)$$

$$\text{Здесь } f(x') = \frac{2q\sqrt{at_{\text{H}}}}{\lambda} \left[\frac{1}{\sqrt{\pi}} \exp\left(-\frac{x'^2}{4at_{\text{H}}}\right) - \frac{x'}{2\sqrt{at_{\text{H}}}} \operatorname{erfc}\left(\frac{x'}{2\sqrt{at_{\text{H}}}}\right) \right] + T_0,$$

где t – время охлаждения, с; $A = \alpha/a$ – приведенный коэффициент теплообмена, Дж/(м⁴·°С); α – коэффициент теплообмена, Вт/(м²·°С); T_0 – температура обрабатываемого материала до шлифования, °С; $\varphi(\tau)$ – исходная температура СОЖ, которая может изменяться на интервале времени охлаждения $0 \leq \tau \leq t$, °С.

Совокупность уравнений (3) и (5) описывает температурное поле при шлифовании на этапах нагрева и охлаждения обрабатываемой поверхности, соответственно, причем уравнение (5), в отличие от уравнения (4), учитывает принудительное охлаждающее действие СОЖ. Единство задачи определения температурного цикла шлифования обеспечивается тем, что температура любой точки поверхности и поверхностного слоя в конце временного этапа нагрева является начальной температурой этапа охлаждения.

До сих пор не исследовано температурное поле по уравнению (5), которое имеет ряд важных особенностей в условиях принудительного охлаждения. Это уравнение позволяет учесть не только охлаждающие свойства СОЖ, но также ее температуру $\varphi(\tau)$, которая может быть постоянной или переменной во времени. Исследование уравнения (5) проводили в среде MathCAD при следующих исходных данных, характеризующих процесс шлифования: $a = 8 \cdot 10^{-6}$ м²/с;

$\lambda = 42 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°С)}$; $q = 40 \cdot 10^6 \text{ Вт/м}^2$; $\alpha = 10\,000 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°С)}$; $\varphi(\tau) = 20 \text{ °С}$. Время нагрева (t_H) и охлаждения (t) в уравнениях (3) и (5) на соответствующих этапах шлифования меняли в одинаковых интервалах: $0 \leq t_H \leq 0,1$ и $0 \leq t \leq 0,1$ с. Применительно к единому времени цикла шлифования t_Σ , включающего этапы нагрева и охлаждения, эти интервалы составляют: $0 \leq t_\Sigma \leq 0,1$ (этап нагрева) и $0,1 \leq t_\Sigma \leq 0,2$ с (этап охлаждения), соответственно (рис. 3).

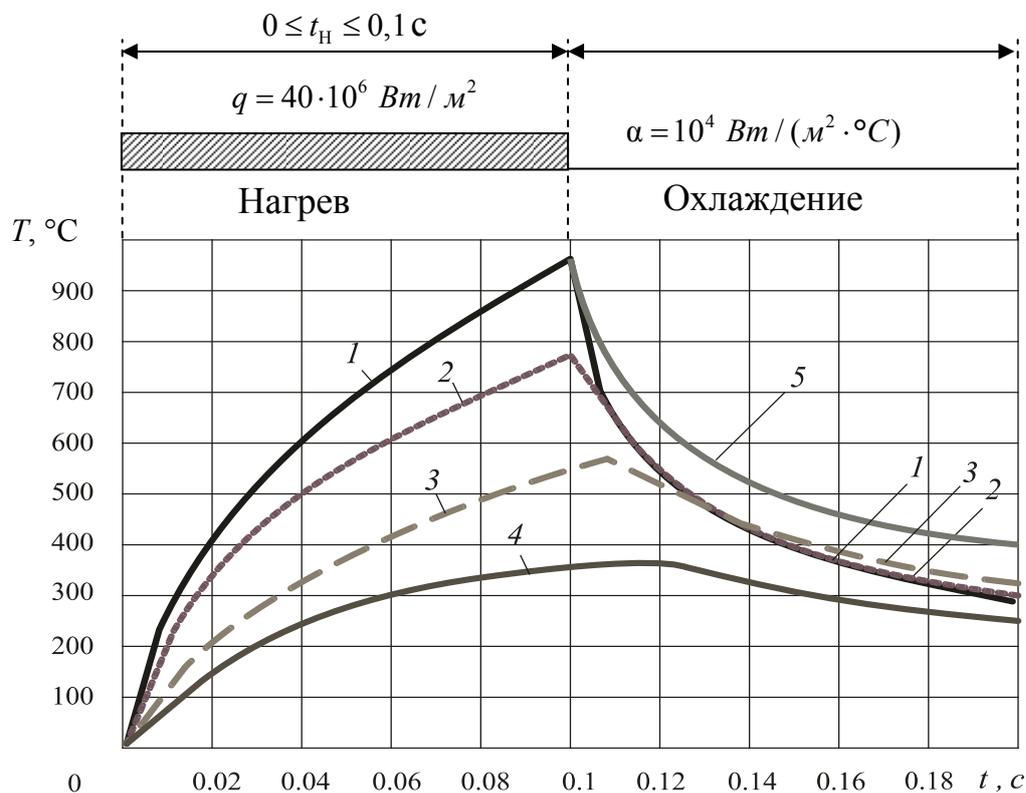


Рис. 3. Изменение температуры шлифования $T \text{ °С}$ во времени ($0 \leq t_\Sigma \leq 0,2 \text{ с}$) на этапах нагрева ($0 \leq t_\Sigma \leq 0,1 \text{ с}$) и охлаждения ($0,1 \leq t_\Sigma \leq 0,2$): 1,2,3,4 – $x = 0; 200; 500; 1000 \text{ мкм}$ при $\alpha = 10^4 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°С)}$; 5 – $x = 0$ при $\alpha = 0$

Видно, что при $x = 500 \text{ мкм}$ и 1000 мкм температура шлифования (°С) продолжает увеличиваться до максимального значения 560 °С и 370 °С даже на этапе охлаждения, а затем уменьшается. Возрастание температуры в глубинных слоях материала на этапе охлаждения, т.е. на этапе времени $0,1 \leq t_\Sigma \leq 0,2$, установлено также Сипайловым В.А. при анализе двумерного уравнения, учитывающего теплообмен [1]. Сходство результатов расчета по уравнению (5) и по двумерному уравнению [1] подтверждает правомерность уравнения (5) для описания температурного поля на этапе охлаждения при наличии теплообмена.

Выводы. 1. Предложена новая методика определения температуры шлифования, в соответствии с которой температуру находят последовательно на этапе нагрева и охлаждения по уравнениям (3) и (4) при охлаждении за счет теплопроводности и по уравнениям (3) и (5) – при принудительном охлаждении.

2. Использовано уравнение (5) для определения температуры шлифования во времени и по глубине поверхностного слоя на этапе принудительного охлаждения за счет СОЖ, позволяющее установить влияние постоянной и переменной температуры СОЖ на температурное поле при шлифовании.

3. Разработана единая математическая модель температурного цикла шлифования, содержащего этапы нагрева и охлаждения при граничных условиях второго и третьего рода, соответственно. Это позволило устранить противоречие, характерное для двумерной модели температурного поля, когда на этапе нагрева одновременно действовали граничные условия второго и третьего рода.

4. Исследовано влияние СОЖ на температуру шлифования и ее распределение по глубине поверхностного слоя.

5. Подтверждено, что на этапе охлаждения температура в глубинных слоях материала может превышать температуру вышележащих слоев, т.е. имеет место изменение направления теплового потока, которое оказывает влияние на характер структурно-фазовых превращений материала поверхностного слоя.

Список литературы: 1. Евсеев Д.Г. Формирование свойств поверхностных слоев при абразивной обработке / Д.Г. Евсеев. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1975. – 128 с. 2. Jaeger J.C. Moving Sources of Heat and Temperature at Sliding Contact / J.C. Jaeger // Proc. Roy. Soc. of New South Wales. – 1942. – Vol.76. – P. 203-224. 3. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с. 4. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 5. Аналитические методы исследования тепловых явлений при шлифовании: учеб. пособие / А.Н. Паршаков, Ю.А. Напарьин, В.И. Потемкин и др. – Пермь: Изд-во ПГУ, 1977. – 72 с. 6. Ларшин В.П. Применение решений теплофизических задач к расчету температуры и глубины дефектного слоя при шлифовании / В.П. Ларшин, Е.Н. Ковальчук, А.В. Якимов // Межвуз. сб. науч. тр. Пермь: Изд-во ППИ, 1986. – С. 9-16. 7. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с.

УДК 621.92.01

ТЕМПЕРАТУРА ШЛИФОВАНИЯ ПРИ ИМПУЛЬСНОМ ТЕПЛОВОМ ПОТОКЕ НА ПОВЕРХНОСТИ

Лищенко Н.В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

A common approach is adopted to represent the thermal process in the form of pulsating heat flux acting under the boundary conditions of the second kind

При шлифовании (например, плоском) зона контакта круга с заготовкой представляет собой прямоугольную полоску шириной $2h$ (мм), которая перемещается относительно заготовки со скоростью детали V (м/мин). Радиус кривизны этой полоски равен половине диаметра шлифовального круга, что намного превышает величину $2h$. Поэтому кривизной полоски контакта в расче-

тах температуры шлифования пренебрегают. Выделяющаяся в зоне контакта тепловая энергия приводит к возрастанию температуры обрабатываемой поверхности в каждой точке контакта по мере перемещения шлифовального круга в направлении вектора скорости детали. Время τ , в течение которого каждая точка обрабатываемой поверхности находится в зоне действия «теплосоздающей» подвижной полоски, назовем временем действия теплового источника, которое изменяется в интервале $0 \leq \tau \leq \tau_n$, где τ_n - время нагрева. Это время, например, для схемы плоского шлифования, определяют по формуле

$$\tau_n = \frac{2h}{V} = \frac{\sqrt{Dt}}{V}, \quad (1)$$

где D – диаметр круга, мм; t – глубина резания при шлифовании, мм.

В теплофизических расчетах принимают во внимание либо две пространственные координаты (x, z) , либо одну (x) координату теплофизической схемы. Первый случай (две координаты) и подвижный (со скоростью V) полосовой источник тепла без охлаждения и при наличии принудительного охлаждения рассмотрен в ряде работ, например, в работе [1]. Второй случай (одна координата) с учетом и без учета принудительного охлаждения рассмотрен в наших работах, например, в работе [2]. При одномерной и двумерной теплофизической схеме тепловое поле в рассматриваемой точке обрабатываемой поверхности создается, соответственно, неподвижным и подвижным плоским тепловым источником. Неподвижный источник шириной $2h$ воздействует на каждую точку в зоне контакта в течение времени τ_n . При этом зона контакта рассматривается как поверхность полубесконечного тела. Подвижный тепловой источник имеет свою подвижную (по отношению к обрабатываемой поверхности) систему координат, с которой этот источник жестко связан. Подвижная система координат имеет ось z , в направлении которой этот источник имеет протяженность и движется.

Показано [2], что различие в результатах определения температуры шлифования по одно- и двумерной теплофизическим схемам незначительно (до 10%) при прочих равных условиях, как при наличии принудительного охлаждения, так и без него. Поэтому целесообразно при технологическом проектировании и технологической диагностике процесса шлифования пользоваться одномерной теплофизической схемой с линейным тепловым потоком. В соответствии с этой схемой тепловое поле создается вследствие движения по координате x теплового потока, векторы плотности которого являются параллельными [2].

Температуру в зоне шлифования можно регулировать, если шлифование производить с определенными многократными на временном интервале $0 \leq \tau \leq \tau_n$ перерывами во времени. Это позволяет изменить характер температурного поля и максимальную величину температуры в зоне контакта, когда прерывистый периодический нагрев обрабатываемой поверхности чередуется с его отсутствием. Такой процесс можно осуществить при шлифовании специальными кругами, имеющими на рабочей поверхности ряд чередующихся выступов и впадин определенной протяженности, которые попарно образуют

микроциклы нагрева (выступ) и охлаждения (впадина). Например, если длина режущего выступа шлифовального круга l_1 , а впадины l_2 , то период времени нагрева зоны контакта $T_1 = l_1 / V_{кр}$, где $V_{кр}$ – линейная скорость вращения прерывистого круга, каждый раз чередуется с соответствующим периодом времени охлаждения $T - T_1 = l_2 / V_{кр}$ (рис.1).

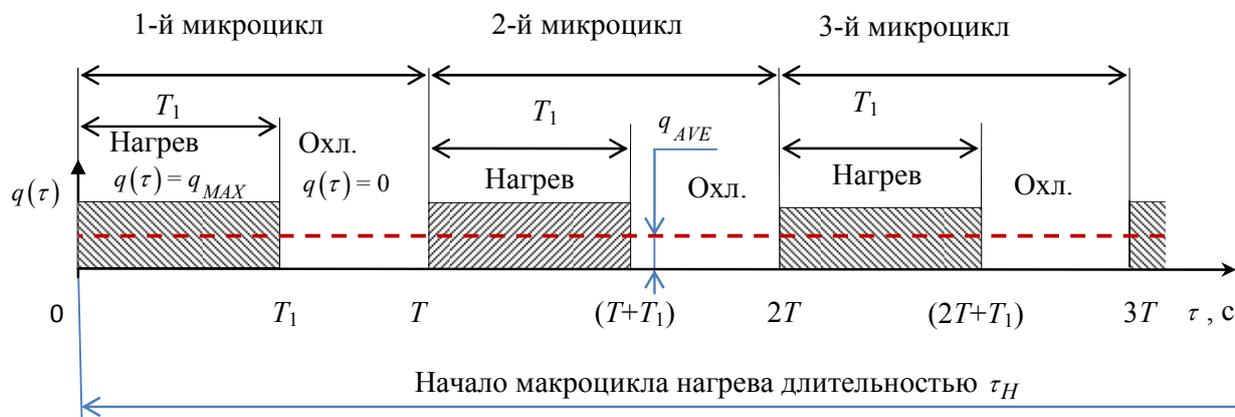


Рис. 1. Пульсирующий тепловой поток с плотностью $q(\tau)$: $0T_1$ и T_1T – интервалы времени нагрева и охлаждения (отсутствия нагрева), образующие микроциклы прерывистого шлифования с периодом микроцикла T

Во время работы режущего выступа (нагрев) в зоне контакта действует тепловой поток $q(\tau) = q_{MAX}$, а во время отсутствия резания (охлаждение) – $q(\tau) = 0$ (рис.1). Таким образом, тепловой поток, воздействующий на обрабатываемую поверхность, можно представить в виде ступенчатой функции [3]:

$$q(\tau) = \begin{cases} 0, & t < 0, \\ q_{MAX}, & nT < \tau < nT + T, \quad n = 0, 1, \dots \\ 0, & nT + T_1 < \tau < (n + 1)T, \quad n = 0, 1, \dots \end{cases}$$

Непрерывная последовательность микроциклов располагается на участке одного макроцикла нагрева, длительность которого как для сплошного, так и для прерывистого круга определяется временем действия теплового источника – зоны контакта при шлифовании τ_H , которое можно определить по формуле (1). По мере увеличения числа N режущих выступов на периферии круга увеличивается количество микроциклов шлифования при одновременном уменьшении периода T каждого микроцикла (рис. 1). В интервале $180 \leq N \leq 350$ длина режущего выступа шлифовального круга l_1 становится равной размеру режущих зерен круга в интервале его зернистости 25...50, а длина впадины l_2 , становится равной расстоянию между режущими зёрнами. Это подтверждается данными, приведенными в работе [4], в которой показано, что среднее расстояние между режущими зёрнами на рабочей поверхности круга составляет 3,3...6,1 мм в интервале изменения удельной радиальной силы 20...50 Н/см. Следовательно, появляется возможность с единых теплофизических позиций

рассмотреть температурное поле при прерывистом (дискретном) шлифовании (рис.1) для двух случаев. В первом случае (макропрерывистое шлифование) режущие выступы – искусственные образования – пазы на сплошном круге, во втором (микропрерывистое шлифование) – это отдельные режущие зерна высокопористого шлифовального круга. Этому способствует такая характерная для высокопористых кругов особенность как отсутствие влияния связки круга на потребляемую мощность резания.

В соответствии с известной методикой [5] входными параметрами, характеризующими температуру прерывистого шлифования $\theta^*(u, Fo_1, n)$, являются следующие величины: $u = \frac{Vh}{a}$, $Fo_1 = \frac{a\tau_1}{h^2} = \frac{al_1}{h^2V_{кр}}$ и $n = \frac{l_2}{l_1}$, где u – безразмерный комплекс скорости; Fo_1 – безразмерное время действия теплового импульса; a – температуропроводность обрабатываемого материала, m^2/c .

Условием выбора геометрических параметров прерывистого круга является предварительно заданная степень понижения температуры прерывистого шлифования. Среди указанных выше входных параметров геометрическим параметром круга является только $n = l_2 / l_1$. Другие параметры (u и Fo_1) зависят также от режимов шлифования. Кроме того, в известной методике [5] не учитывается, что сравниваемые геометрические конструкции прерывистого круга предназначены для совершения одной и той же работы резания. Поэтому в этой методике эквивалентные по температуре шлифования конструкции круга не обеспечивают одинакового съема материала в единицу времени.

Что касается определения температурного поля от отдельных зерен круга, то в работе [4] такая попытка делается с применением метода суперпозиции с учетом многократного действия источников – режущих зерен, однако величину плотности теплового потока от действия режущего зерна находят расчетным путем через интенсивность напряжения, а не мощность резания.

Для оптимизации теплового процесса необходимо получить зависимость температуры прерывистого шлифования только от геометрических параметров прерывистого круга, к числу которых относятся количество N режущих выступов на круге и их скважность (отношение T/T_1 на рис.1) или коэффициент заполнения окружного шага (отношение T_1/T). Кроме того, в работе [5] не учитывается важное дополнительное условие, которое необходимо выдержать применительно ко всем прерывистым кругам, сравниваемым по температуре шлифования. А именно: при изменении числа режущих выступов на круге и их скважности на периоде окружного шага объем снимаемого материала в единицу времени (интенсивность шлифования) должен быть одним и тем же. Т.е. необходимо учитывать, что при нахождении впадины прерывистого круга в зоне контакта отсутствие теплового потока сопровождается отсутствием съема материала, а это приводит к соответствующей дополнительной нагрузке на последующий режущий выступ круга и, как следствие, к дополнительной добавке (т.е. возрастанию) теплового потока на этом режущем выступе. В соответствии с предлагаемой методикой сформулировано условие постоянства интенсивно-

сти шлифования (или работы шлифования), которое необходимо обеспечивать для всех сравниваемых между собой конструкций прерывистых кругов.

Условие постоянства интенсивности шлифования (объем удаляемого в единицу времени материала) на временном участке $0 \leq \tau \leq \tau_H$, очевидно, должно сопровождаться постоянством мощности, затрачиваемой на резание, которая может быть найдена из известного соотношения. Например, для плоского шлифования $P = q_{AVE} S_n \sqrt{Dt}$, где P – измеренная мощность резания (средняя величина периодически изменяющейся мощности), Вт; q_{AVE} – средняя плотность теплового потока (рис.1), Вт/м²; D – диаметр шлифовального круга, м; t – глубина резания, м; S_n – поперечная подача, м.

Следовательно, постоянство мощности шлифования при фиксированных режимных параметрах (t, S_n) и диаметре шлифовального круга (D) сопровождается постоянством плотности теплового потока. Поэтому указанное выше условие сравнения кругов (одинаковая работа шлифования), обеспечивается при постоянстве (для разных конструкций прерывистых кругов) удельного параметра q_{AVE} – средней плотности теплового потока.

Целью исследований является разработка методики определения температуры макро- и микропрерывистого шлифования при одинаковой интенсивности шлифования для разных геометрических параметров прерывистого шлифовального круга по мере увеличения числа N режущих выступов на круге. Причем увеличение N производят в интервале $180 \leq N \leq 350$ до такой величины, при которой протяженность режущего выступа l_1 становится сопоставимой по величине с размером режущего зерна при обработке поверхности в тех же условиях высокопористыми шлифовальными кругами. Для этого необходимо: разработать математическую модель для определения температуры дискретного (прерывистого и высокопористого) шлифования, выбрать и оптимизировать варьируемые геометрические параметры микропрерывистого шлифования с режущими участками - зернами высокопористого круга исходя из наименьшей температуры микропрерывистого (высокопористого) шлифования.

В качестве модели для определения температуры прерывистого шлифования использовано решение одномерного дифференциального уравнения теплопроводности при пульсирующем тепловом потоке на поверхности [3]. В этом решении установившаяся температура Θ_{SUM} от воздействия на поверхность полуограниченного тела прерывистого (импульсного) теплового потока состоит из двух составляющих в соответствии с уравнением:

$$\Theta_{SUM} = \Theta_R(q_{AVE}) + \Theta_P(q_{MAX}). \quad (2)$$

Первая составляющая $\Theta_R(q_{AVE})$ – непрерывно возрастает по величине и зависит от среднего уровня плотности теплового потока q_{AVE} , причем [3]

$$\Theta_R = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}} = \frac{2q_{MAX}}{\lambda} \frac{T_1}{T} \sqrt{\frac{a\tau}{\pi}}, \quad (3)$$

где τ – время действия теплового источника в интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$, с; $q_{AVE} = q_{MAX} \cdot T_1 / T$ и q_{MAX} – средняя и максимальная за период микроцикла плотность теплового потока, Вт/м²; λ – теплопроводность обрабатываемого материала, Вт/(м·°С).

Вторая составляющая $\Theta_p = \Theta_p(q_{MAX})$ – импульсная периодическая, зависит от максимального уровня плотности теплового потока q_{MAX} и его протяженности во времени на периоде микроцикла (рис. 1), причем [3]:

в интервале $0 < p < s$ (нагрев)

$$\Theta_p = \frac{2 q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[(1-s)\sqrt{p} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s, p) \right], \quad (4)$$

в интервале $s < p < 1$ (охлаждение)

$$\Theta_p = \frac{2 q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT}{\pi}} \left[(1-s)\sqrt{p} - \sqrt{(p-s)} - \frac{1}{\sqrt{\pi}} I(s, p) \right], \quad (5)$$

где $s = T_1 / T$ – коэффициент заполнения или величина обратная скважности прямоугольного импульса теплового потока; $p = \tau / T$ – безразмерное (относительное) время в интервале микроцикла шлифования $0 \leq \tau \leq T$ (рис.1). В формулах (4) и (5) используется выражение [3]

$$I(s, p) = \int_0^{\infty} \frac{\left[(1-s) \exp(-\xi^2) - \exp\{-(1-s)\xi^2\} + s \right] \exp(-p\xi^2)}{\xi^2 \left[1 - \exp(-\xi^2) \right]} d\xi.$$

Математическая модель (2)...(5) для определения температуры от пульсирующего теплового потока позволяет определять эту температуру в любой момент времени на интервале времени установившихся значений температур. Недостатком этой модели является неопределенность этого временного интервала, который наступает после окончания переходного процесса установления температуры. Это сдерживает применение модели (2)...(5) для проектирования оптимальных конструкций прерывистых и высокопористых кругов. Анализ исходных условий, определяющих параметры импульсного теплового потока, и сущность рассмотренной математической модели позволяют сформулировать аналогичную теплофизическую задачу для решения ее методом суперпозиции элементарных решений для отдельных импульсов теплового потока.

Выводы. 1. Выполнено исследование и указаны пути применения математической модели температурного поля от воздействия пульсирующего теплового потока при граничных условиях второго рода, характерных для процесса шлифования без принудительного охлаждения.

2. В исследованном решении установившаяся температура от воздействия на поверхность полуограниченного тела прерывистого (импульсного) теплового потока состоит из двух составляющих. Первая составляющая – непрерывно возрастает по величине и зависит от среднего уровня плотности теплового потока. Вторая составляющая – импульсная периодическая, зависит от макси-

мального рівня щільності теплового потоку і його протяженості в часі на періоді мікроцикла шліфування.

3. Исследованная математическая модель для определения температуры от импульсного теплового потока позволяет определять эту температуру в любой момент времени на интервале времени установившихся значений температур. Недостатком этой модели является неопределенность этого временного интервала, который наступает после окончания переходного процесса установления температуры.

Список літератури: 1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 2. Лищенко Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2011. – Вып. 2(36) . – С. 80–86. 3. Карслоу Г. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с. 4. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с. 5. Якимов А.В. Прерывистое шлифование / А.В. Якимов. – Киев–Одесса: Вища школа, 1986. – 175 с.

УДК 621.822

УМОВИ ПІДВИЩЕННЯ ЯКОСТІ ТА ЕФЕКТИВНОСТІ БЕЗЦЕНТРОВОГО ШЛІФУВАННЯ ТІЛ КОЧЕННЯ РОЛИКОПІДШИПНИКІВ В УМОВАХ ПЕРЕНАЛАГОДЖУВАЛЬНОГО ВИРОБНИЦТВА

Марчук В.І., докт. техн. наук, **Луцький Ю.А.,** канд. техн. наук
(Луцький національний технічний університет)

The paper found that the use of intermittent grinding wheels in the process of rolling elements roller, compared with the use of a continuous circle, allows in kraschyty surface roughness $ra = 0,64 - 0,8$ mm, grinding wheels kromkostiyst increase 3-4 times and reduce the temperature in the area of treatment 30% depending on the number of cutting performances

Мікро- та макрогеометричні параметри робочих поверхонь роликів підшипників формуються на шліфувальних операціях, число яких складає: три операції до термічного оброблення і сім операцій після загартування. 80 % з загального числа шліфувальних операцій оброблення роликів займають безцентрово-шліфувальні операції попереднього та викінчувального шліфування поверхонь обертання.

Важливою проблемою, що має місце під час безцентрового шліфування поверхонь обертання роликів з підшипникової сталі ШХ15 є забезпечення мікрогеометричних та фізико-механічних параметрів якості шліфованих поверхонь. Особливої актуальності ця проблема набуває в умовах часто переналагоджувального підшипникового виробництва, яким є виробництво на ВАТ «СКФ-Україна» (публічне), м. Луцьк. Традиційні підходи до виконання безцентрово-шліфувальних операцій в багатьох випадках не забезпечують потрібних показ-

ників якості шліфованих поверхонь та ефективності технологічних операцій. Безцентрове шліфування суцільними абразивними кругами супроводжується виникненням температурних дефектів (припалювань) на шліфованих поверхнях, невідповідності параметрів шорсткості та хвилястості поверхонь обертання внаслідок погіршених умов стружко- та тепловідведення в зоні шліфування. Тому запропоновано використання прогресивного, переривчастого, шліфувального інструмента (кругів) на операціях чорнового та викінчувального шліфування роликів після їх термічного оброблення, внаслідок чого покращились умови тепло- та стружковідведення від зони різання, що, в свою чергу, дозволило підвищити точність і якість шліфованих поверхонь, знизити температуру різання та збільшити технологічну продуктивність шліфувальних операцій.

Теплонапруженість під час шліфування є важливим чинником, що визначає якість шліфованих деталей та їх експлуатаційні властивості: мікротвердість [1], довговічність [2], віброактивність [3] тощо. Великий відсоток браку за рахунок теплових дефектів, які виникають в процесі шліфування, веде до значних економічних збитків. Тому не випадково зусилля багатьох дослідників були спрямовані на пошук методів зниження теплонапруженості процесу шліфування [4, 5]. Для керування процесом шліфування з метою створення найсприятливіших умов оброблення розроблена модель зв'язків технологічних факторів переривчастого шліфування з параметрами температурного поля шліфованої поверхні. На рис. 1 наведені результати теоретичних досліджень залежності ріжучої здатності абразивного, переривчастого інструмента від числа канавок та часу шліфування.

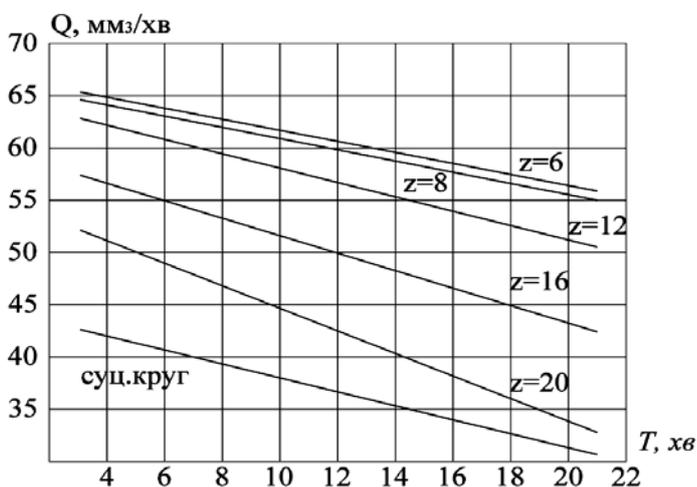


Рис. 1. Залежність ріжучої здатності Q абразивного переривчастого інструмента від числа канавок Z та часу шліфування

дженнь залежності ріжучої здатності абразивного, переривчастого інструмента від числа канавок та часу шліфування.

Оскільки процес переривчастого шліфування супроводжується складними явищами, що пов'язані зі зношенням абразивних зерен, остаточний вибір частоти обертання деталі під час шліфування повинен уточнюватися з урахуванням стійкості інструмента, величини повздовжньої подачі заготовки, температури в зоні контакту та шорсткості оброблюваної поверхні.

Важливими параметрами переривчастого круга, що найбільше впливають на мікрогеометричні параметри шліфованої поверхні та теплонапруженість процесу шліфування, є кут нахилу гвинтових канавок до торцевої поверхні круга β , число гвинтових канавок, ширина канавок. На підставі проведених експериментальних досліджень встановлено, що найкращі умови шліфування з огляду на тепло напруженість процесу та динамічні характеристики шліфувального

хунок теплових дефектів, які виникають в процесі шліфування, веде до значних економічних збитків. Тому не випадково зусилля багатьох дослідників були спрямовані на пошук методів зниження теплонапруженості процесу шліфування [4, 5]. Для керування процесом шліфування з метою створення найсприятливіших умов оброблення розроблена модель зв'язків технологічних факторів переривчастого шліфування з параметрами температурного поля шліфованої поверхні. На рис. 1 наведені результати теоретичних досліджень залежності ріжучої здатності абразивного, переривчастого інструмента від числа канавок та часу шліфування.

круга спостерігалися за умови, що число канавок рівне 8 – 12 для діаметра круга 500 мм, ширина канавки не повинна перевищувати 1/3 довжини заготовки ролика і рівна 8 – 12 мм. Встановлено, що оптимальне значення кута нахилу гвинтових канавок $\beta=45^\circ$. Таке розміщення канавок шліфувального круга забезпечує переривчастість процесу шліфування в осьовому напрямку (напрямок подачі) і в напрямку різання по дотичній до поверхні, яка шліфується. Важливим конструктивно-технологічним чинником процесу шліфування є співвідношення напрямку обертання круга та напрямку нахилу гвинтової канавки круга. Напрямок обертання і напрям нахилу канавки повинні співпадати. Ця умова забезпечує краще переміщення роликів в напрямку повздовжньої подачі під час шліфування. Нижче наведені формули для визначення конструктивних параметрів шліфувального, переривчастого круга. Довжину ріжучого виступу l_1 та впадини l_2 шліфувального круга визначали за формулами:

$$l_1 = v_{кр} \cdot t = 45000 \cdot 4,1 \cdot 10^{-3} = 186 \text{ мм}, \quad (1)$$

$$l_2 = v \cdot l_1 = 0,067 \cdot 186 = 10 \text{ мм}, \quad (2)$$

де $v_{кр}$ – швидкість обертання шліфувального круга, v – швидкість обертання ролика, t – час.

Число пазів розраховували за залежністю [6]:

$$z = \frac{\pi D_{кр}}{l_1 + l_2} = \frac{3,14 \cdot 500}{186 + 10} = 8. \quad (3)$$

Час циклу нагрів-охолодження визначали за формулою:

$$t_{н-о} = \frac{l_1 + l_2}{v_{кр}} = \frac{(186 + 10) \cdot 10^{-3}}{35} = 0,0056 \text{ с}. \quad (4)$$

Час контакту (нагріву) :

$$t_n = \frac{l_2}{v_{кр}} = \frac{10 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,00028 \text{ с}. \quad (5)$$

Кут нахилу канавок шліфувального круга визначався з умови співвідношення між діаметром круга та числом канавок:

$$\text{tg} \beta = \frac{(l_1 + l_2) \cdot z}{\pi \cdot D_{кр}} = \frac{(186 + 10) \cdot 8}{3,14 \cdot 500} \approx 1; \quad \beta = 45^\circ. \quad (6)$$

На рис. 2 показано конструкцію переривчастого, шліфувального круга для безцентрового шліфування поверхонь обертання роликів.

Проведені дослідження динамічних характеристик процесу безцентрового шліфування ролика на безцентрово-шліфувальному верстаті SWaAKM 25/1A (рис. 3) для умов оброблення поверхонь обертання роликів переривчастим, шліфувальним кругом.

Було отримано розрахункові значення власних частот згинальних та крутих коливань шпинделя верстату SWaAKM 25/1A. Значення власних частот визначались за допомогою класичних методів теорії коливань. Шпиндель шліфувального круга замінявся розрахунковою схемою – двохопотною балкою з розподіленою масою (рис. 4), оскільки шпиндель верстата SWaAKM 25/1A не

має явно виражених перепадів діаметрів. Маса m_1 і m_2 балки розміщені відповідно у місці встановлення шліфувального круга і приводного шківів шпинделя. Довжина балки прийнята рівною довжині шпинделя безцентрово-шліфувального верстата.

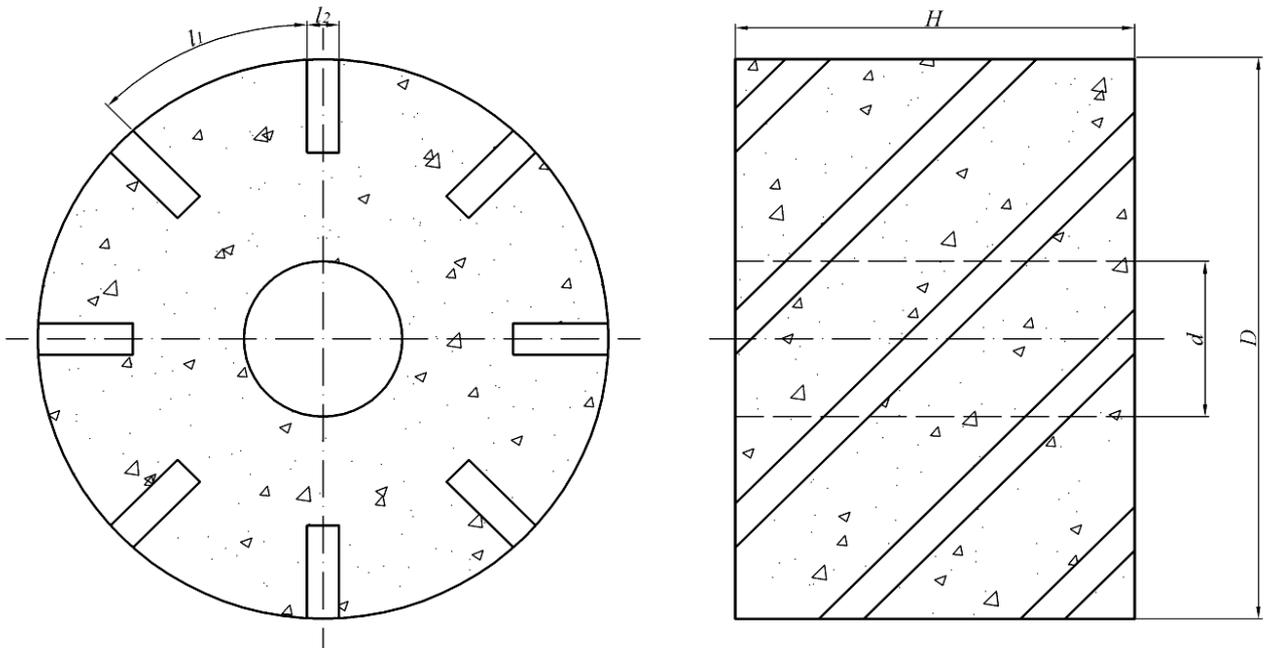


Рис. 2. Переривчастий шліфувальний круг для оброблення роликів підшипників

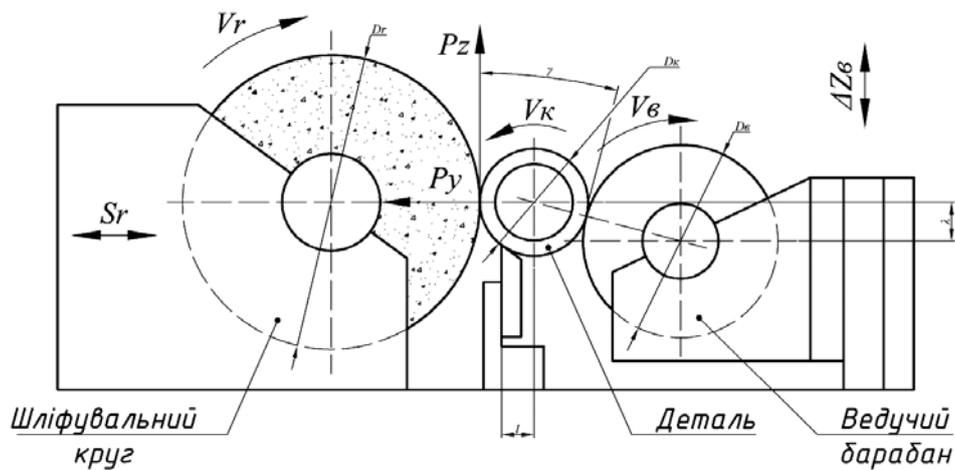


Рис. 3. Схема безцентрового шліфування роликів роликопідшипників на автоматі SWaAKM 25/1A

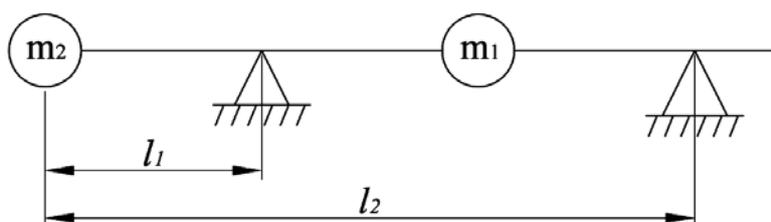


Рис. 4. Розрахункова схема пружної системи шліфувального верстата SWaAKM 25/1A: $l_1 = 0,109$ м; $l_2 = 0,433$ м; $m_1 = 1,595$ Н/м; $m_2 = 1,189$ Н/м

Коефіцієнти впливу для прийнятої розрахункової схеми визначаються за формулами [7]:

$$\delta_{11} = \frac{l_1^2 \cdot l_2}{3EI}; \quad \delta_{22} = \frac{(l_2 - l_1)^3}{48EI}; \quad \delta_{12} = \delta_{21} = \frac{l_1 \cdot (l_2 - l_1)^2}{16EI}. \quad (6)$$

При виконанні умови рівності жорсткостей коефіцієнт впливу $\delta_{11} = l/C_2$. Згідно з формулою (6) геометричні параметри поперечного перерізу балки будуть характеризуватись жорсткістю на вигин:

$$EI = \frac{l_1^2 \cdot l_2}{3\delta_{11}}. \quad (7)$$

Коефіцієнти впливу, для прийнятих лінійних розмірів балки $l_1 = 0,109$ м; $l_2 = 0,433$ м, розраховані за формулами (6) мають наступні значення: $\delta_{11} = 0,9259 \cdot 10^{-6}$ м/кг; $\delta_{22} = 0,432 \cdot 10^{-6}$ м/кг; $\delta_{12} = -0,2715 \cdot 10^{-6}$ м/кг.

З частотної рівності були визначені маси балки m_1, m_2 , з використанням ЕОМ: $m_1 = 1,595$ Н/м; $m_2 = 1,189$ Н/м.

Прийнята лінійна залежність сили різання від координати маси m_1 дозволяє представити силу різання в будь-який момент часу t у вигляді:

$$F(t) = F_0 - K \cdot q_1(t), \quad (8)$$

де $F(t)$ – значення сили різання в будь-який момент часу; F_0 – значення сили різання при $q_1 = t_L$; $q_1(t)$ – значення координати маси m_1 .

Для аналізу поведінки пружної системи шпинделя верстата під впливом збуреної сили, яка виникає періодично при обертанні шліфувального круга і визначається величиною узагальненого показника шліфування K , запишемо диференціальні рівняння руху мас балки:

$$\begin{aligned} q_1 &= -m_1 \cdot \ddot{q}_1 \cdot \delta_{11} - m_2 \cdot \ddot{q}_2 \cdot \delta_{12} - K \cdot \delta_{11} \cdot q_1; \\ q_2 &= -m_1 \cdot \ddot{q}_1 \cdot \delta_{12} - m_2 \cdot \ddot{q}_2 \cdot \delta_{22} - K \cdot \delta_{21} \cdot q_1. \end{aligned} \quad (9)$$

Розв'язок системи диференціальних рівнянь (9) записали у вигляді:

$$q_i = A_i \cdot \sin(\omega t + \alpha). \quad (10)$$

Вираз (10) описує моногармонійний коливний режим з частотою ω , загальною для всіх координат q_i . Підставивши (10) в (9), отримаємо:

$$\left. \begin{aligned} (m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{11} - 1 - K \cdot \delta_{11}) \cdot A_1 + m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{12} \cdot A_2 &= 0 \\ (m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{21} - K \cdot \delta_{21}) \cdot A_1 + (m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{22} - 1) \cdot A_2 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

де A_1, A_2 – невідомі амплітуди коливань. При коливаннях вони не можуть прирівнюватись до нуля, тому, визначник повинен прирівнюватись до нуля. Після розгортання визначника отримується алгебраїчне рівняння 3-го ступеня відносно ω^2 . Це частотне рівняння, яке буде мати вигляд:

$$\begin{aligned} &(m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{11} - 1 - K \cdot \delta_{11}) \cdot (m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{22} - 1) - (m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{11} - 1 - K \cdot \delta_{11}) \times \\ &\times m_2 \cdot \omega^2 - (m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{21} - K \cdot \delta_{21}) \cdot m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{12} + \\ &+ (m_1 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{21} - K \cdot \delta_{21}) \cdot m_2 \cdot \omega^2 + m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{12} \cdot (m_2 \cdot \omega^2 \cdot \delta_{22} - 1) = 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Аналіз рівняння (12) показує, що власні частоти балки будуть змінюватись в залежності від числового значення узагальненого показника шліфування K . Після дослідження коливань, можна зробити висновок, що зі збільшенням

числа імпульсів, що діють на пружну систему, зростають максимальні амплітуди коливань при числі ріжучих виступів переривчастого круга з 5 до 7 і з 17 до 21. Співставлення геометричних параметрів переривчастих кругів і режимів шліфування ($v_s=67$ м/хв, $S=20$ мм/хв, $t=0,04$ мм) з областями несталості пружної системи показує, що проявляється несталий режим роботи пружної системи (параметричний резонанс), який характеризується зростанням амплітуди вимушених коливань. Для кругів з числом канавок 8, 10, 12, 14 спостерігається відсутність резонансного режиму та зменшення амплітуди вимушених коливань.

Проведено експериментальні дослідження й аналіз геометричної структури поверхонь обертання роликів, а також визначення параметрів мікрорельєфу шліфованих поверхонь на безцентрово-шліфувальних операціях [8]. Експерименти проводились на безцентрово-шліфувальному верстаті SWaAKM25/1A. Для дослідження й аналізу геометричної структури поверхонь, а також для визначення параметрів мікрорельєфу формоутворених поверхонь використовувалось сучасне метрологічне устаткування – автоматизований прилад MEF100C для знаходження профілю доріжки кочення ролика (рис. 5), прилад Surtronic для вимірювання шорсткості доріжки кочення ролика після шліфування (рис. 6), прилад MWA100C для вимірювання мікрогеометрії доріжки кочення ролика (рис. 7). Приклад результатів вимірювання відхилень форми роликів в поперечних перетинах показано у вигляді профілограми (рис. 8).



Рис. 5. Прилад MEF100C для знаходження профілю доріжки кочення ролика

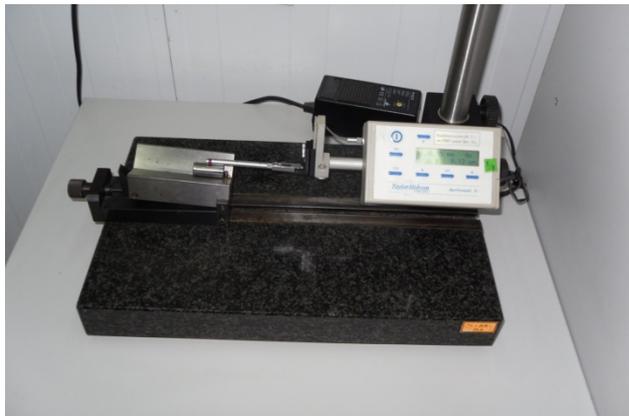


Рис. 6. Прилад Surtronic для вимірювання шорсткості доріжки кочення ролика

За результатами експериментальних досліджень коливних процесів в зоні шліфування побудовані графіки залежностей амплітуди коливань пружної системи по координатах Y та Z від глибини різання (рис. 9), залежності амплітуди коливань від частоти вимушених коливань пружної системи по координатах Y і Z (рис. 10), залежність сили P_y і P_z від частоти вимушених коливань під час переривчастого шліфування (рис. 11), залежність сили різання P_y від числа ріжучих виступів переривчастого круга (рис. 12), залежність крутного моменту M на шпинделі верстата від числа ріжучих виступів переривчастого круга (рис. 13).



Рис. 7. Прилад MWA100C для вимірювання мікрогеометрії доріжки кочення ролика

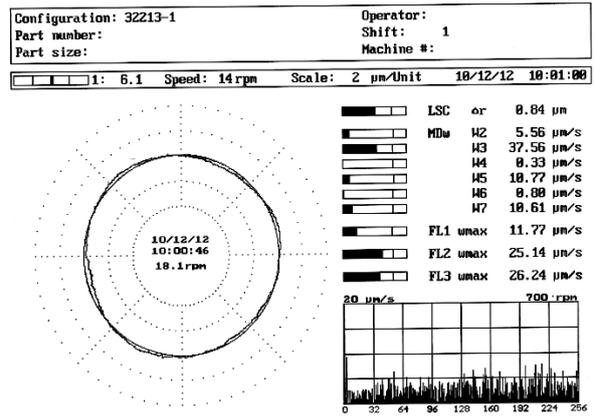


Рис. 8. Профілограма поверхні доріжки кочення ролика

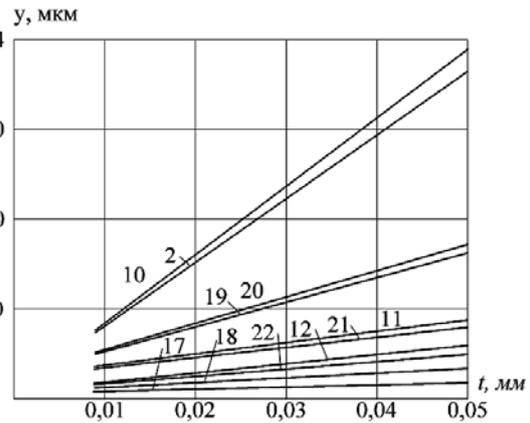
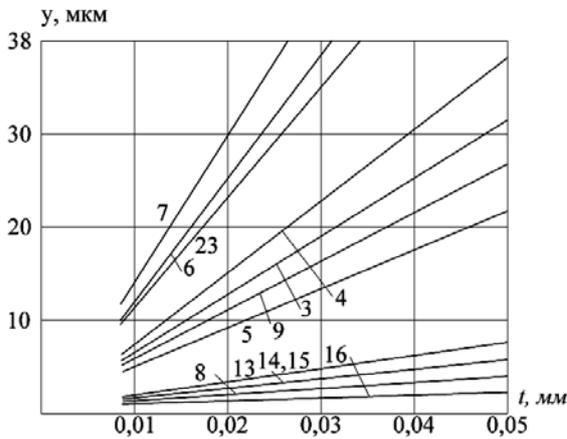


Рис. 9. Залежність амплітуди коливань по координаті У від глибини шліфування для різного числа ріжучих виступів переривчастого круга

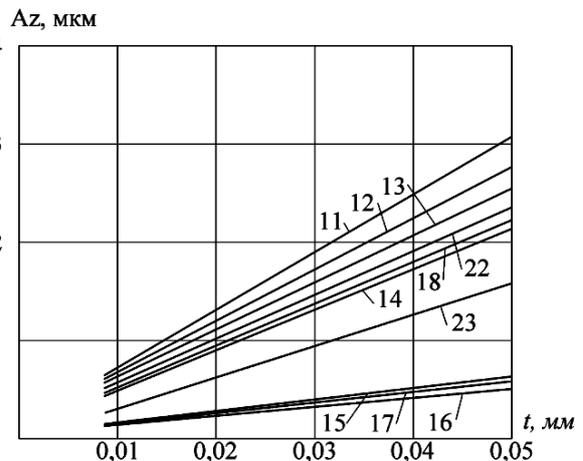
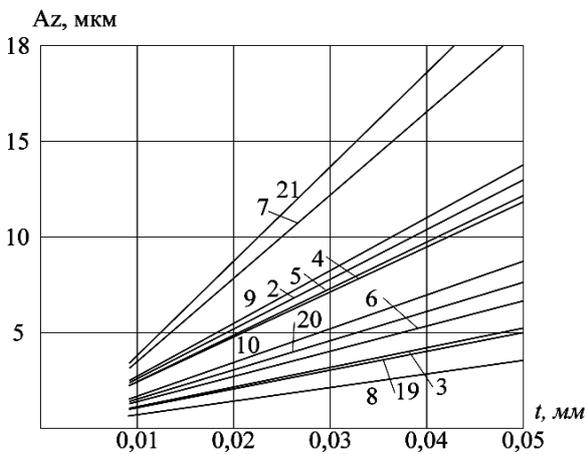


Рис. 10. Залежність амплітуди коливань по координаті Z від глибини шліфування для різного числа ріжучих виступів переривчастого круга

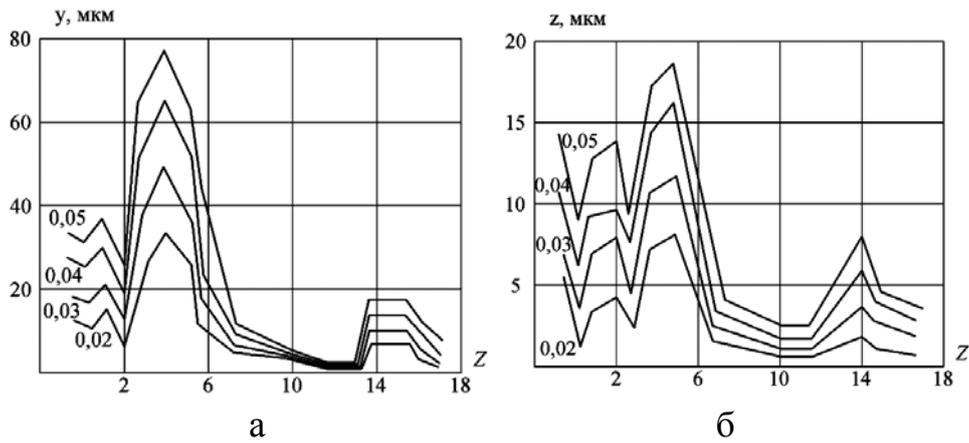


Рис. 11. Залежність максимальної амплітуди коливань пружної системи по координатах Y (а) і Z (б) від числа ріжучих виступів переривчастого круга

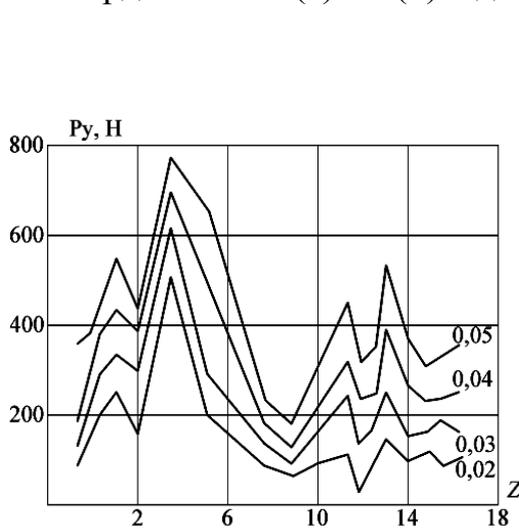


Рис. 12. Залежність сили різання P_y від числа ріжучих виступів переривчастого круга:
 $V_g = 67$ м/хв; $S = 20$ мм

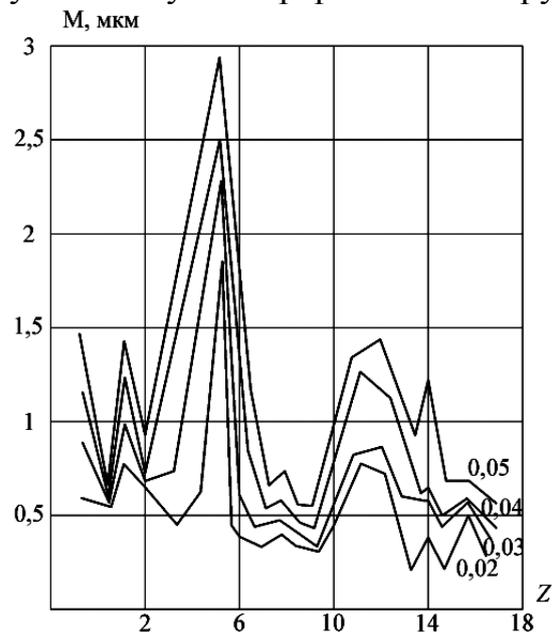


Рис. 13. Залежність крутного моменту (M) в шпинделі верстата від числа ріжучих виступів переривчастого круга:
 $V_g = 67$ м/хв; $S = 20$ мм

Експериментальними дослідженнями встановлено, що застосування на круглошліфувальному верстаті переривчастих кругів з числом ріжучих виступів 8; 10; 12; 14 забезпечує сталість роботи пружної системи круглошліфувального верстата SWaAKM 25/1A і технологічність виготовлення переривчастих кругів. Комбінуванням співвідношень ширини ріжучих виступів і впадин переривчастого круга досягається зниження температури в зоні різання і змінюється розмірна стійкість шліфувального, переривчастого круга.

Впровадження бездефектного високопродуктивного переривчастого шліфування роликів після їх термічного оброблення дозволило вилючити з технологічного маршруту операцію 215 чорнового шліфування поверхні кочення ролика, що дозволило скоротити собівартість операцій шліфування на 8 – 10 % та зменшити собівартість підшипника на 2 – 3 % за одночасного покращення яко-

сті та стабілізації шліфувальних операцій в умовах переналагоджувального виробництва. Збільшення частоти обертання деталі, глибини різання і повздовжньої подачі сприяє інтенсивному самозаточуванню ріжучих виступів переривчастого круга, що покращує шорсткість шліфованої поверхні. Під час шліфування переривчастим кругом шорсткість (Ra) на 2 – 3 розряди вища, ніж після шліфування суцільним кругом.

Список літератури: 1. Горбунов Б.И. Уравновешивающие устройства шлифовальных станков / Б.И. Горбунов, В.Г. Гусев. – М.: Машиностроение, 1976. – 167 с. 2. Лебедев В.Г. Автоматическое управление качеством деталей машин при шлифовании / В.Г. Лебедев. – Киев: Знание, 1981. – 25 с. 3. Марчук В.І. Вплив параметра хвилястості доріжки кочення на віброакустичні характеристики конічних роликотідишипників / В.І. Марчук, В.Ю. Заблоцький, О.Л. Кайдик // Техніка в сільськогосподарському виробництві, галузеве машинобудування, автоматизація: зб. наук. праць Кіровоградського держ. техн. ун-ту. – Кіровоград: КДТУ, 2003. – Вип. 13. – С. 112–116. 4. Технологические основы обеспечения качества машин / [Колесников К.С. и др.]. – 1990. – 256 с. 5. Технология машиностроения / [А.В. Якимов, В.Н. Царюк, А.А. Якимов и др.]. – Одесса: «Астропринт», 2001. – 601 с. 6. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 172 с. 7. Билик Ш.М. Макрогеометрия деталей машин. / Ш.М. Билик. – М.: Машиностроение, 1973. – 344 с. 8. Лук'янчук Ю.А. Про особливості технологічного керування точністю поверхонь в автоматизованих системах механічної обробки тіл кочення / В.І. Марчук, Ю.А. Лук'янчук // «Технічні науки». – Вісник ЖДТУ. – №4 (59). – Житомир, 2011. – С. 11-15.

УДК 621.923

АНАЛИЗ ПРЕДЕЛЬНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ КРУГЛОШЛИФОВАЛЬНОГО СТАНКА 3М151 ПРИ ВРЕЗНОМ ШЛИФОВАНИИ

Сизый Ю.А., докт. техн. наук, **Ушаков А.Н.,** канд. техн. наук, **Новиков Д.Ф.**
(Национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков)

The paper analyzes the limits of technological possibilities grinding machines 3M151 with plunge grinding

Реализуя какой-либо цикл врезного шлифования, назначают скорость вращения заготовки S , м/мин; скорость врезной подачи V_p , мм/мин и скорость шлифования V , м/с. Последняя в станке 3М151 нерегулируемая и определяется кинематикой привода главного движения. Она такова, что обеспечивает при холостом вращении круга его окружную скорость $V=50$ м/с.

Кроме режимов резания выбирается характеристика круга и режимы правки. Оперативное управление циклом врезного шлифования после выбора характеристик круга и его режимов правки остается только за двумя параметрами: S и V_p . Параметры S , V_p и диаметр d шлифуемой поверхности определяют подачу на оборот или, что тоже самое, глубину шлифования в установившемся режиме шлифования:

$$h_0 = \frac{\pi \cdot d \cdot V_p}{S \cdot 1000}, \quad (1)$$

где d в мм.

Установившийся режим шлифования в фазу шлифования, например с черновой подачей на оборот h_0 , наступает после касания круга с заготовкой через какое-то время, которое необходимо, чтобы в упругой системе станка образовалось усилие натяга, равное радиальной составляющей силы шлифования с подачей на оборот (глубиной) h_0 .

За время образования необходимого натяга в упругой системе станка глубина шлифования нарастает от нуля в момент касания до h_0 в установившемся режиме. За это время окружная составляющая силы шлифования P_z растет также от нуля до какого-то значения в установившемся режиме. При этом рост P_z сопровождается ростом момента сопротивления $M_c = P_z \cdot d / 2$ на двигатель привода, который приводит к уменьшению частоты ω вращения круга, что известно из статической характеристики асинхронного двигателя (формулы Киосса) [1].

Уменьшение ω ведет к росту момента, развиваемого двигателем M_d привода главного движения станка 3М151, величина которого ограничивается его критическим значением для двигателя.

Важно, к сказанному выше, еще учесть зависимость силы P_z от скорости шлифования V . Однако надежных экспериментальных данных о влиянии скорости шлифования, данных о влиянии скорости шлифования на силу P_z в рекомендуемом для врезного шлифования диапазоне (30...50) м/с не обнаружено. Так, в работе [2] Филимонов Л.Н. приводит данные собственных исследований и ряда других исследователей и отмечает преобладающую тенденцию – рост V ведет к уменьшению P_z . Однако имеет место большой разброс степени этого влияния V на P_z . Кроме этого, в работе [3] в отличие от других работ, рост V ведет к росту P_z . Таким образом, учесть влияние V на P_z проблематично.

В настоящей работе авторы опираются на результаты экспериментальных исследований силы P_z от условий шлифования (полученных в ОКБШС Харьковского завода шлифовальных станков), выполненных при неизменной скорости вращения круга на холостом ходу, равной 50 м/с.

Несомненно, нагружая привод вращения круга моментом резания M_c , двигатель привода теряет обороты и шлифование производится со скоростью ниже 50 м/с. Поэтому в экспериментальной зависимости P_z , полученной в ОКБШС, уже косвенно отражено влияние V на P_z .

Вся динамика работы асинхронного двигателя от разгона его вхолостую; работы в режиме нарастающей глубины шлифования, т.е. в режиме торможения его с нарастанием нагрузки и остановкой при превышении нагрузки его критического значения хорошо описывается моделью в виде 3-х дифференциальных уравнений [1]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{dM_{\partial}}{dt} &= (\omega_0 - P\omega) \cdot \psi - \frac{1}{T_{\partial}} M_{\partial}; \\ \frac{d\psi}{dt} &= \frac{2}{T_{\partial}} \cdot M_{\kappa} - \frac{1}{T_{\partial}} \cdot \psi - (\omega_0 - P \cdot \omega) \cdot M_{\partial}; \\ \frac{d\omega}{dt} &= \frac{1}{I} \cdot M_{\partial} - \frac{1}{I} \cdot M_c. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Модель (2) хороша еще и тем, что все параметры ее: T_{∂} ; S_{κ} ; M_{κ} ; P могут быть рассчитаны, пользуясь только каталожными данными двигателя. Для двигателя 4A132M4П2, применяемого на станке 3М151, они следующие: $N_{ном} = 11$ кВт; $n_{ном} = 1460$ об/мин; $\mu_n = 2$; $M_u = 2 \cdot r$; $P = 2$. Используя эти данные, получены следующие значения параметров модели [4]:

$$T_{\partial} = 0,008418; S_{\kappa} = 0,378334; M_{\kappa} = 158,363 \text{ Н}\cdot\text{м}.$$

В модель (2) вместо момента инерции ротора I_p необходимо подставить момент инерции I всего привода, т.е. к I_p добавить моменты инерции шкивов ременной передачи, шпинделя и круга с крепежными фланцами. Согласно выполненного расчета, суммарный момент инерции привода вращения круга $I = 2,6177$ Н·м. Нагрузка на двигатель создается, как уже отмечалось, нарастающей глубиной шлифования $h(t)$ и соответственно нарастающим моментом силы резания M_c . В работе [5] получены формулы для расчета глубины шлифования $h(t)$ для различных фаз цикла врезного шлифования. Так, для фазы шлифования с черновой подачей h_0 эта формула следующая:

$$h(t) = h_0 \left(1 - \exp \left(- \frac{j \cdot t}{c_p \cdot T} \right) \right), \quad (3)$$

где t – время, с; T – время оборота заготовки, с; j – статическая жесткость упругой системы станка, Н/м; c_p – статическая “жесткость” процесса шлифования, Н/м.

“Жесткость” процесса врезного шлифования – это отношение радиальной составляющей силы шлифования P_y к глубине шлифования h :

$$c_p = \frac{P_y}{h}. \quad (4)$$

Расчет составляющих силы шлифования P_z и P_y производится на основе эмпирической зависимости, полученной в ОКБШС Харьковского завода шлифовальных станков:

$$P_z = 2,254 \frac{\sigma_t^{0,342} H^{0,258} \cdot V_p^{0,945}}{Z^{0,051} \cdot S^{0,073} \cdot S_{pr}^{0,073} \cdot t_{pr}^{0,026}}, \text{ Н/мм}, \quad (5)$$

где σ_t (кгс/мм²) – предел прочности материала заготовки при 600⁰С; H – показания прибора “Звук-202” – частота собственных колебаний круга, кГц (ГОСТ

25901-83); Z – зернистость; V_p – скорость врезной подачи, мм/мин; S_{pr} – продольная скорость правки, мм/мин; t_{pr} – глубина правки, мм.

Поскольку глубина шлифования h изменяется в фазе неустановившегося режима врезного шлифования при неизменной V_p , задаваемой механизмом подачи, то для расчета изменяющейся силы P_z от h , необходимо выразить V_p через h , согласно (2), и подставить это выражение в (5). В результате получено:

$$P_z = 523,3 \frac{\sigma_t^{0,342} \cdot H^{0,256} \cdot S^{0,872} \cdot h^{0,945}}{Z^{0,051} \cdot S_{pr}^{0,073} \cdot t_{pr}^{0,026} \cdot d^{0,945}}, \text{ Н/мм.} \quad (6)$$

Принимаем неизменными при оперативном управлении циклом врезного шлифования следующие параметры формулы (6): шлифуемая шейка вала диаметром $d=65$ мм, сталь закаленная 40Х ($\sigma_t=22$ кгс/мм²; круг 24А16НСМ1К ($H=1,38$; $Z=16$); $S_{pr}=150$ мм/мин; $t_{pr}=0,01$ мм. С этими значениями и с учетом ширины шлифования формула (6) приобретает следующий вид:

$$P_z = 63,7 \cdot S^{0,872} \cdot h^{0,945} \cdot B, \text{ Н.} \quad (7)$$

Принимая $P_y = 2,5 \cdot P_z$, вычисляемую согласно формулы (4), и выражая V_p через h и d , анализируя полученную зависимость относительно h методом наименьших квадратов [6], получаем:

$$P_y = c_p \cdot h, \text{ Н/м,} \quad (8)$$

где $c_p = 1,709 \cdot 10^6 \cdot \frac{\sigma_t^{0,342} \cdot H^{0,258} \cdot S^{0,872} \cdot B}{Z^{0,051} \cdot S_{pr}^{0,073} \cdot t_{pr}^{0,026} \cdot d^{0,945}}$.

Расчет статической жесткости j упругой системы станка, что необходимо для расчета $h(t)$, согласно формулы (3), для трехмассовой модели станка 3М151 приведен в работе [7] и получено следующее значение: $j=3,169 \cdot 10^7$ Н/м.

Последний параметр в формуле (3) – это время оборота заготовки:

$$T = \frac{\pi \cdot d \cdot 60}{S \cdot 1000}, \text{ с.} \quad (9)$$

Функциональная связь между системами врезного шлифования в фазу шлифования с черновой подачей h_0 показана на рис. 1.

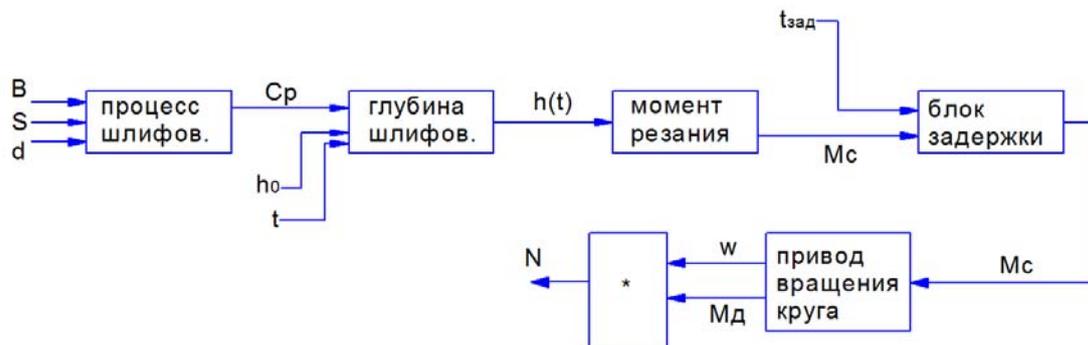


Рис. 1. Функциональная схема врезного шлифования в фазу шлифования с черновой подачей h_0

Расчеты c_p , $h(t)$ и $M_c = P_z \cdot d / 2$ рассмотрены выше. Момент M_c , согласно рис. 1, подается на вход привода вращения круга, т.е. на вход модели электродвигателя, описанной уравнениями (2), с моментом инерции I всего привода после задержки на время $t_{зад}$, необходимое для разгона двигателя вхолостую. Выходными сигналами привода являются угловая скорость движения ω и момент, развиваемый им - M_∂ .

В установившемся равновесном режиме шлифования $M_\partial = M_c$ и произведение $\omega \cdot M_\partial = N$ – мощность привода. Если $M_c > M_\partial$, то двигатель останавливается. Варьируя параметрами оперативного управления врезным шлифованием (h_0 , B , d , S), можно оценить предельные режимы шлифования, ограниченные мощностью привода или диапазоном регулирования скоростью врезной подачи V_p , мм/мин, который в станке 3М151 равен 0,2...4,5 мм/мин. Программа (блок-схема) имитационного моделирования системы врезного шлифования на станке 3М151 в пакете VisSim приведена на рис. 2, разгон двигателя вхолостую иллюстрируется графиками на рис. 3. Из рис. 3,а видно, что угловая скорость вращения двигателя ω до нагружения его моментом сопротивления (шлифования) M_c , т.е. для времени меньше $t_{зад}=5$ с, увеличивается монотонно и достигает установившегося значения примерно за 4 секунды. Известно, что асинхронные двигатели представляют собой колебательное звено. Однако при присоединении к двигателю привода, т.е. массы с большим моментом инерции, он превращается в апериодическое звено 2-го порядка и такой двигатель при разгоне его монотонно набирает обороты до номинального их значения.

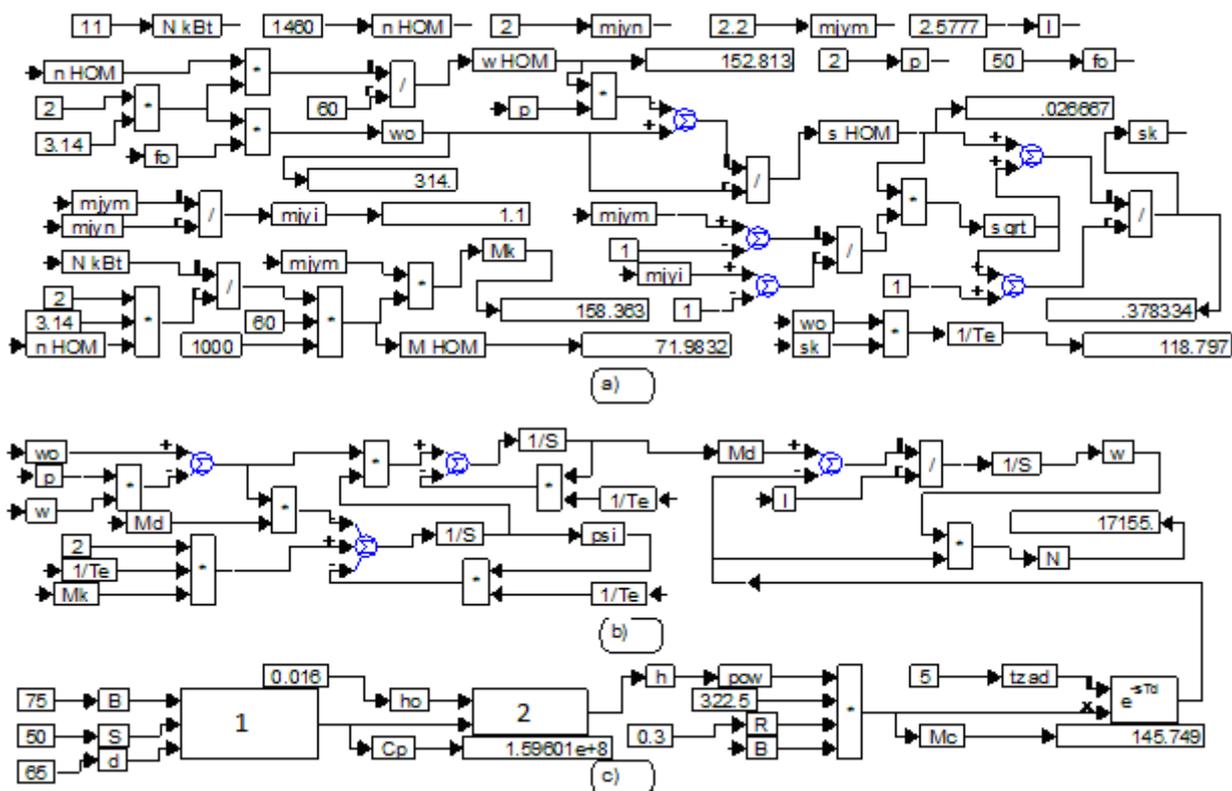


Рис. 2. Общая программа моделирования привода вращения шлифовального круга

Пакет *VisSim* позволяет получать двумерные графики с устанавливаемыми сигналами на оси абсцисс и ординат.

На рис. 2,б приведен график $\omega(M_\delta)$, из которого видно, как изменяется M_δ от ω . На рис. 2,с зависимость $\omega(M_\delta)$ показана в начальной фазе разгона, из которой видно, что разгон сопровождается большими колебаниями M_δ .

Для вычисления момента сопротивления (резания) M_c сначала вычисляется жесткость процесса шлифования по формуле (11), оформленная в виде Comround блока “жесткость процесса шлифования”. Затем вычисляется глубина шлифования $h(t)$, согласно формуле (3), и затем вычисляется $M_c = P_z \cdot R$ (где R – радиус круга, равный 0,3 м) и P_z по формуле (7).

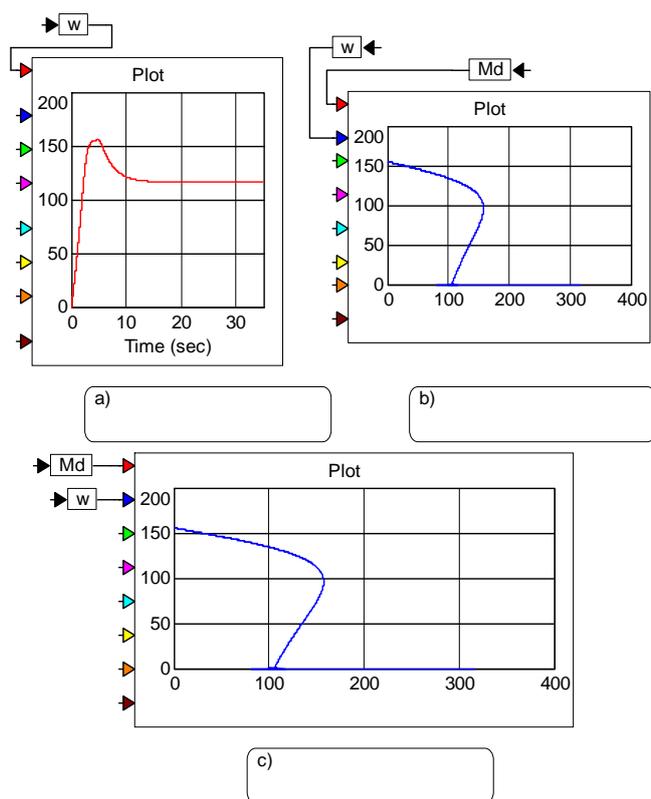


Рис. 3. Разгон двигателя 4А132М4П2 вхолостую с приводом вращения шлифовального круга:

- а – изменение ω за время разгона;
- б, с – зависимости ω от M_δ

Таким образом, как мощность привода, так и механизм врезной подачи обеспечивают шлифование с указанными условиями.

Однако, если увеличить h_0 до 0,018 мм, то из рис. 5 видно, что после разгона вхолостую и нагружения его моментом M_c двигатель начинает терять обороты сначала медленно, а затем быстро и останавливается. При назначенной $h_0 = 0,018$ мм значение $V_p = 4,4$ мм/мин. Таким образом, назначенный режим шлифования не может быть реализован из-за превышения момента M_c пре-

Момент сопротивления подается на вход прибора через блок задержки с задержкой времени $t_{зад} = 5$ с. Для условий шлифования согласно рис. 2 ($B = 75$ мм; $d = 65$ мм; $S = 50$ м/мин; $h_0 = 0,016$ мм) результаты моделирования приведены на рис. 4, из которого видно, что угловая скорость круга после разгона вхолостую и нагружения привода моментом M_c заметно уменьшается – до $\omega = 117$ рад/с. Момент M_δ через 10 с после нагружения привода моментом M_c сравнивается с ним, и привод приобретает установившийся режим работы с постоянной глубиной шлифования $h_0 = 0,016$ мм и потребляемой мощностью $N = 17,15$ кВт (рис. 2). Условия шлифования с заданной h_0 обеспечиваются скоростью врезной подачи $V_p = 3,9$ мм/мин (рис. 4).

дельного его значения для двигателя 3А132М4П2. При этом значение $V_p=4,4$ мм/мин не превысило его предельного значения $V_p=4,5$ мм/мин.

Установлено, что такой же режим шлифования, но с $S=30$ м/мин не может быть реализован из-за остановки двигателя. При этом $V_p=2,5$ мм/мин.

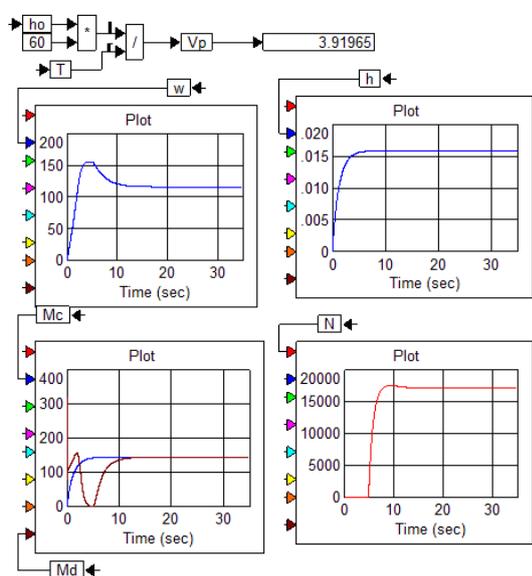


Рис. 4. Результаты моделирования работы привода вращения круга станка 3М151 при $h_0=0,016$ мм, $d=65$ мм; $S=50$ м/мин.

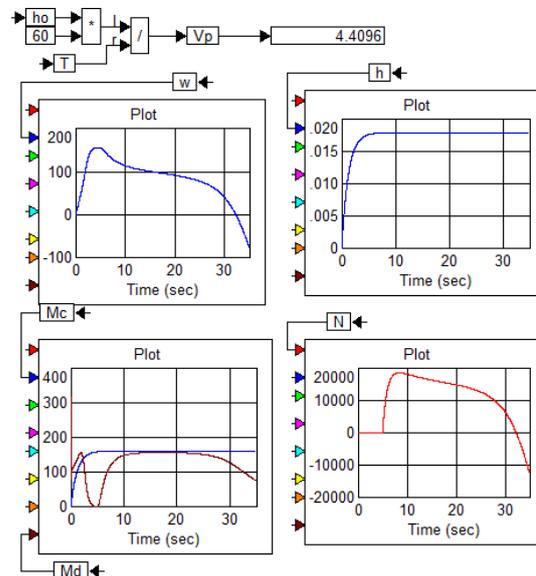


Рис. 5. Результаты моделирования работы привода вращения круга станка 3М151 при $h_0=0,018$ мм, $d=65$ мм; $S=50$ м/мин

Из полученных результатов моделирования видно, что шлифование с продольной шириной $B=75$ мм ограничивается подачей на оборот (глубиной шлифования) $h_0 \approx 0,016$ мм из-за недостаточной мощности привода.

При шлифовании с меньшей шириной шлифования $B=60$ мм ограничением продольной глубины $h_0=0,034$ мм при $S=30$ м/мин является мощность привода, а при $S=50$ м/мин предельная глубина шлифования $h_0=0,018$ мм ограничивается скоростью V_p , которая для заданной h_0 должна быть равна 4,4 мм/мин. Если ширина шлифования меньше 60 мм, то ограничением предельных значений h_0 является только величина врезной подачи $V_p=4,5$ мм/мин.

Список литературы: 1. Леван А.И. Математическое моделирование в исследованиях и проектировании станков / А.И. Леван. – М.: Машиностроение, 1978. – 180 с. 2. Филимонов Л.Н. Высокоскоростное шлифование / Л.Н. Филимонов. – Л.: Машиностроения, Ленинградское отделение, 1979. – 240 с. 3. Эрнст В. Повышенная скорость резания при круглом наружном врезном шлифовании, и ее влияние на результаты шлифования и экономичность (перевод ВНИИАШа). – Диссертация, Лахен, 1965. – № 2557. 4. Основы автоматизированного электропривода / М.Г. Чиликин и др. – М.: Энергия, 1974. – 507 с. 5. Сизый Ю.А. Расчет глубины круглого врезного шлифования на основе его имитационного моделирования / Ю.А. Сизый, А.В. Евтухов // Вестник НТУ "ХПИ", 2001. – №15. – С. 117-126. 6. Евтухов А.В. Підвищення ефективності технології круглого зовнішнього врізного шліфування шляхом вибору раціона-

льної структури та параметрів робочого циклу: Дисертація на здобуття наукового ступеня канд. техн. наук / А.В. Евтухов. – Харків, 2008. 7. Сизый Ю.А. Статическая и динамическая характеристики технологической системы круглого врезного шлифования / Ю.А. Сизый, А.В. Евтухов // Резание и инструмент в технологических системах: междунар. научн.-техн. сб., 2003. – №64. – С. 185-192.

УДК 621.923

РАБОТОСПОСОБНОСТЬ ИНСТРУМЕНТОВ ИЗ ПСТМ ПРИ ПРЕРЫВИСТОЙ ОБРАБОТКЕ ЗАКАЛЕННЫХ СТАЛЕЙ

Тищенко Л.Н., докт. техн. наук, **Коломиец В.В.**, докт. техн. наук,
Любичева К.М. (Харьковский национальный технический университет
сельского хозяйства имени Петра Василенко)
Фадеев В.А., докт. техн. наук (ГП ХМЗ “ФЭД”, Харьков)
Шабалин Д.В., докторант (г. Ольборг, Дания)
Vijay Kumar, prof. (Dr) (г. Дели, Индия)

The results of features of capacity of instruments are brought from super hard materials of processing of irregular surfaces of details

При обработке прерывистых поверхностей деталей типа зубчатые колеса и шлицевые валы по наружному диаметру обычно применяют две операции: черновое точение и чистовое шлифование. Установлено, что при точении прерывистых поверхностей деталей из труднообрабатываемых материалов и закаленных сталей резцы из твердых сплавов всегда имеют низкую работоспособность. Поэтому, проведение исследований чистового точения прерывистых поверхностей деталей из закаленных сталей инструментами из поликристаллических сверхтвердых материалов (ПСТМ) является актуальным.

Чистовая обработка зубчатых колес при шлифовании имеет свои особенности, изучению и исследованию которых много внимания уделено в Одесской школе под руководством **Якимова А.В.** и в Харьковской школе по металлообработке резанием под руководством **Новикова Ф.В.** [1].

Для увеличения износостойкости резцов и улучшения качества обработки прерывистых поверхностей деталей из закаленных сталей целесообразно применять резцы из ПСТМ на основе нитрида бора типа гексанит-Р и киборит [2].

Исследование работоспособности резцов из гексанита-Р при обработке покрытий, которые из-за наличия большого количества различных неоднородностей также являются прерывистыми и в этих условиях резцы имеют повышенную работоспособность, особенно при обработке наплавов большой твердости [3]. Вопросы качества обработки зубчатых колес при шлифовании особенно важные на окончательных стадиях обработки подробно исследованы и освещены в работе [4].

Износостойкость резцов из гексанита-Р и эльбора-Р определялась при точении прерывистых поверхностей образцов на токарных станках типа 16К20,

универсальном координатно-расточном станке и токарно-гидрокопировальном станке взамен операций шлифования на координатно-шлифовальном, внутри – и кругло шлифовальном станках. Геометрические параметры резцов из гексанида-Р были следующими: $\gamma = -11^\circ$; $\alpha = 9^\circ$; $\alpha_1 = 9^\circ$; $\varphi = 45^\circ$; $\varphi_1 = 20^\circ$; $\ell_f = 0,2 - 0,3$ мм. Заточка резцов осуществлялась на универсально-заточном станке мод. 3В642 алмазными чашечными кругами зернистостью 125/100 на органической связке Б1 100 %-ной концентрации со следующими режимами: $V_p = 25$ м/с; $S_{ПП} = 1,0 - 3,0$ м/мин и $t_p = 0,01 - 0,02$ мм/дв.ход. Доводка резцов осуществлялась алмазными кругами АСМ 40/28 на органической связке БР со следующими режимами: $V_p = 35$ м/с; $S_{ПП} = 1,0 - 2,0$ м/мин; $t_p = 0,005$ мм/дв.ход. Шероховатость доведенных поверхностей резцов соответствовала по $Ra = 0,16 \dots 0,08$ мкм.

Обработка образцов из закаленных сталей диаметром 140x120 мм с продольными пазами проводилась при следующих режимах резания: $V = 1-1,5$ м/с; $S = 0,02-0,1$ мм/об; $t = 0,1-0,5$ мм. Критерием затупления резцов служил износ по задней поверхности $h_z = 0,6$ мм. Для имитации обработки зубчатых колес на образцах были выполнены 24 продольных паза шириной по 6 мм; 6 пазов шириной 10 мм для имитации шлицевых валов, один паз шириной 10 мм для имитации обработки валов со шпоночным пазом и обрабатывались круглые образцы без пазов для сравнения.

Проведенными опытами установлено, что при точении непрерывных поверхностей резцы из гексанида-Р, имеющие меньшую микротвердость, чем резцы из эльбора-Р, менее износостойкие. При точении прерывистых поверхностей явно видны преимущества резцов из гексанида-Р.

В табл. 1 приведена усредненная стойкость резцов при точении прерывистых поверхностей типа зубчатых колес и образцов с непрерывными поверхностями из ряда закаленных сталей и других труднообрабатываемых материалов.

Таблица 1

Опытные значения стойкости резцов из ПСТМ и из Т15К6

Обрабатываемый материал	Стойкость резцов, мин.			
	Непрерывное точение		Прерывистое точение	
	Эльбор-Р	Гексанит-Р	Гексанит-Р	Т15К6*
Быстрорежущая сталь Р6М5-НRC64	180	100	-	-
Закаленная сталь У10-НRC58-60	140	120	90	50
Закаленная сталь 12ХН3А- НRC 57**	180	130	80	40
Закаленная сталь 5ХНМ- НRC 50**	300	200	100	50
Жаропрочный сплав ЭП616-НRC 38	160	140	80	40
Высокопрочный чугун НВ 400	180	220	130	60

Примечания: * - При точении прерывистых поверхностей резцами из твердого сплава Т15К6 скорость резания была равной 0,5 м/с.

** - При точении закаленных сталей 12ХН3А и 5ХНМ критерий затупления резцов был равен 0,4 мм.

Из табл. 1 видно, что при непрерывном точении закаленных сталей резцы из гексанита-Р имеют меньшую стойкость, чем резцы из эльбора-Р.

Проведенными предварительными опытами установлено, что резцы из эльбора-Р при точении прерывистых поверхностей (работа с ударами) имеют низкую стойкость. Поэтому их применять для обработки деталей с прерывистыми поверхностями нецелесообразно.

Из табл. 1 видно, что резцы из твердого сплава типа Т15К6 возможно применять для обработки деталей из закаленных сталей типа зубчатых колес, шлицевых валов и валов со шпоночными пазами только на малых скоростях резания, что делает такое точение малопроизводительным, и, следовательно, оно не может заменить процесс шлифования.

Характерной особенностью применения резцов из ПСТМ типа гексанит-Р и киборит при обработке деталей с прерывистыми поверхностями является увеличенный износ в начальный период обработки (до $h_3 = 0,3$ мм), затем наступает период нормального износа резца, который составляет 80% от полной стойкости резца. Эту особенность износа инструментов из ПСТМ на основе нитрида бора необходимо учитывать при обработке точных деталей с большой поверхностью обработки, когда их период приработки может повлиять на точность изготовления деталей с прерывистыми поверхностями.

Для установления наибольшей работоспособности режущих пластин из сверхтвердых материалов при обработке закаленных сталей и других материалов с повышенной прочностью необходимо установить оптимальные режимы резания. При этом установлено, что при обработке прерывистых поверхностей из-за наличия ударов и появления вибраций при высоких скоростях резания основным параметром режимов является скорость резания, при которой достигается максимальная стойкость. Проведенными опытами по определению максимального пути резания в зависимости от изменения скорости резания установлена оптимальная скорость резания для резцов из ПСТМ равная $V_{ОПТ} = 1,2 \dots 1,5$ м/с. По изменению обработанной площади с увеличением продольной подачи определены величины оптимальных подач в зависимости от вида обработки прерывистых поверхностей, которые для предварительной и получистовой обработки находятся в пределах $S_{ОПТ} = 0,1 \dots 0,15$ мм/об. По изменению объема срезанного металла с увеличением глубины резания определены оптимальные значения глубины резания также в зависимости от вида обработки прерывистых поверхностей, которые также для предварительной и получистовой обработки находятся в пределах $t_{ОПТ} = 0,15 \dots 0,2$ мм. Таким образом, оптимальные режимы резания при обработке прерывистых поверхностей деталей из закаленных сталей и других материалов повышенной прочности могут быть следующими: $V_{ОПТ} = 1,2 \dots 1,5$ м/с; $S_{ПРОД} = 0,1 \dots 0,15$ мм/об при получистовой обработке и $S_{ПРОД} = 0,04 \dots 0,07$ мм/об, $t = 0,15 \dots 0,2$ мм – при чистовой обработке.

На основе проведенных исследований работоспособности инструментов из ПСТМ на основе нитрида бора можно рекомендовать следующие области рационального их применения для обработки закаленных сталей и других труднообрабатываемых материалов (табл. 2).

Рациональные области применения резцов из ПСТМ.

Обрабатываемые материалы	Непрерывное точение	Прерывистая обработка
Закаленные инструментальные стали с твердостью $HRC > 60$	эльбор-Р	шлифование
Закаленные стали с $HRC 55-60$	эльбор-Р	гексанит-Р, кибор.
Закаленные стали с $HRC 50-55$	гексанит-Р, киборит	- « -
Высокопрочные чугуны $HB 400-600$	эльбор-Р	- « -
Серые чугуны с $HB 200-300$	гексанит-Р, киборит	- « -
Жаропрочные сплавы на никелевой основе $HRC 30-38$	эльбор-Р	- « -

Таким образом, установлено, что при прерывистом и непрерывном точении закаленных сталей резцами из сверхтвердых материалов с оптимальными режимами и геометрией режущего инструмента шероховатость обработанной поверхности стабильно находится в пределах $Ra = 0,63...0,32$ мкм, что достаточно для замены операций шлифования наружных поверхностей зубчатых колес, шлицевых валов и валов со шпоночными канавками.

Список литературы. 1. Якимов А.В. Оптимальное распределение припуска по проходам при шлифовании / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, А.А. Якимов // Вісник Інженерної академії України, Київ, спец. випуск, 2000.– С. 171-175. 2. Коломиец В.В. Влияние режимов резания на стойкость резцов из гексанита-Р при прерывистом точении / В.В. Коломиец, В.И. Сорбат, В.В. Колганенко, В.В. Голик // Алмазы и сверхтвердые материалы. – М., 1977. – Вып. 7. – С. 5–6. 3. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. «Резание материалов лезвийными инструментами». – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т.6. «Качество обработки деталей машин». – Одесса: ОНПУ, 2003. – 716 с.

УДК 621.923-5

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ШЛИФОВАНИЯ ДЕТАЛЕЙ ОБОРУДОВАНИЯ АТОМНОЙ ЭНЕРГЕТИКИ

Лебедев В.Г., докт. техн. наук., **Клименко Н.Н.**, канд. техн. наук
(Одесский национальный политехнический университет)

Substantiated conditions of temperature control in grinding austenitic heat-resistant steels, depending on specific technological challenges

Введение. Стали, из которых изготовлены детали оборудования атомных станций, подвергаются облучению различными элементарными частицами, образующимися при работе реактора. Эти частицы, особенно быстрые нейтроны,

глубоко проникают внутрь металла и вызывают остаточное изменение его свойств. Сильные нарушения в кристаллической решетке создают в ней дефектные места. Образование таких дефектов затрудняет перемещение дислокаций и упрочняет металл. В общем, по влиянию на свойства металла ядерное облучение похоже на наклеп увеличивая прочность простых сталей в 1,5–2 раза. В такой же степени уменьшается пластичность и вязкость. В этих условиях шлифование упомянутых деталей с сохранением высокого качества поверхностного слоя приобретает важное значение.

Целью настоящей работы является разработка рекомендаций по шлифованию сталей для изготовления деталей оборудования атомных станций, которые были бы оптимальными с точки зрения технических требований, технологии изготовления, эксплуатации и экономики.

Для достижения этой цели необходимо рассмотреть и решить следующие задачи: 1) Проанализировать условия работы деталей оборудования при эксплуатации. 2) Проанализировать требования, предъявляемые к материалам оборудования. 3) Рассмотреть материалы, применяемые в настоящее время. 4) Рассмотреть влияние температуры шлифования на качество поверхностного слоя. 5) Рассмотреть некоторые вопросы управления температурой с помощью внешнего охлаждения, в частности охлаждения воздухом.

Основная часть. 1. Главными деталями оборудования атомных станций являются тела вращения – валы, оси, крыльчатки, особенностью работы которого являются жесткие эксплуатационные условия: частота вращения 50...80 000 об/мин, высокая рабочая температура (до 600 °С), агрессивная среда, вызывающая коррозию разных видов, интенсивное трение шеек валов и роторов. Что приводит к интенсивному износу. Надежность и ресурс турбинных установок в значительной мере зависят от эксплуатационных характеристик роторов. Технические требования - точность 6 квалитет, шероховатость поверхности валов $Ra = 0,63...0,32$ (8в - 9а класс). Все это вызывает необходимость применять при финишной обработке шлифование.

2. Кроме того, необходимо применять такие материалы, чтобы они надежно противостояли тяжелым условиям эксплуатации, а именно были высокопрочными, достаточно пластичными, жаропрочными, жаростойкими, в ряде случаев способными работать в условиях высоких динамических нагрузок. Материалы должны быть технологичными, легко подвергаться обработке давлением, резанием, прокатке, хорошо свариваться. Механические характеристики материалов не должны изменяться в процессе длительной эксплуатации при высокой температуре и в условиях изменения механических напряжений, действующих на материал, по значению и знаку. Некоторые материалы эксплуатируются в условиях вибрации, поэтому они не должны разрушаться вследствие усталости, в том числе и малоцикловой, и должны обладать высокой циклической прочностью. Особые требования предъявляются к теплофизическим характеристикам материалов. Коэффициент термического расширения должен быть минимальным. Коэффициент теплопроводности должен быть максимальным. Низкий коэффициент теплопроводности обуславливает большой перепад

температуры по сечению материала, что создает также термические напряжения, что угрожает целостности конструкции.

3. Одним из материалов, который соответствует практически всем предъявляемым требованиям является аустенитная жаропрочная, жаростойкая сталь. Применение этих сталей связано с высокой общей коррозионной стойкостью в различных средах, жаропрочностью, технологичностью. Максимальная рабочая температура 973 К.

Следует отметить, что *жаростойкость* – это способность стали противостоять коррозии любого вида при повышенных температурах, а *жаропрочность* – это способность стали сохранять прочностные характеристики при достаточно высоких температурах.

Максимальной коррозионной стойкостью обладают аустенитные стали. Для получения структуры аустенита эти стали должны содержать большое количество хрома, никеля и марганца. Для достижения высокой жаропрочности их дополнительно легируют Mo, W, V, Nb и В. Эти стали применяют для деталей, работающих при 500–750 °С. Жаропрочность аустенитных сталей выше, чем жаропрочность перлитных, мартенситных, мартенситно-ферритных и ферритных. Аустенитные стали пластичны и хорошо свариваются.

Аустенитные стали по способу упрочнения подразделяют на три группы:

- 1) твердые растворы, не упрочняемые старением;
- 2) твердые растворы с карбидным упрочнением; в этом случае упрочняющими фазами могут быть как первичные TiC, VC, ZrC, NbC и др.), так и вторичные карбиды (M₂₃C₆, M₆C, M₇C₃), выделяющиеся из твердого раствора;
- 3) твердые растворы с интерметаллидным упрочнением. Чаще в этих сталях упрочняющей фазой является γ' -фаза типа Ni₃Ti, Ni₃Al, Ni₃(Ti, Al), Ni₃Nb и др.

Стали с интерметаллидным упрочнением более жаропрочны, чем стали с карбидным упрочнением.

Высокую коррозионную стойкость обеспечивают стали на основе непрерывных твердых растворов, а высокую жаропрочность обеспечивает карбидное и интерметаллидное упрочнение этих растворов. В настоящее время имеется возможность преодолеть это противоречие, если в качестве стабилизатора и карбидообразующего вещества использовать ванадий (V). В отличие от более сильных карбидообразователей (Nb, Zr, Ti) ванадий образует с углеродом или азотом соединения VC или VN, достаточно легко растворяющиеся при нагреве под закалку и сильно упрочняющих, но не охрупчивающих материал. В принципе, увеличивая содержание ванадия, можно после соответствующей термической обработки повысить предел текучести от 200-300 МПа до 1200-1500 МПа (то есть в 5-6 раз), сохраняя при этом пластичность аустенитной стали на достаточно высоком уровне (например, относительное удлинение не ниже 10%).

Известен целый ряд аустенитных сталей, упрочняемых частицами карбида ванадия, в частности, стали 40X4П8Ф, 40П9Н7Ф2. Лучшее сочетание прочности и пластичности, стареющих марганцевоникелевых сталей при упрочнении карбидами VC достигнуто у сталей 40Г19СФ2, 40Г14Н9Ф2, 40Г18Х4Ф: $\sigma_{0,2}=800 - 1000$ МПа, $\sigma_B=1100-1300$ МПа, $\delta=20-30\%$. Следовательно, для полу-

чения хорошего сочетания коррозионной стойкости и жаропрочности можно рекомендовать аустенитные стали легированные ванадием.

Влияние температуры шлифования на качество шлифованной поверхности деталей из аустенитных сталей. При нагреве неупрочняемых аустенитных сталей до температуры 550–800 °С они приобретают склонность к межкристаллитной коррозии. Для видов шлифования, обеспечивающих большую тепловую выдержку металла, при шлифовании этот температурный диапазон необходимо исключить. Таким образом, при таких видах шлифования рациональными температурами будут температуры выше 800 °С или ниже 550 °С.

Аустенитные стали с карбидным упрочнением и интерметаллидным упрочнением подвергают закалке от 1200 °С, а затем старению при температуре 600–850 °С. В результате старения выделяются упрочняющие дисперсные карбидные или интерметаллидные фазы. Оптимальная температура шлифования таких сталей будет находиться ниже уровня коагуляции упрочняющих фаз, то есть температура шлифования должна соответствовать температуре старения.

ПНП-стали – новый класс аустенитных сталей, обладающих пластичностью наведенной превращением, откуда и происходит сокращенное название ПНП. Эти стали содержат до 0,3 % углерода, до 10 % хрома и до 25 % никеля. Кроме того эти стали легируются молибденом и марганцем. Особенностью этих сталей является то, что точка начала мартенситных превращений M_n находится в области отрицательных температур, а точка образования мартенсита деформации находится в области положительных температур. Для получения высоких механических свойств сталь закаливают от температуры 1110 °С на аустенит и подвергают деформационному старению, т.е. деформируют при температуре 450–600 °С. При этом аустенит обедняется углеродом за счет выделения карбидов. После такой обработки стали обладают очень высокой прочностью – до 2000 МПа и одновременно высокой пластичностью. Температура шлифования таких сталей должна быть такова, чтобы не был снят наклеп в результате рекристаллизации и, чтобы не произошла коагуляция карбидов. Как то, так и другое приводит к разупрочнению поверхностного слоя. Следовательно, при шлифовании деталей, изготовленных из таких материалов, необходимо управлять температурным режимом шлифования, что можно осуществлять за счет внешних источников охлаждения. Наиболее выгодным было бы использовать воздушное охлаждение, которое значительно упростило бы технологическое оборудование. В настоящей работе попытаемся определить эффективность и применимость этого метода на основании термодинамических закономерностей при шлифовании деталей из данного класса сталей. Для оценки количества тепла, уносимого воздухом со шлифуемой поверхности, необходимо найти коэффициент конвективного теплообмена между движущейся средой и шлифуемой поверхностью (стенкой). Количество теплоты, переданное в процессе теплоотдачи, определяется по уравнению Ньютона-Рихмана:

$$Q = \alpha(t_{сжс} - t_{жс}), \quad (1)$$

где α – коэффициент теплоотдачи, Вт/(м²·К); $t_{жс}$, $t_{ст}$ – средние температуры жидкости и стенки, °С; Q (Q') – тепловой поток (количество теплоты), Вт (Дж).

Коэффициент теплоотдачи α – характеризует интенсивность теплообмена между поверхностью тела и окружающей средой. Коэффициент α показывает, какое количество тепла передается от единицы поверхности стенки к жидкости в единицу времени при разности температур между стенкой и жидкостью в 1 градус (К):

$$[\alpha] = \left[\frac{Q}{F(t_{cm} - t_{жс})} \right] = \left[\frac{Дж}{м^2 \cdot с \cdot К} \right] = \left[\frac{Вт}{м^2 \cdot К} \right], \quad (2)$$

где F – площадь поверхность стенки, $м^2$.

Откуда количество теплоты, отдаваемого конкретной площадью будет

$$Q = F \cdot (t_{cm} - t_{жс}), \quad (2a)$$

где F - площадь поверхности отдающей тепло (стенки), t_{cm} - температура “стенки”, $t_{жс}$ - температура жидкости или газа охлаждающая “стенку”.

Определение коэффициента теплоотдачи α является основной задачей расчета теплообменных аппаратов. Обычно коэффициент теплоотдачи определяют из критериальных уравнений, полученных преобразованием дифференциальных уравнений гидродинамики и конвективного теплообмена методами теории подобия. Проще всего коэффициент теплообмена определить через критерий Нуссельта по выражениям:

$$\alpha = \frac{Nu \cdot \lambda}{l}; \quad (3)$$

$$Nu = 0,008 \cdot Re^{0,9} Rr^{0,43}, \quad (4)$$

где $Re = \frac{wl}{\nu} = \frac{wlp}{\mu}$ - критерий Рейнольдса, характеризующий гидродинамический режим потока при вынужденном движении и является мерой соотношения сил инерции и вязкого трения; $Rr = \frac{\nu}{a} = \frac{c\mu}{\lambda}$ – критерий Прандтля, характеризующий физико–химические свойства теплоносителя и является мерой подобия температурных и скоростных полей в потоке; l – определяющий размер, м; ρ – плотность теплоносителя, $кг/м^3$; λ – коэффициент теплопроводности теплоносителя, $Вт/(м \cdot К)$; μ – динамический коэффициент вязкости, $Па \cdot с$; c – теплоемкость теплоносителя, $Дж/(кг \cdot К)$; τ – время процесса, с; ω – скорость движения теплоносителя м/с.

Расчет критерия Nu для скорости воздушного потока 30 – 50 м/с и для нормальной температуры воздуха в цехе $20^0С=293^0К$, по приведенным формулам, составляет 51,34. Соответственно коэффициент теплообмена α , согласно формуле (3) будет равный, $\alpha = 445 \text{ Вт}/м^2 \cdot К$. Для того чтобы определить количество теплоты уносимой с поверхности пятна контакта круга с деталью, необходимо перемножить длину дуги контакта круга с изделием и величину поперечной подачи. Для случая плоского шлифования периферией круга имеем:

$$F_{нк} = \sqrt{D_{кр} \cdot t_{ш}} \cdot S, \quad (5)$$

где $F_{нк}$ - площадь пятна контакта $м^2$; $D_{кр}$ - диаметр шлифовального круга м; $t_{ш}$ - глубина шлифования м; S - величина поперечной подачи м/ход.

Для параметров плоского шлифования: $D_{кр} = 350$ мм; $t_{ш} = 0,03$ мм; $S = 2$ мм/ход, площадь пятна контакта F составит $15 \cdot 10^{-6}$ м². Величина контактной температуры шлифования для таких условий составляет примерно 1073⁰К, что дает температурный напор, при температуре 293⁰К окружающего воздуха 780⁰К.

Количество уносимого тепла, согласно формуле (2а), составит 5,32 Вт. Для этих же условий шлифования сила резания P_z составляет 10 – 15 Н [3], что дает мощность теплового источника 300 – 450 Вт. Учитывая, что в изделии переходит примерно 80% тепловой энергии, можно утверждать, что на шлифуемую поверхность воздействует тепловой источник мощностью 240 – 360 Вт. Если считать по минимальному значению тепловой мощности, то, учитывая унос воздушной струей 5,32 Вт, мы имеем 234,8 Вт тепловой энергии, т.е. тепловой источник ослабляется на 2,2 %. Следовательно, серьезного снижения температуры за счет охлаждения воздушной струи ожидать нельзя.

Незначительный теплоотвод от охлаждаемой поверхности объясняется в первую очередь низкой теплопроводностью воздуха, а с другой стороны малой величиной охлаждаемой поверхности. Если с первой причиной ничего сделать нельзя, то в значительной степени устранить вторую причину за счет увеличения площади охлаждаемой поверхности в принципе можно, о чем будет сказано несколько ниже.

Охлаждение воздухом зоны шлифования с помощью вихревой трубки Ранка – Хилша. Вихревой эффект (эффект Ранка –Хилша) – эффект разделения газа или жидкости на две фракции при закручивании в цилиндрической или конической камере. На периферии образуется закрученный поток с большой температурой, а в центре – охлажденный поток, закрученные в противоположную сторону. При подключении такой трубки к заводской сети сжатого воздуха (6 кг/см²), на выходе холодного воздуха можно получить температуру – 40⁰С. Устройство такой трубки показано на рис. 1. Такие трубки в настоящее время выпускаются промышленностью и находят применение при различных технологических процессах металлообработки. Однако сообщения о результатах применения значительно разнятся. Так, например, в работе [1] утверждается, что получен теплоотвод порядка 30 – 35 % тепловой энергии. Другие источники [3] сообщают, что теплоотвод от нагретой поверхности увеличивается незначительно.

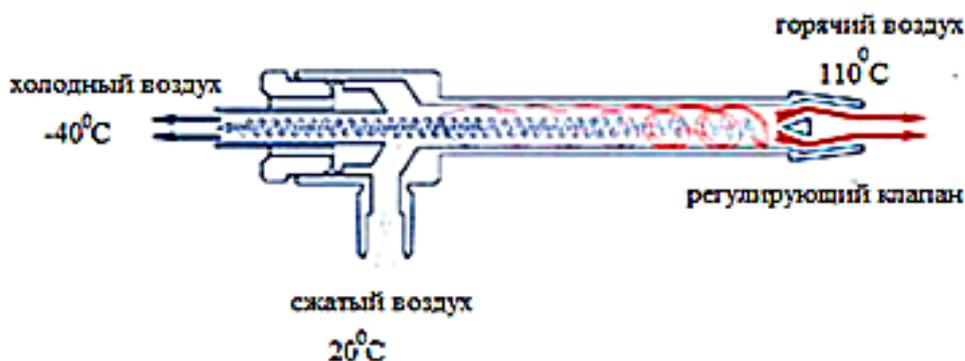


Рис. 1. Устройство вихревой трубки

Действительно, если рассматривать случай плоского шлифования периферией круга, то, исходя из вышеизложенного материала, можно рассчитать, что давление пневматической системы цеха обеспечивает скорость воздуха порядка 100 м/с. Если считать, что скорости воздушного потока, циркулирующего около круга, и скорость воздуха, выходящего из вихревой трубки, складываются, то мы получим результирующую скорость порядка 135 м/с, т.е. примерно в 4 раза большую, чем в предыдущем случае, увеличение числа Nu и температурного напора. Все это дает увеличение отводимого тепла от площади пятна контакта до 22 Вт. Следовательно, для нашего случая может отводиться до 10 % тепла. Данное несоответствие результатов с величинами теплоотвода, которые приведены в работе [2], легко объяснимо. В этой работе речь идет о шлифовании поверхности торцом чашечного круга. В этом случае площадь пятна контакта значительно больше, а так как величина теплоотвода прямо пропорциональна площади пятна контакта, то величины, показанные в данной работе, вполне достижимы. Таким образом, значительно снизить температуру шлифования за счет применения воздушной вихревой трубки возможно в тех случаях, когда при шлифовании имеют место большие величины пятна контакта.

Охлаждение зоны шлифования с помощью струи распыленной СОЖ. Как видно из формулы (5), величина α прямо пропорциональна величине λ , т.е. коэффициенту теплопроводности среды, которая омывает стенку. Если воздушную струю несколько увлажнить, то, вероятно, можно получить довольно большие коэффициенты теплопроводности среды. Действительно λ воздуха составляет 0,0257 Вт/м К, а λ воды составляет 0,598 Вт/м К, т.е. разница составляет - 23 раза.

Пересчет значений Re , Pr и Nu для соотношения: вода 30 %, воздух 70 % (можно получить за счет инжекторного, подключенного к пневмосистеме цеха), а также расчеты, выполненные по формулам (5) – (9) свидетельствуют о величине теплоотвода от шлифуемой поверхности порядка 30 – 35 %. Для уточнения данных результатов необходимы дальнейшие исследования процесса теплообмена между струей распыленной СОЖ и шлифуемой поверхностью.

Выводы. 1. Охлаждение шлифуемой поверхности воздушными потоками, циркулирующими вокруг круга, не приводит к существенному теплоотводу от поверхности из-за низкой теплопроводности воздуха и малого температурного напора.

2. Охлаждение воздухом при шлифовании с помощью вихревой трубки Ранка – Хилша даже при малых площадях контакта круга со шлифуемой поверхностью обеспечивает величину теплоотвода порядка 10 % за счет увеличения скорости воздушной струи и снижения ее температуры. При больших площадях контакта (шлифование торцом чашечного круга) величина теплоотвода увеличивается и может достигнуть 30 – 35 %.

3. Охлаждение шлифуемой поверхности струей распыленной СОЖ в соотношении вода/воздух = 30/70 %, даже при малых площадях контакта круга с деталью позволяет отводить до 35 % тепла и получать значительное снижение температуры.

4. Управление температурой при шлифовании аустенитных жаропрочных и жаростойких сталей можно осуществлять за счет описанных выше методов, в зависимости от конкретных технологических задач.

Список литературы: 1. Колегов С.А. Совершенствование процесса плоского шлифования коррозионно-стойких, хромоникелевых сталей аустенитного класса алмазными кругами с коническими отверстиями на торце: Автореф. дис. ... канд. техн. наук / С.А. Колегов. – Ижевск, 2010. 2. Лыков А.В. Теория теплопроводности / А.В. Лыков. – М.: Высшая школа, 1967. – 392 с. 3. Худобин Л.В. Влияние размеров и формы шлифовальных кругов на создаваемые ими воздушные потоки / Л.В. Худобин, В.Ф. Гурьянихин, В.Ф. Мельников // Вопросы теории и прогрессивные технологические процессы абразивной обработки. – М.: 1977. – С. 41-49.

УДК 621.923

РАЗРАБОТКА И ПРИМЕНЕНИЕ СПЕЦИАЛЬНЫХ КРУГОВ ИЗ СТМ ДЛЯ ШЛИФОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫХ И КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Лавриненко В.И., докт. техн. наук, **Лещук И.В.**, канд. техн. наук,
Девецкий А.А., канд. техн. наук, **Смоквина В.В.**, канд. техн. наук,
Скрябин В.А.

(Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев)

Солод В.Ю., канд. техн. наук
(Днепродзержинский государственный технический университет
МОН Украины, г. Днепродзержинск)

This article represented the information about the special high performance abrasives tools, designed by the purpose of to replace expensive imported tool

Машиностроительная отрасль Украины повседневно сталкивается с проблемой эффективной обработки инструментальных и композиционных материалов. Важной задачей является применение таких высокопроизводительных процессов обработки, которые одновременно позволяют обеспечить высокое качество обрабатываемой поверхности. В настоящее время для решения данной проблемы на производстве широко применяется дорогостоящее иностранное оборудование и инструмент. Замещение же инструмента иностранного производства высококачественным отечественным инструментом из сверхтвердых материалов (СТМ) позволит достичь значительной экономии, что в данное время очень актуально.

В настоящее время Институт сверхтвердых материалов им. В.Н. Бакуля НАН Украины (ИСМ НАН Украины) занимается разработкой и изготовлением различных конструкций абразивного инструмента из сверхтвердых материалов (порошков синтетических алмазов и кубического нитрида бора, а также композитов различной зернистости на их основе, отличающихся высокими физико-механическими свойствами). В первую очередь это шлифовальные круги, ал-

мазный правящий инструмент, а также инструмент для обработки крупногабаритных деталей.

Инструменты, изготовленные в ИСМ НАН Украины, нашли широкое применение и эффективно зарекомендовали себя на ряде машино- и приборостроительных предприятий Украины и мира. На данном этапе особое внимание уделяется разработке специальных конструкций шлифовального инструмента с целью замещения дорогостоящей импортной продукции на рынке Украины и ближнего зарубежья. Эти инструменты характеризуются высокой режущей способностью и позволяют обеспечить наиболее низкие показатели шероховатости обработанных поверхностей, что подтвердили результаты их применения в производственных условиях.



Рис. 1. Специальный круг формы 6A2 100x3x5x32

Так, в ООО «СП Капри» (г. Киев) опытно-производственные испытания происходили в процессе шлифования на операции заточки дискового ножа из быстрорежущей стали марки HSS/Dm05 DIN1.3343, с применением предложенного ИСМ НАН Украины специального шлифовального инструмента формы 6A2 повышенной износостойкости (рис. 1). Целью этой работы было испытание шлифовального инструмента с зёрнами кубического нитрида бора (КНБ), а именно кругов, содержащих в рабочем слое шлифпорошки КНБ со специальными компактами. Работа проводилась в машинном зале ООО «СП Капри». Базовой технологией до начала работ по договорам являлось следующее. Технология заточки дискового ножа базировалась на применении абразивных кругов из электрокорунда белого и карбида кремния зеленого на полимерной связке. Испытания проводились на продольно-резальном станке мод. E420-NM5 фирмы Converting Machinery Sevenini Srl. (Италия). Режимы обработки: частота вращения шпинделя – 2800 об/мин; обрабатываемые детали – дисковые ножи диаметром 400 мм и 500 мм, твердостью 60 – 62 HRC; инструмент – шлифовальные круги из КНБ со следующими типоразмерами и характеристиками абразивного слоя – 6A2 100x3x5x 32 КР 125/100 100% и 6A2 50x3x5x12 КР 100/80 100%. Как показали

испытания, устойчивость шлифовального инструмента и производительность процесса зависит в большей степени от объема снятого материала, необходимой шероховатости поверхности на выходе и соответствия химического состава и твердости быстрорежущих сталей зарубежных фирм стандартам Украины. При заточке дисковых ножей обеспечивается удаление заусенцев высотой до 0,3 мм и шероховатость обработанной поверхности $Ra = 0,63$ мкм.

Разработан также специальный инструмент для снятия заусенцев на кромках стеклянных изделий, после процесса их резки, который нашел применение на Кодрянском стеклозаводе (Макаровский р-н, Киевская обл.). Для этих целей разработаны специальные шлифовальные диски типа 1M2 150x20x1,5x24

и 1М2 200х40х1,5х24 с алмазными зернами, зернистостью 63/50–40/28, на металлополимерной связке. Круги работают в паре. В процессе шлифования происходит подведение стеклянных изделий от пары кругов большей зернистости последовательно к паре кругов с меньшей зернистостью. Также, для снятия заусенцев на внутренних поверхностях кромок разработаны специальные шлифовальные круги с алмазным порошком, нанесенным гальваническим методом. Зернистость порошка 63/50 – 40/28. Круги работают в паре, и процесс обработки проходит аналогично, как и для шлифовальных дисков (рис. 2).



Рис. 2. Специальные шлифовальные круги для снятия заусенцев на изделиях из стекла

Разработан специальный алмазно-абразивный инструмент для шлифования твердосплавных пластин на станке модели Peter Wolters AC 530-F и станках аналогичных конструкций. Специальный алмазно-абразивный инструмент представляет собой верхний и нижний шлифовальные круги. Верхний шлифовальный круг содержит сквозные отверстия для подачи СОЖ.

В рабочем слое кругов использовались зерна АС6, АС15 зернистостью от 80/63 до 125/100. В качестве связующего решено применить металлополимерные связки В1-01 и В1-13, что позволяет уменьшить интенсивность засаливания кругов и снизить частоту их правки. Диски верхнего и нижнего алмазных кругов представлены на рис. 3.

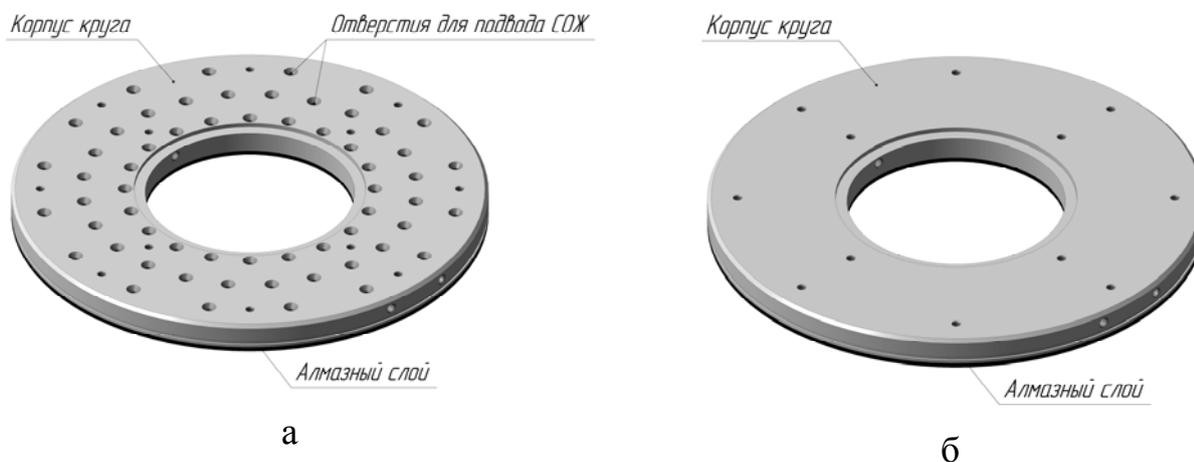


Рис. 3. Диски алмазных кругов формы 6А2 (а – верхнего, б – нижнего)

Вышеприведенные характеристики рабочего слоя позволяют обеспечить скорость вращения верхнего и нижнего кругов в пределах 100 – 120 об/мин и, соответственно, скорость вращения сателлитов со сменными режущими пластинами – 45 – 50 об/мин, скорость съема обрабатываемого материала при этом составит 60 мкм/мин. Указанный выше шлифовальной инструмент применяется для обработки опорных поверхностей твердосплавных пластин. В свою очередь, для шлифования граней и радиусов таких пластин уточнена конструкция кругов формы 6А2 (рис. 4). Преимуществами применения в процессах шлифования алмазных кругов на полимерных и металлополимерных связках является



Рис. 4. Специальные алмазные круги для обработки граней и радиусов твердосплавных пластин

уменьшение частоты правки кругов до 1,25...1,67 раз и обеспечение величины шероховатости обработанной поверхности периферии пластин по параметру Ra до 0,12...0,22 мкм.

Для станков фирмы Gresso (Италия), применяемых на ЗАО «Лагода» (г. Киев) разработаны специальные алмазные круги формы 6А2 с двухслойным рабочим слоем (рис. 5), что дает возможность применять в каждом слое алмазные зерна с различными характеристиками, или специальные абразивные компакты. Разработанный шлифовальный инструмент

длительное время сохраняет хорошую режущую способность и форму, обеспечивая при этом высокую производительность $Q = 700 \text{ мм}^3/\text{мин}$ по сравнению с производительностью в $300 \text{ мм}^3/\text{мин}$, присущую однослойным алмазным кругам.



а



б

Рис. 5. Специальный шлифовальный инструмент формы 6А2 с двухслойным рабочим слоем (а – вид рабочего слоя, б – общий вид)

Следовательно, важно применять эффективные абразивные инструменты из СТМ. Однако при производительном процессе шлифования труднообрабатываемых материалов не всегда удастся обеспечить необходимую режущую способность такого инструмента и одновременно избежать значительных рас-

ходов зерен СТМ. Учитывая это, важно применять инструмент с измененными характеристиками рабочего слоя, что будет способствовать повышению износостойкости шлифовальных кругов. Следует заметить, что шлифование сопровождается трибоэлектризацией, возникающей в результате фрикционного контакта рабочего слоя инструмента и обрабатываемой детали. Этот эффект напрямую связан с износостойкостью кругов из СТМ, так как при шлифовании вследствие накопления избыточного заряда износ усиливается. Одной из характеристик, определяющей электризацию при обработке, является напряженность электростатического поля, созданного зарядами, которые накапливаются на поверхности инструмента, детали и шлама. Поэтому, имеется возможность оценки износостойкости алмазных шлифовальных кругов с введением в рабочий слой различных зернистых примесей за счет использования в качестве оценочного критерия напряженности электростатического поля шлама.

В ИСМ НАН Украины проведены исследования в этом направлении. При исследованиях напряженность электростатического поля фиксировали бесконтактно измерителем параметров электростатического поля ИПЭП-1, который устанавливали на постоянном расстоянии от измеряемого объекта, накапливающего заряды. Взаимосвязь напряженности электростатического поля и заряда, который создает это поле, можно определить по формуле: $E = K \cdot q$, где $K = 1 / 4\pi\epsilon_0 r^2 = 2,2 \cdot 10^{13}$ В/(м·Кл) – коэффициент, $\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12}$ Ф/м – электрическая постоянная, $r = 20$ мм – постоянное расстояние до измеряемого объекта.

Износостойкость алмазных кругов оценивали по напряженности электростатического поля продуктов шлифования (шлама), поскольку они содержат микрочастицы как обрабатываемого материала, так и рабочего слоя алмазно-абразивного инструмента [1].

Таблица 1

Связь между относительным расходом зерен СТМ и напряженностью электростатического поля шлама при различной производительности шлифования

Характеристика СТМ	Производительность обработки Q , мм ³ /мин	Напряженность электростатического поля шлама $ E $, кВ/м	Относительный расход зерен СТМ q_p , мг/г
АС6 125/100–100%	106,5	2,0	2,90
	177,5	1,9	8,15
	266,25	1,7	5,64
	355	2,2	8,67
	532,5	2,1	21,72
	710	2,5	23,04
АС6 125/100–75%+(КМ 3/1) _{металл.} –25%	106,5	1,7	1,40
	177,5	1,1	2,82
	266,25	1,4	3,60
	355	1,9	6,05
	532,5	1,9	15,14
	710	2,2	19,79

Поскольку на электризацию при обработке влияет введение в абразивный слой инструмента примесей, на первом этапе определяли взаимосвязь износостойкости шлифовальных кругов и напряженности электростатического поля шлама при шлифовании твердого сплава ВК6 алмазными кругами формы 12А2-45°, габаритных размеров 125x5x3x32 на полимерном связующем В2-08 с концентрацией алмазных зерен 100%, а также с заменой 25% зерен от общей концентрации на компакты микропорошков кубического нитрида бора (КНБ) зернистостью 160/125, предварительно металлизированные никелем (КМ 3/1)_{металл.}. В процессе шлифования определяли напряженность электростатического поля шлама, а также для оценки износостойкости инструмента, линейным методом, относительный расход режущих зерен. Результаты исследования приведены в табл. 1.

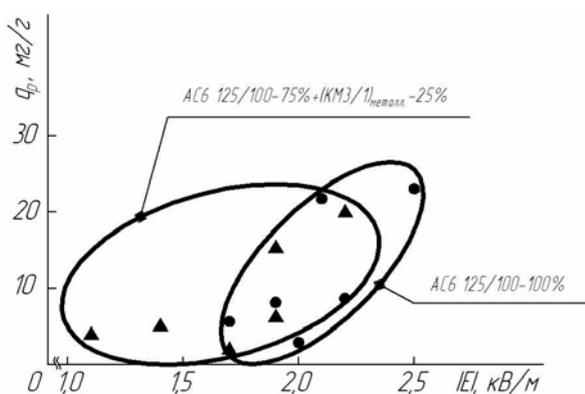


Рис. 6. Корреляционные зависимости относительного расхода СТМ в алмазных кругах от напряженности электростатического поля шлама

Проанализировав данные табл. 1, заметим, что при шлифовании твердого сплава ВК6 алмазными кругами с введением в рабочий слой компактов микропорошков КНБ напряженность электростатического поля шлама, характеризующая электризацию при обработке, снижается. Корреляционные зависимости относительных расходов СТМ в шлифовальных кругах от напряженности электростатического поля шлама показано на рис. 6, согласно которому с введением в абразивный слой алмазных кругов компактов микропорошков КНБ снижается напряженность электростатического поля шлама и соответственно повышается износостойкость инструмента.

Большому значению напряженности электростатического поля шлама соответствует больший относительный расход СТМ, что подтверждает возможность ее применения как оценочного критерия износостойкости алмазно-абразивного инструмента.

Одним из случаев повышения износостойкости шлифовальных кругов является изменение структуры рабочего слоя путем введения зернистых минеральных концентратов [2]. В рабочий слой шлифовального инструмента вводили зернистые минеральные концентраты отечественного производства: рутил (TiO_2), ильменит ($Fe_2O_3 \cdot TiO_2$), дистен ($Al_2[SiO_4]O$), циркон ($Zr[SiO_4]$), ставролит ($Fe_2Al_9[SiO_4]O_7(OH)$) и кварц (SiO_2).

Твердый сплав Т15К6 шлифовальные круги формы 12А2-45°, габаритных размеров 125x5x3x32 на полимерном связующем В2-08 с введением в рабочего слоя зернистых примесей при производительности обработки $Q = 500 \text{ мм}^3/\text{мин}$.

Связь между напряженностью электрического поля шлама и относительным расходом СТМ при шлифовании алмазными кругами с введением в рабочей слой зернистых минеральных концентратов показана на рис. 7.

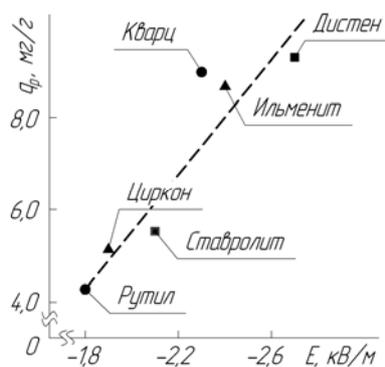


Рис. 7. Связь между напряженностью электрического поля шлама и относительным расходом зерен при шлифовании алмазными кругами с введением в абразивный слой зернистых минеральных концентратов

Из данных рис. 7 следует, что высшей напряженности электростатического поля шлама соответствует больший относительный расход СТМ. Значит, для снижения интенсивности электризации в зоне шлифования и, как следствие, повышения износостойкости шлифовальных кругов частично алмазные зерна в их рабочем слое необходимо заменять зернистым минеральным концентратом рутила. Для дополнительной проверки сделанного вывода осуществили оценочное исследование напряженности электростатического поля шлама при шлифовании твердого сплава Т15К6 при разной производительностью обработки для двух кругов с рабочими слоями АС6 125/100-В2-08-100 и АС6 125/100-75% + Рутил-25 %-В2-08 (табл. 2).

Таблица 2

Остаточная напряженность электростатический поля шлама при шлифовании твердого сплава Т15К6 на различной производительности

Производительность шлифования Q , мм ³ /мин	Остаточная напряженность электростатического поля шлама $ E $, кВ/м	
	АС6 125/100-100-В2-08	АС6 125/100-75%+Рутил-25% - В2-08
100	0,6	0,2
200	1,1	0,9
300	1,4	1,3
400	1,9	1,6
500	2,1	1,8

Результаты анализа данных табл. 2 показывают, что с повышением производительности обработки повышается также напряженность электростатического поля шлама, но при этом содержание рутила в рабочем слое всегда приводит к ее снижению, а это значит, что износ кругов с рутилом ниже, чем обычных алмазных кругов. Для проверки этого предположения исследовали износостойкость указанных шлифовальных кругов при шлифовании твердого сплава Т15К6 по производительности обработки 500 мм³/мин (поперечная подача – 0,1 мм/дв.ход). Результаты исследования показали, что относительные расходы алмазов при шлифовании обычными алмазными кругами для данных

условий обработки составляли 8,4 мг/г, для кругов с рутилом в рабочем слое – 6,9 мг/г, что и прогнозировали из данных табл. 2.

Следовательно, при шлифовании следует следить за напряженностью электрического поля, поскольку она является определенным оценочным критерием, по которому можно судить об износостойкости кругов из СТМ. К преимуществам такого метода оценки износостойкости инструмента относится то, что напряженность электростатического поля измеряется бесконтактно, а это способствует отказу от применения дополнительного громоздкого оборудования или введения непосредственного контакта в зону шлифования. Измерение напряженности электростатического поля шлама с помощью ИПЭП-1 не требует дальнейших расчетов и использования дополнительного оборудования.

Стоит также обратить внимание, что введение компактов микропорошков КНБ в абразивный слой алмазных кругов приводит к снижению напряженности электростатического поля шлама и соответственно содействует повышению износостойкости инструмента. Для снижения интенсивности электризации в зоне шлифования и, как следствие, повышения износостойкости шлифовальных кругов, алмазные зерна в рабочем слое следует заменять на зернистый минеральный концентрат рутила. Использование же специальных кругов с измененными характеристиками абразивного слоя позволит достичь высокоэффективного экономичного процесса шлифования и избавиться от необходимости использования дорогостоящего импортного инструмента.

Список литературы: 1. Вплив функціональних домішок у робочому шарі кругів з надтвердих матеріалів та покриттів зерен на процеси електризації при шліфуванні / В.І. Лавріненко, О.А. Девицький, Б.В. Ситник та ін. // Процеси механічної обробки в машинобудуванні: зб. наук. пр. ЖДТУ. – Житомир: ЖДТУ, 2010. – Вип. 9. – С. 92–98. 2. Исследование возможностей эффективного использования минеральных зернистых концентратов в качестве опорных элементов в рабочем слое алмазных кругов / В.И. Лавриненко, В.Ю. Солод, Б.В. Сытник и др. // Сверхтвердые материалы, 2012. – № 1. – С. 75–83.

УДК 621.90.17

РАЗРАБОТКА И ВНЕДРЕНИЕ ЭФФЕКТИВНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПРОЦЕССОВ МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ

Жовтобрюх В.А., канд. техн. наук
(ООО Технический Центр "ВариУс", г. Днепропетровск)

The paper presents examples of the development and implementation of effective technological processes of machining of critical parts of machines using modern-variables technology, equipment and tools of leading machine tool companies in the world, allowing multiple increase productivity and reduce processing costs while ensuring quality requirements of machined surfaces

Современное металлообрабатывающее производство требует широкого применения эффективных технологий механической обработки, прогрессивных конструкций оборудования и металлорежущих инструментов. Одним из эффек-

тивных направлений решения данной проблемы является применение оборудования и металлорежущих инструментов ведущих станкоинструментальных фирм мира, позволяющих существенно повысить производительность и качество обработки, снизить себестоимость производимой продукции [1, 2]. В работах [3–5] научно обоснованы условия эффективного использования данного оборудования и инструментов на машиностроительных предприятиях Украины.

Примером эффективного использования современных сборных твердосплавных инструментов с износостойкими покрытиями следует рассматривать фрезерование плоскостей и уступов корпусной детали “упор передний”, изготовленной из стали 20ГЛ (легированной стали для отливок). Согласно существующей технологии, обработка рассматриваемой детали производится на вертикально-фрезерном станке мод. 6P13 с использованием концевых и торцевой фрез (рис. 1). На рис. 2 приведена 3D модель детали в приспособлении и 3D модель детали.



Рис. 1. Концевые (а) и торцевая (б) фрезы

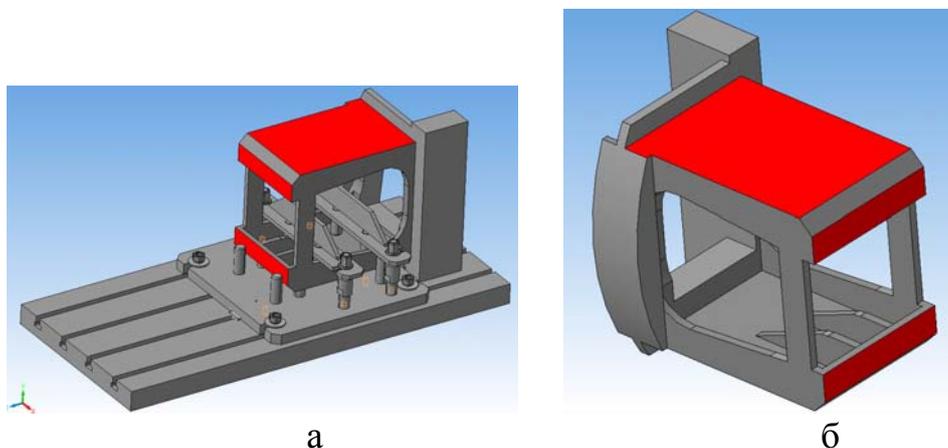


Рис. 2. 3D модель детали в приспособлении (а) и 3D модель детали (б)

Основной недостаток существующей технологии фрезерования – высокая трудоемкость обработки в связи с повышенными физико-механическими свойствами обрабатываемого материала и низкой стойкостью применяемых инструментов. С целью уменьшения трудоемкости обработки предложено фрезерование плоскостей деталей выполнять сборной торцевой фрезой Ø63 мм TFMRY 463-22R-20 совместного производства фирм TaeguTec (Южная Корея) и ООО ТЦ “ВариУс” (Украина) (рис. 3), оснащенной круглыми твердосплавными пла-

стинами (рис. 4). Общий вид используемой оправки BT40 40 SEM 22x60 и ее характеристики приведены на рис. 5.

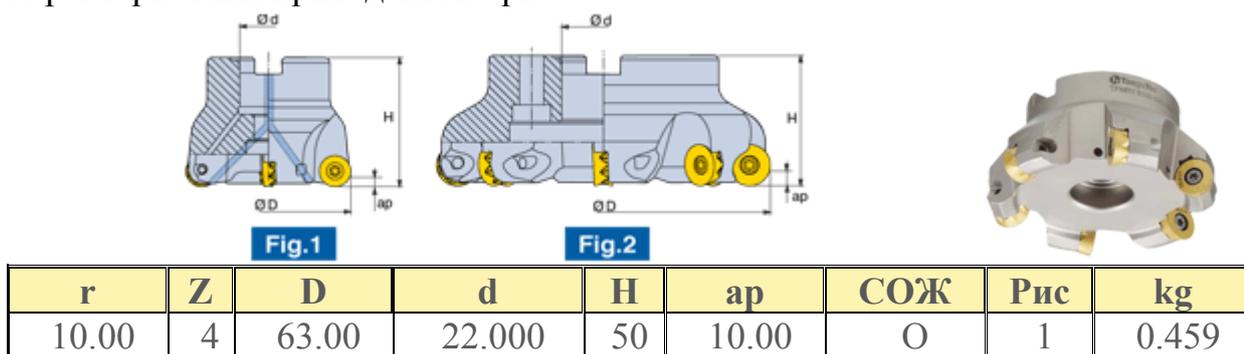


Рис. 3. Фреза торцевая Ø63 мм

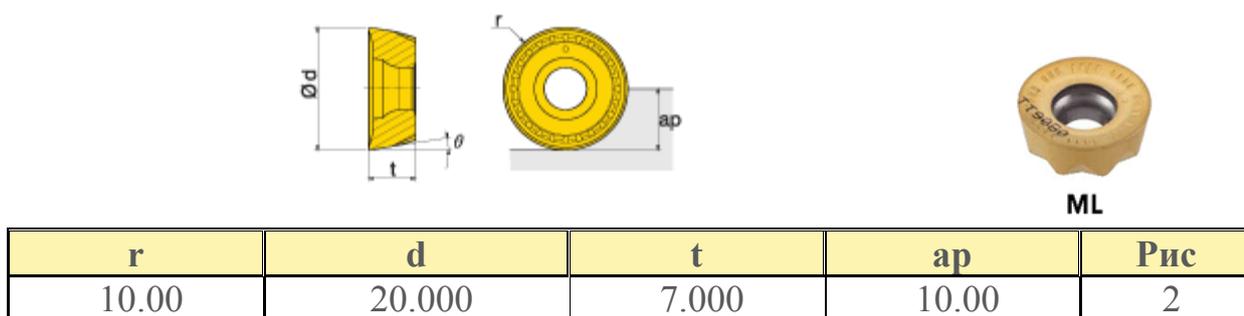


Рис. 4. Твердосплавная пластина из ТТ9080

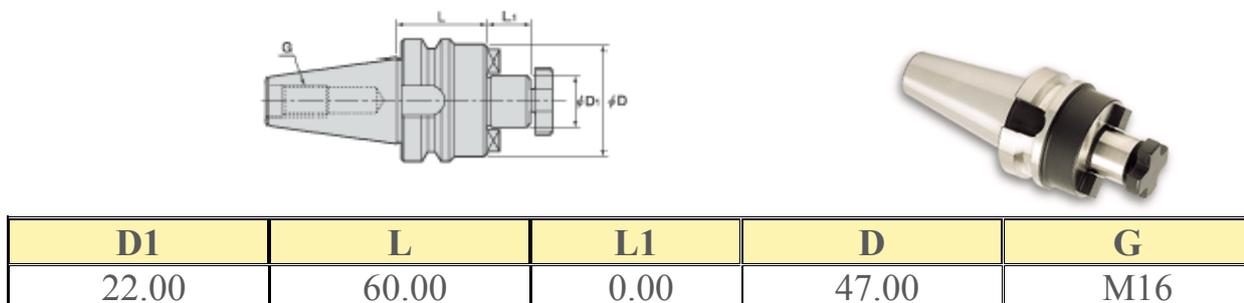


Рис. 5. Оправка

В качестве инструментального материала использовался твердый сплав ТТ9080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN. Данный сплав является универсальным, его эффективной областью применения является обработка фактически всех видов сталей и чугунов. На рис. 6,а показана структура твердого сплава ТТ9080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN.

В качестве инструментального материала использовался также твердый сплав ТТ7080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN. Данный твердый сплав получил широкое применение при обработке всех видов сталей (по ISO: P10-P40). Структура твердого сплава ТТ7080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN показана на рис. 6,б.

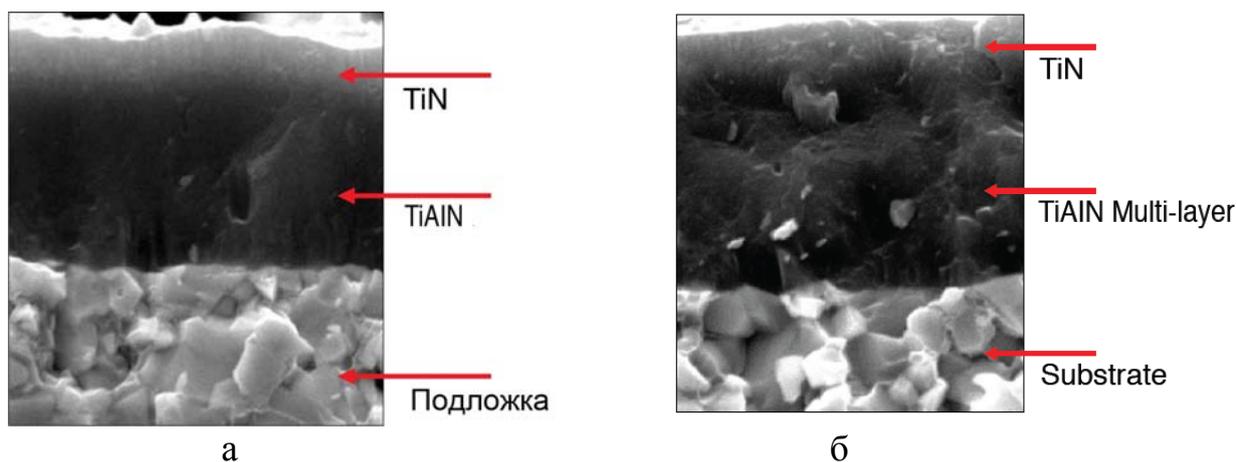
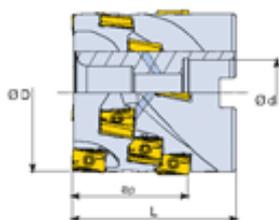


Рис. 6. Структуры твердого сплава ТТ9080 (а) и ТТ7080 (б) с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN



Рис. 7. Обрабатывающий центр DOOSAN DNM500

Фрезерование плоскостей деталей производилось на современном обрабатывающем центре DOOSAN DNM500 (рис. 7) с использованием следующего режима резания: скорость резания $V=150$ м/мин ($n=760$ об/мин); подача на зуб $S_z=0,1$ мм/зуб; подача $S=305$ мм/мин.



Зубьев	Z	D	d	L	ap
3	12	63.00	27.000	80.00	56.00

Рис. 8. Фреза кукурузная Ø63 мм TES D63-56-27R-AN16

Фрезерование уступов на детали предложено производить фрезой кукурузной $\varnothing 63$ мм TES D63-56-27R-AN16 (рис. 8), оснащенной пластинами ANHX 160708R-M TT7080 (рис. 9). При этом использовалась оправка BT40 SEMC 27x55 (рис. 10). В качестве инструментальных материалов использовались твердые сплавы TT9080 и TT7080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN. Обработка уступов на детали производилась на современном обрабатывающем центре DOOSAN DNM500 (рис. 7) с использованием следующего режима резания: скорость резания $V=120$ м/мин ($n=605$ об/мин); подача на зуб $S_z=0,1$ мм/зуб; подача $S=180$ мм/мин.

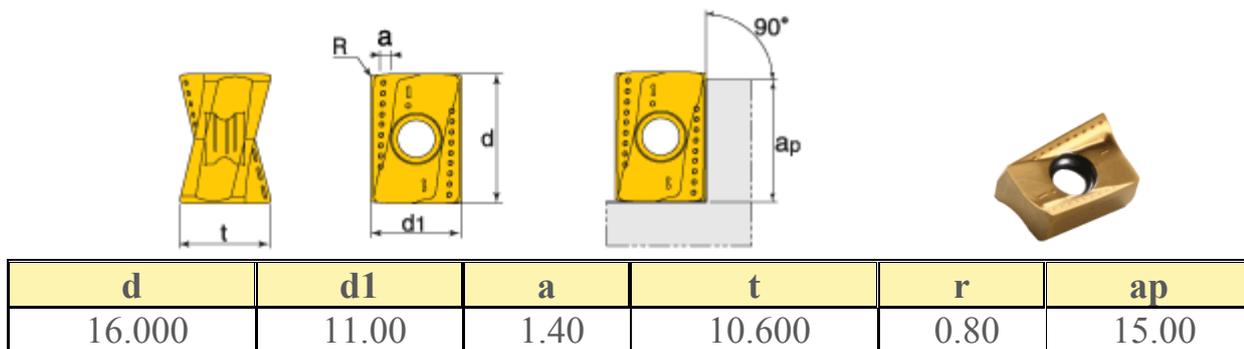


Рис. 9. Пластина ANHX 160708R-M TT7080

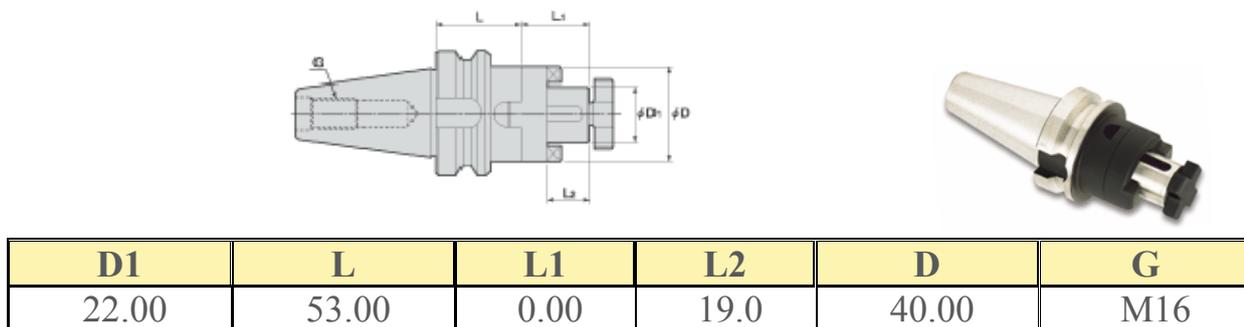


Рис. 10. Оправка BT40 SEMC 27x55

Внедрение в основное производство Папаснянского вагоноремонтного завода предложенной технологии фрезерования плоскостей и уступов деталей позволило уменьшить машинное время обработки с 40 мин (по существующей технологии) до 16 мин, т.е. в 2,5 раза.

Основным недостатком изготовления деталей гидравлических систем является низкая производительность и высокая трудоемкость их механической обработки. В значительной степени это относится к обработке такой ответственной детали как “цилиндр” (рис. 11, рис. 12), производство которой освоено в ПАО “Насосэнергомаш”. Данная деталь изготавливается из конструкционной углеродистой качественной стали 45.

Традиционно обработка детали “цилиндр” производится на вертикально-фрезерном станке с ЧПУ мод. ГФ-2171 с использованием концевых фрез, сверл, метчиков и плашек отечественного производства. С целью повышения эффективности обработки данной детали предложено использовать современные

сборные твердосплавные режущие инструменты фирмы TaeguTec (Южная Корея) (рис. 13).

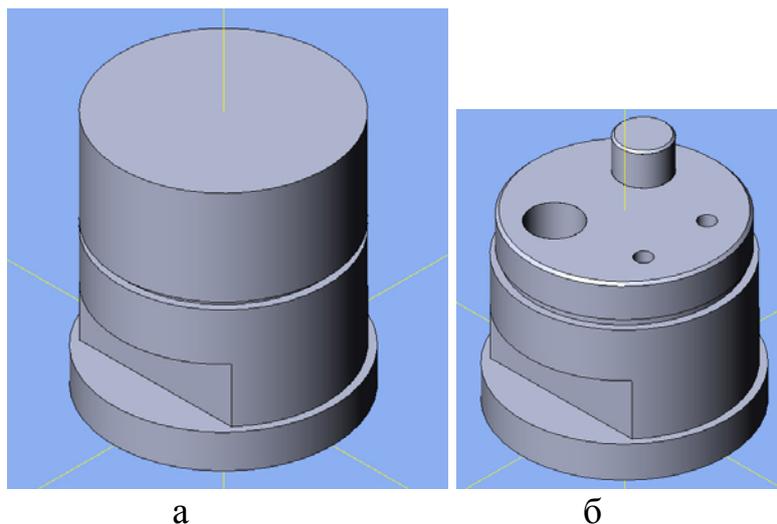


Рис. 11. 3D модель заготовки (а) и 3D модель (б) детали “цилиндр”



Рис. 12. Фотографии заготовки (а) и детали “цилиндр” (б)



Рис. 13. Используемые современные режущие инструменты

Режущие части инструментов изготовлены из твердого сплава ТТ9080 с износостойким покрытием PVD TiAlN/TiN, из твердых сплавов ТТ1040 (по ISO: P05-P20, K05-K20, H05-H25) и ТТ9030 (по ISO: P15-P35, M10-M30, S15-S25) с износостойким покрытием PVD TiAlN. Эффективной областью применения этих твердых сплавов является высокоскоростная обработка сталей, чугунов и закаленных сталей с твердостью до HRC 70. Применялся также твердый сплав без покрытия UF10 (по ISO: N20-N30). Его структура показана на рис. 14.

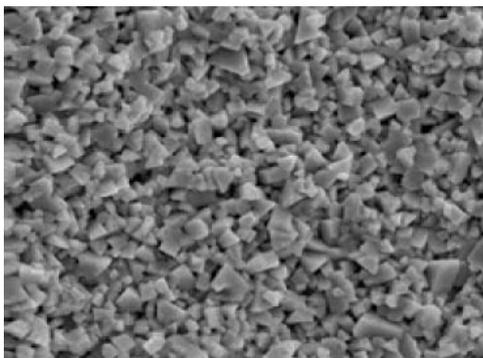
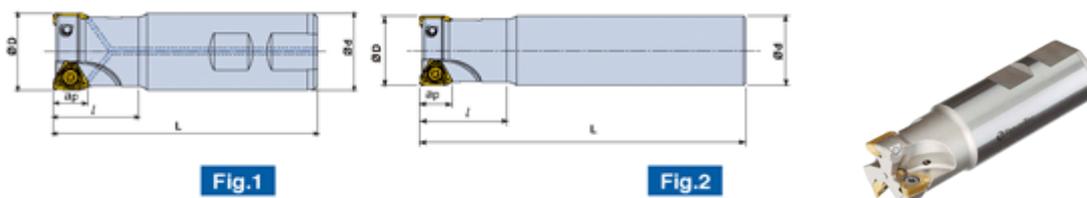


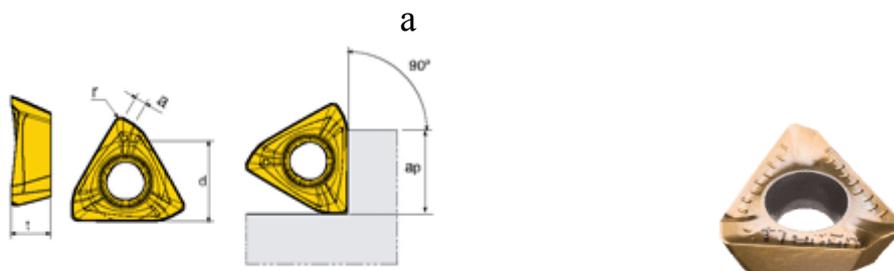
Рис. 14. Структура твердого сплава UF10

Фрезерование плоскости (размер $\varnothing 140$). Предварительное фрезерование отверстия диаметром $\varnothing 144$ под резьбу М36 (внутреннюю и наружную) производилось концевой фрезой

$\varnothing 20$ ЗР ТЕ90-220-20-10-L170, оснащенной твердосплавными пластинами ЗРКТ 100408R-М ТТ7080 с 3-мя режущими кромками (рис. 15). При этом использовались оправка ВТ50 ТМС 32-135 и цанга CSR 32-20 (рис. 16).



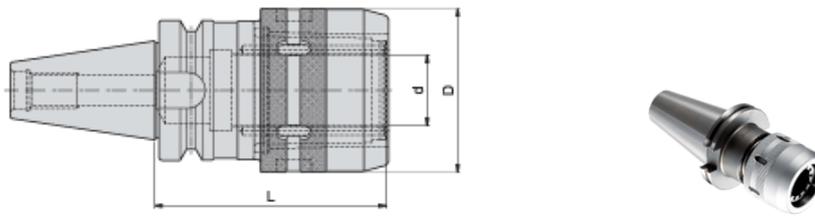
Z	D	d	L	l	ap	СОЖ
2	20.00	20.00	170.00	40.00	7.00	X



d	t	a	r	ap
6.90	4.000	0.90	0.80	7.00

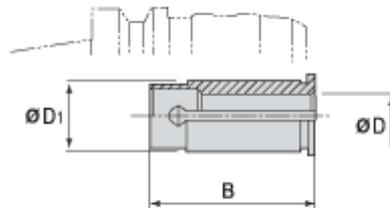
Рис. 15. Фреза концевая (а) и твердосплавная пластина с 3-мя режущими кромками (б)

Сверление 2-х отверстий под резьбу М12 производилось сверлом $\varnothing 10,3$ TCD 100-104-16Т3-5D и коронкой TCD-103-Р ТТ9080 (рис. 17). При этом использовались оправка ВТ50 ER 32x125 и цанга ER32 SEAL 15-16 (рис. 18). Чистовое фрезерование отверстия $\varnothing 144$ под резьбу М36 производилось фрезой $\varnothing 18$ HES 4180Т ТТ9030 с использованием оправки ВТ50 ER 32x125 и цанги ER32 SPR 19-20AA (рис. 19).



d	D	L
32.00	74.00	135.00

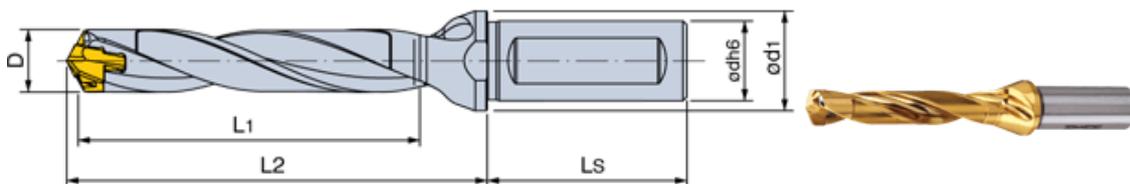
а



D	D1	B
20.00	32.00	65.00

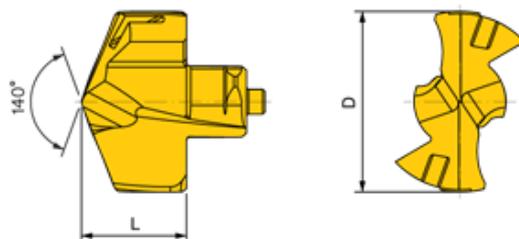
б

Рис. 16. Оправка (а) и цанга (б)



Dmin	Dmax	L	d	d1	L1	Ls	Po.Size
10.000	10.400	50.00	16.00	20.0	66.2	48.00	10

а



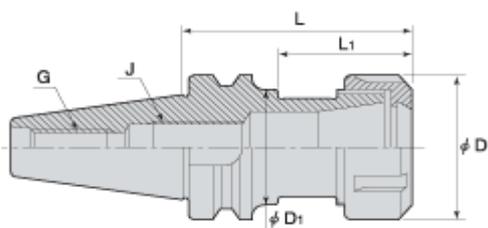
D	L	Po.Size
10.30	6.200	10

б

Рис. 17. Сверло (а) и коронка (б)

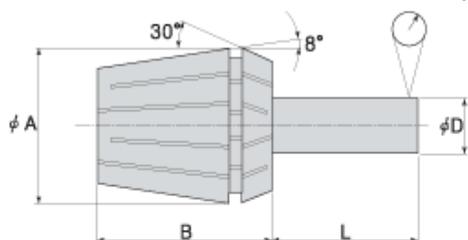
Фрезерование фасок 1,5x45 и 2x45, центровка отверстия и разметка производилось фасочной фрезой Ø12 СЕМ 2120 UF10 с применением оправки BT50 ER 32x125 и цанги ER32 SPR 11-12 (рис. 20).

Нарезание в 3-х отверстиях резьбы M12x1.5 осуществлялось резьбофрезой TMTEC 0807C24 1.5 ISO TT9030 с использованием оправки BT50 ER 32x125 и цанги ER32 SPR 7-8 AA (рис. 21).



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

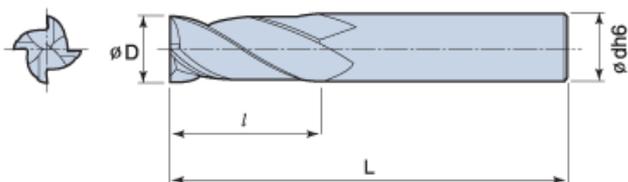
а



d min	d max	S s
15.00	16.00	ER 32

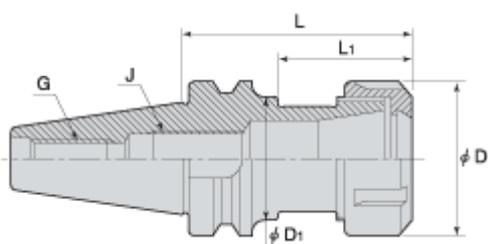
б

Рис. 18. Оправка (а) и цанга (б)



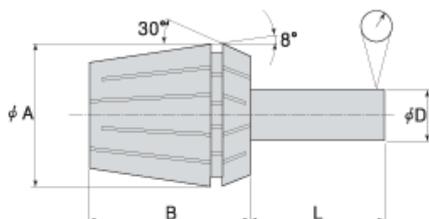
D	L	l	d
18.00	110.00	45.00	20.00

а



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

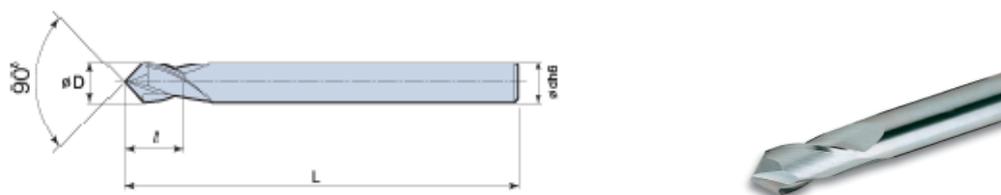
б



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

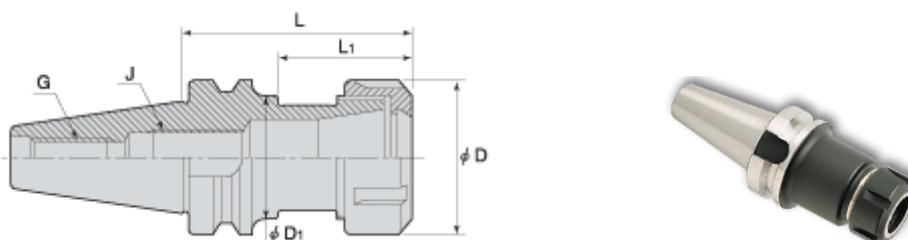
в

Рис. 19. Фреза (а), оправка (б) и цанга (в)



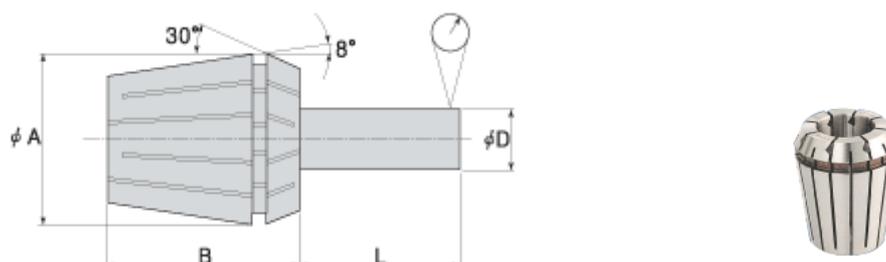
D	L	l	d
12.00	110.00	18.00	12.00

а



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

б



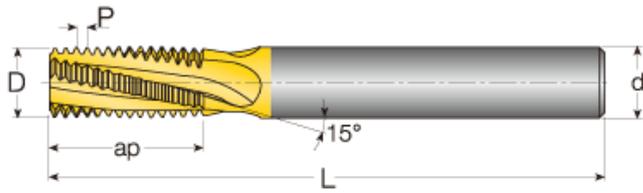
d min	d max	S s
11.00	12.00	ER 32

в

Рис. 20. Фасочная фреза (а), оправка (б) и цанга (в)

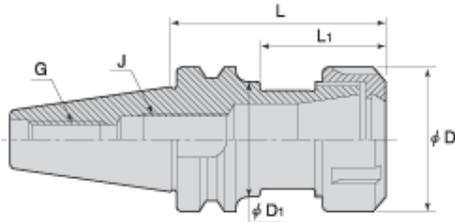
Нарезание наружной резьбы М36х3 производилось резьбофрезой TMTSR 0025 K21, оснащенной твердосплавной пластиной TMT21 E 3.0 ISO TT9030, с применением оправки BT50 EM 20x100 (рис. 22). Нарезание внутренней резьбы М36х3 осуществлялось резьбофрезой TMTSR 0025 K21, оснащенной твердосплавной пластиной TMT21 I 3.0 ISO TT9030, с использованием оправки BT50 ER 32x125 и цанги ER32 SPR 19-20 AA (рис. 23).

Обработка детали “цилиндр” по новой технологии производилась на обрабатывающем центре DOOSAN VM960 (рис. 24). Обработанная деталь в Esprit показана на рис. 25. Контроль линейный размеров производился с помощью измерительного инструмента производства IDF, такого как: штангенциркуль с цифровой индикацией ШЦЦ-I диапазон 0-250 мм (цена деления 0,01 мм); измеритель шероховатости TR-100; шаблон, для контроля фасок; калибр-пробка.



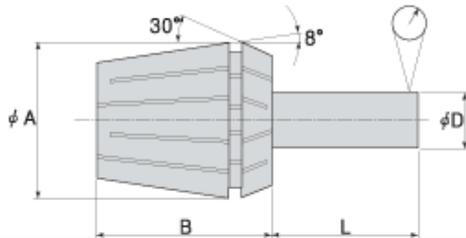
Шаг	0	0	d	Style 1	D	Зубья	ap	L
1.50	M10	>12	8.00	C	7.00	0	24.80	76.00

а



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

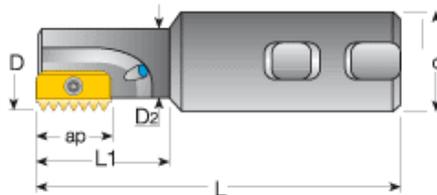
б



d min	d max	S s
7.00	8.00	ER 32

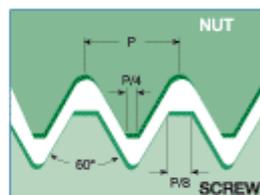
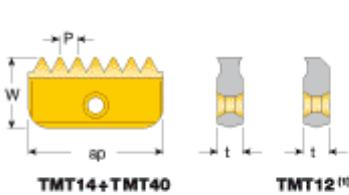
в

Рис. 21. Резьбофреза (а), оправка (б) и цанга (в)



ap	D	d	D2	L	l2	СОЖ	Винт	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

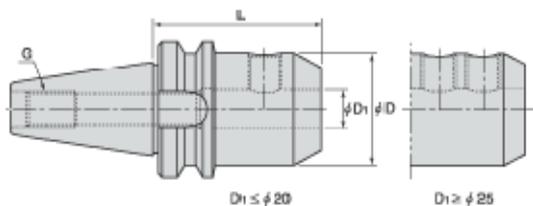
а



Шаг	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

б

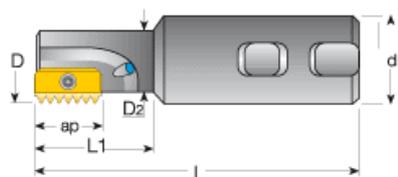
Рис. 22. Резьбофреза (а) и пластина (б)



D1	L	D	G
20	100.00	52.00	M24

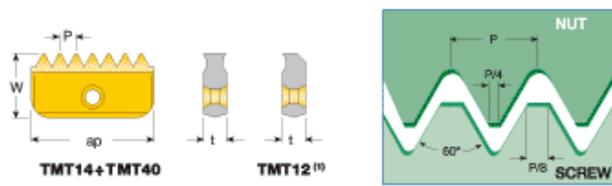
В

Рис. 22. Оправка (в)



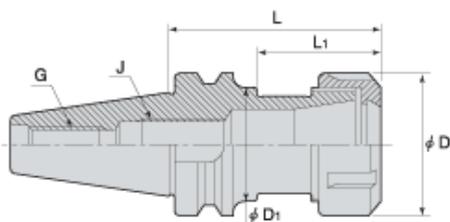
ap	D	d	D2	L	l2	СОЖ	ВИНТ	Ключ	Tq(N.cm)
21.00	25.00	20.00	-	125.00	-	Y	TS21	TK21	515

а



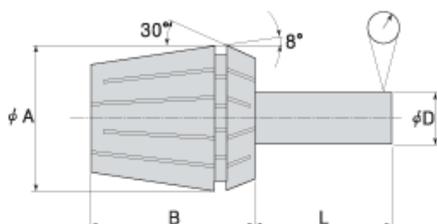
Шар	ap	d1	t
3.00	21.00	12.00	4.700

б



range	L	L1	D	D1	G	J
2-20	125.00	-	50.00	-	M24	M22X1.5

в



d min	d max	S s
19.00	20.00	ER 32

г

Рис. 23. Резьбофреза (а), пластина (б), оправка (в) и цанга (г)

В результате внедрения разработанных операций механической обработки детали “цилиндр” в основное производство ПАО “Насосэнергомаш” обеспечено уменьшение машинного времени в 3 раза: с 7,5 час (по существующей технологии) до 2,5 час. При этом достигнуто существенное снижение себестоимости и повышение производительности обработки при обеспечении требуемых параметров качества обрабатываемых поверхностей.



Рис. 24. Обрабатывающий центр DOOSAN VM960

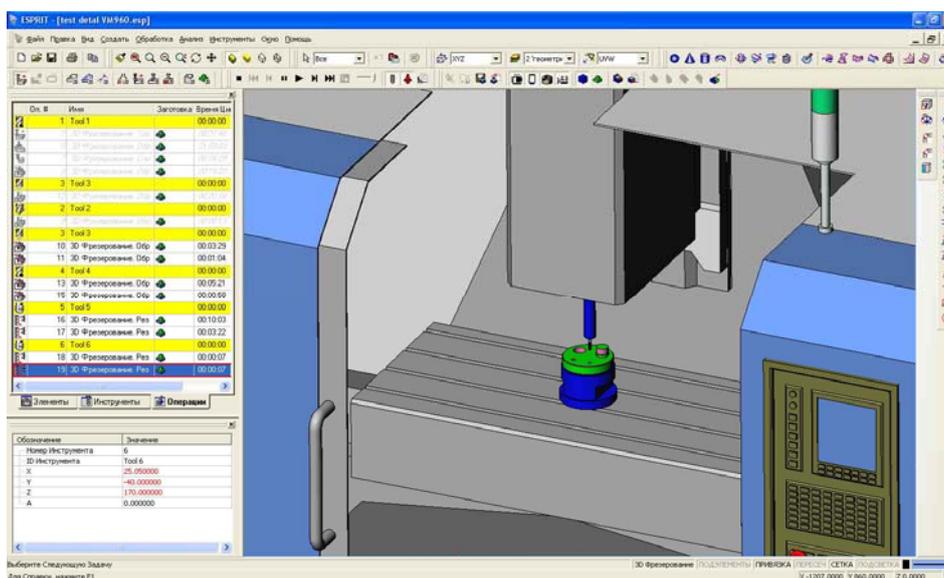


Рис. 25. Обработанная деталь в Esprit

Таким образом, в работе приведены примеры разработки и внедрения эффективных технологических процессов механической обработки ответственных деталей машин с применением современных технологий, оборудования и инструментов ведущих станкоинструментальных фирм мира. Показано, что их применение позволило многократно повысить производительность и уменьшить себестоимость обработки при обеспечении требований по качеству обрабатываемых поверхностей.

Список литературы: 1. Резник Е.А. Высокоскоростное точение керамикой и CBN от компании TAEGUTEC / Е.А. Резник // Физические и компьютерные технологии: труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. – Д.: ЛИРА, 2015. – С. 130–136. 2. Середюк Н.В. Монолитные фрезы TAEGUTEC нового поколения / Н.В. Середюк // Физические и компьютерные технологии: труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. – Д.: ЛИРА, 2015. – С. 141–145. 3. Жовтобрюх В.А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В.А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с. 4. Жовтобрюх В.А. Разработка эффективных операций механической обработки по критерию наименьшей себестоимости / В.А. Жовтобрюх, Ф.В. Новиков // Новые и нетрадиционные технологии в ресурсо- и энергосбережении: материалы научн.-техн. конф., 22-24 мая 2013 г., г. Одесса–Киев: АТМ Украины, 2013. – С. 30-33. 5. Жовтобрюх В.А. ESPRIT – лучший программный инструмент для производства. Опыт работы в Украине и в России / В.А. Жовтобрюх // Физические и компьютерные технологии: труды 20-й междунар. научн.-практ. конф. – Д.: ЛИРА, 2015. –С. 125-130.

УДК 536:621.9

ВЛИЯНИЕ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ ЯВЛЕНИЙ НА ТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЕ ПРИ ШЛИФОВАНИИ МАТЕРИАЛОВ И СПЛАВОВ, СКЛОННЫХ К ЭТОМУ ВИДУ ДЕФЕКТОВ

Усов А.В., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

The paper presents an analysis of the causes of cracking during grinding materials and alloys are prone to this type of defects. It has been shown that the fracture intensity is largely determined by the presence of various kinds of irregularities arising in the surface layer along the parts manufacturing technology. Derived functional relationships of process parameters with the terms of cracking during grinding of materials susceptible to this type of defect

1. Введение. Качество поверхностного слоя обрабатываемых деталей формируется под действием термомеханических явлений, сопровождающих финишные операции. Отличительной особенностью операции шлифования является выделение большого количества теплоты, основная часть которой воспринимается обрабатываемой деталью и вызывает на отдельных ее участках структурные изменения – прижоги. Эти дефекты способствуют уменьшению исходной твердости поверхности, образованию растягивающих остаточных напряжений, снижают контактную выносливость, усталостную прочность деталей [1–3].

Установление связей между важнейшими эксплуатационными свойствами деталей (длительная прочность, контактная жесткость, магнитные свойства и др.) и технологическими параметрами – режимами обработки, характеристиками инструмента, микротвердостью, наличием прижогов, микротрещин, сколов, глубиной распространения упрочненного слоя представляет собой одну из важнейших задач технологии машиностроения [2, 3, 4].

2. Анализ литературных данных и постановка проблемы. В фундаментальных работах [1–4] в качестве основного показателя физико-механического состояния обрабатываемых поверхностей используется теплонапряженность процесса шлифования. На основании разработанных в них моделей температурных полей изучены закономерности образования дефектов типа прижогов и технологические возможности их устранения в зависимости от теплофизических свойств обрабатываемых материалов, режимов обработки, конструкции и характеристик применяемых инструментов. Для большой группы металлов и сплавов не подверженных структурным превращениям в процессе обработки их шлифованием характерным видом брака являются дефекты типа трещин, существенно снижающие эксплуатационные свойства изделий.

Выделяют следующие типы трещин при шлифовании материалов, предрасположенных к такому виду дефектов [5–7]: сетка поверхностных трещин, залегающих на относительно небольшую глубину (до 0,5 мм – 1,5 мм); магистральные глубинные трещины (1–10 мм); подповерхностные замкнутые трещины; пограничные трещины, формирующиеся при обработке кусочно-однородных материалов (детали с покрытиями).

Характер и интенсивность трещинообразования во многом определяется теплофизическими свойствами обрабатываемых материалов, их структурой, наследственностью предыдущих технологических операций, режимами шлифования, а также характеристиками применяемых кругов. При эксплуатации деталей, поверхностный слой которых содержит шлифовочные трещины, разрушение изделий происходит по местам их скопления.

Шлифовочные дефекты на обработанных поверхностях деталей резко снижают (иногда до 30 раз) их эксплуатационные показатели и являются недопустимыми. Поэтому задача определения технологических условий бездефектного шлифования и управления качеством поверхностного слоя изделий, из материалов склонных к трещино- и сколообразованию является весьма актуальной. Это предопределяет необходимость изучения механизма формирования шлифовочных дефектов.

Имеющиеся в настоящее время модели тепловых процессов алмазно-абразивной обработки получены в предположении однородности шлифуемых материалов и не учитывают наличие дефектов технологической наследственности изделий. Изучению причин образования шлифовочных дефектов-трещин посвящены работы [2, 3, 8, 9] и др. в которых напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя детали рассматривается, в основном, с качественной стороны или оценивается в каждом отдельном случае экспериментальными методами. Так, предрасположенность магнитных сплавов к трещинообразованию при обработке их шлифованием многие исследователи связывают с особенностями их магнитной и кристаллической структуры, предназначенной для получения высоких магнитных свойств. Отсутствие каких-либо количественных связей трещиностойкости магнитов с другими свойствами не позволяет однозначно пользоваться имеющимися рекомендациями по бездефектной обработке шлифованием. Имеются исследования влияния структурных превраще-

ний в сталях на образование шлифовочных трещин, согласно которым наличие большого количества аустенита, в подповерхностном слое деталей приводит к образованию растягивающих напряжений, которые реализуются в виде хрупких трещин.

Структурные превращения не могут быть "самостоятельной" причиной возникновения шлифовочных трещин, так как структурные напряжения, достигающие разрушающих значений, формируются на протяжении значительного промежутка времени. Шлифование характеризуется кратковременностью, большими скоростями нагрева и охлаждения, при которых структурные изменения незначительны, а термомеханические напряжения достигают предельных значений.

Механизм образования трещин в поверхностном слое деталей с покрытиями объясняют действием временных растягивающих температурных напряжений, превышающих предельные значения, а отслаивание покрытия от основного металла – действием остаточных напряжений в поверхностном слое. Рассматриваемые при этом модели напряженно-деформированного состояния деталей с покрытиями учитывают кусочную неоднородность (покрытие-матрица) и полностью отсутствуют исследования влияния неоднородности самого покрытия на механизм дефектообразования [5, 10].

Феноменологический подход в изучении причин трещинообразования материалов склонных к этому виду дефектов не позволяет вскрыть механизм зарождения и развития шлифовочных трещин.

Интенсивность появления трещин во многом определяется наличием различного рода неоднородностей, возникающих в поверхностном слое по ходу технологии изготовления детали. Особенно опасными с точки зрения зарождения трещин, являются такие наследственные дефекты, как флокены, остроконечные полости, инородные включения. Поэтому построение теории трещинообразования при шлифовании с использованием критериев механики разрушения, возможно лишь на основе углубленного изучения механизма зарождения трещин в вершинах концентраторов, которыми являются металлургические, структурные и технологические дефекты.

Для управления качеством детали при шлифовании необходимо изучить закономерности формирования термомеханического состояния поверхностного слоя с учетом его неоднородности. Высокопроизводительное бездефектное шлифование материалов, чувствительных к трещинообразованию, необходимо осуществлять с учетом наследственных дефектов на предельных режимах, при сохранении равновесного состояния, еще не вызывающих образование трещин. До настоящего времени не имеется данных для разработки соответствующих рекомендаций [2–5].

При постановке задачи о повышении качества шлифования деталей возникает проблема оценки влияния неоднородностей, выбора режимов и характеристик инструмента, смазочно охлаждающей среды использование которых исключает прижого- и трещинообразование на обрабатываемых поверхностях. Широкая номенклатура материалов, подверженных трещинообразованию, мно-

гообразии их свойств, размеры, ориентация, размещение и распределение наследственных дефектов способствовали тому, что имеющиеся в настоящее время рекомендации по устранению шлифовочных трещин при обработке поверхностей изделий не могут быть общепринятыми. В связи с этим необходимо разработать предпосылки для оптимизации термомеханического состояния поверхностного слоя с учетом его дефектности, исключая возникновение шлифовочных дефектов типа трещин и прижогов. Решение указанных задач позволяет изучать технологическую задачу финишной обработки – обеспечение бездефектного шлифования материалов, предрасположенных к трещино- и прижогообразованию.

3. Цель и задачи исследования. Целью настоящей работы является разработка методов и нормативных рекомендаций по технологическим методам снижения шлифовочных трещин при обработке деталей из материалов и сплавов, поверхностный слой которых имеет наследственные неоднородности структурного или технологического происхождения .

Для достижения поставленной цели были поставлены следующие задачи:

– разработать математическую модель, описывающую термомеханические процессы в поверхностном слое при шлифовании деталей из материалов и сплавов с учетом их неоднородностей, влияющих на формирование шлифовочных трещин и определить критерии дефектообразования;

– создать методику выбора технологических условий шлифования материалов, имеющих наследственные неоднородности, обеспечивающих требуемые показатели качества;

– разработать рекомендации по выбору технологических условий бездефектной обработки шлифованием изделий из материалов, особо предрасположенных к трещинообразованию.

4. Моделирование термомеханических явлений при шлифовании материалов с учетом неоднородностей в их поверхностном слое. При выборе и обосновании математической модели учитывалось, что процесс шлифования деталей сопровождается как тепловыми, так и механическими явлениями. Однако преобладающее воздействие на напряженно-деформированное состояние поверхностного слоя оказывают температурные поля. Учитывая то, что основная масса поверхностного слоя металла при шлифовании находится в упругом состоянии, можно воспользоваться моделью термоупругого тела, отражающей взаимосвязь механических и тепловых явлений при конечных значениях тепловых потоков. Так как для исследований термомеханического состояния прошлифованных поверхностей важной является информация о распространении температур и напряжений по глубине и в направлении движения инструмента, то рассматривается плоская задача.

Анализ масштабных схем взаимодействия круга с обрабатываемой поверхностью показывает, что кривизна круга и детали в пределах зоны контакта несущественно влияет на геометрическую схему взаимодействия круга с деталью. Поэтому при составлении расчетной схемы (рис. 1) допускается, что деталь типа заготовок может быть представлена в виде кусочно-однородных ус-

ловных слоев, с разными свойствами, расположенных на основном материале-матрице, что позволяет изучать термомеханические процессы при шлифовании деталей с несколькими типами покрытий, толщиной Δa_k наносимых на основной материал. Такая схема предопределяет тепловые и деформационные условия сопряжения слоев по границам их раздела - a_k .

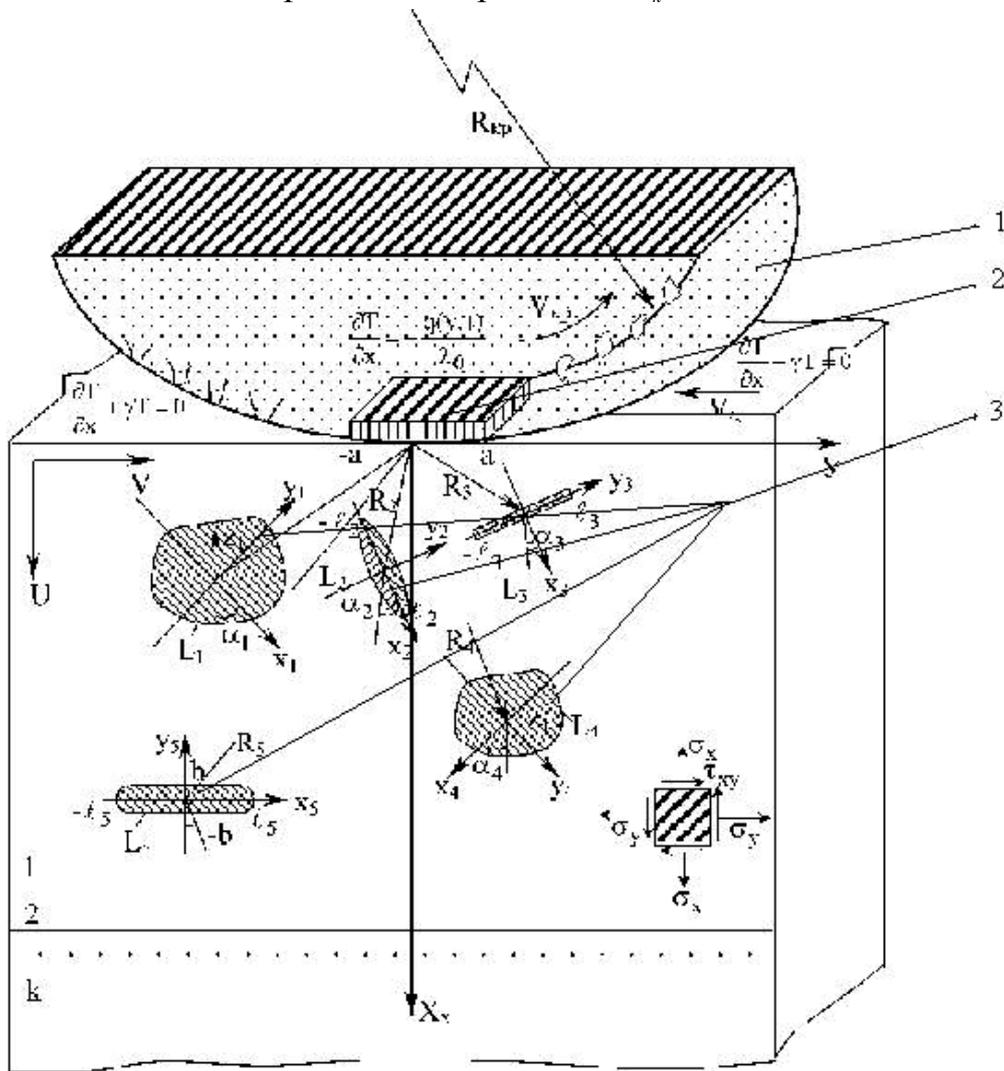


Рис. 1. Расчетная схема для моделирования влияния технологических неоднородностей на трещинообразование при шлифовании материалов, склонных к данным дефектам: 1 – шлифовальный круг радиуса $R_{кр}$; 2– зона контакта круга с обрабатываемой поверхностью; 3– поверхностный слой, содержащий наследственные дефекты с указанием их характерных размеров L_i и углов ориентации α_i локальных координат; k –слой, в котором исследуются термомеханические процессы ($k= 1,2,\dots$).

Влияние неоднородностей в виде фазовых превращений неустойчивых структур, межзеренных пленок, границ кон тура наследственных аустенитных зерен, карбидной строчечности, неметаллических включений, раковин, флокенов и др. дефектов, возникающих в поверхностном слое по ходу технологиче-

ского процесса, учитывается в модели наличием в поверхностном слое включений и дефектов в виде условных трещин (рис. 1).

Система уравнений, определяющих тепловое и напряженно-деформированное состояние при шлифовании поверхности деталей с k -покрытиями, верхний слой которых имеет неоднородности типа включений (неправильной округлой формы) и микротрещин (эллипсоидальной формы с большей полуосью L), содержит [6, 7]:

Уравнение нестационарной теплопроводности

$$\frac{\partial T}{\partial \tau} = a^2 \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} \right), \quad 0 \leq x < \infty; \quad -\infty < y < \infty. \quad (1)$$

Уравнение упругости Ламе в перемещениях

$$\frac{\partial \Theta}{\partial x} \frac{1}{1-2\mu} + \Delta \bar{v} = B^T \frac{\partial T}{\partial x}; \quad \bar{v}(x, y) = \frac{v}{2G}; \quad \bar{v}(x, y) = \frac{v}{2G}; \quad (2)$$

$$\frac{\partial \Theta}{\partial x} \frac{1}{1-2\mu} + \Delta \bar{v} = B^T \frac{\partial T}{\partial y}; \quad B^T = \frac{4G(1+\mu)}{1-2\mu} a_k; \quad \Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}, \quad (3)$$

где $T(x, y, \tau)$ – температура в точке с координатами (x, y) и в любой момент времени τ ; a – температуропроводность материала; a_t – температурный коэффициент линейного расширения; μ, G – постоянные Ламе; v, \bar{v} – компоненты вектора перемещений точки (x, y) ; $\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial y^2}$ – оператор Лапласа.

Начальные условия для данной задачи можно взять в виде:

$$T(x, y, 0) = 0. \quad (4)$$

Граничные условия для температурных и деформационных полей, учитывающие теплообмен с поверхности вне зоны контакта круга с деталью и интенсивного тепловыделения в зоне обработки имеют вид:

$$\frac{\partial T}{\partial x} = -\frac{q(y, \tau)}{\lambda}, |y| < a^*, -\lambda \frac{\partial T}{\partial x} + \gamma T = 0, |y| > a^* \quad (5)$$

$$\sigma_x(x, y, \tau)|_{x=0} = \tau_{xy}(x, y, \tau)|_{x=0} = 0, \quad (6)$$

где $q(y, \tau)$ – интенсивность теплового потока, формирующегося в результате взаимодействия круга с деталью; λ – коэффициент теплопроводности шлифуемого материала; $2a^*$ – длина зоны контакта круга с обрабатываемой поверхностью; γ – коэффициент теплообмена с окружающей средой; σ_x, τ_{xy} – нормальные и касательные напряжения.

Условия сопряжения слоев (покрытий):

<p>для температурных полей</p> $T(a_k - 0, y, \tau) = T(a_k + 0, y, \tau)$ $\lambda_{k-q} \frac{\partial T}{\partial x}(a_k - 0, y, \tau) = \lambda_k \frac{\partial T}{\partial x}(a_k + 0, y, \tau)$	<p>для деформационных полей</p> $v_j(a_k - 0, y) = v_j(a_k + 0, y)$ $\sigma_x(a_k - 0, y) = \sigma_x(a_k + 0, y);$ $\tau_{xy}(a_k - 0, y) = \tau_{xy}(a_k + 0, y)$
--	--

(7)

где λ_k - теплопроводность k -го слоя; α_k - толщина k -го слоя; v_j^k -компоненты перемещений в k -ом слое.

Для поверхностных слоев, имеющих структурные и технологические неоднородности, условия разрывности решения в зависимости от типа дефекта будут:

на включениях	на трещиноподобных дефектах
$\langle \bar{v} \rangle = 0, \langle \sigma_x \rangle \neq 0$	$\langle \sigma_x \rangle = 0, \langle \bar{v} \rangle \neq 0$
$\langle \bar{v} \rangle = 0, \langle \tau_{xy} \rangle \neq 0$	$\langle \tau_{xy} \rangle = 0, \langle \bar{v} \rangle \neq 0$

(8)

где $\langle \bar{v} \rangle, \langle \bar{v} \rangle, \langle \sigma_x \rangle, \langle \tau_{xy} \rangle$ - скачки компоненты смещений и напряжений.

Предельно равновесное состояние деформируемого поверхностного слоя оценивалось классическими критериями прочности.

Из имеющихся критериев разрушения, учитывающих локальные физико-механические свойства неоднородных материалов, наиболее приемлемыми для данного случая являются критерии силового подхода, связанные с использованием понятия коэффициента интенсивности напряжений /КИН/. Когда нагружение приводит к тому, что интенсивность напряжений K_I становится равной предельному значению K_{Ic} , то трещинообразный дефект превращается в магистральную трещину.

Моделирование влияния исходной кусочной однородности шлифуемых материалов /деталей с покрытиями/ на термомеханические процессы осуществляется методом разрывных решений [11], Под ними понимаются такие решения, которые удовлетворяют уравнениям теплопроводности Фурье и упругости Ламе всюду, кроме границ дефектов. При переходе через границу поля смещений и напряжений терпят разрывы I рода, т.е. появляются их скачки $\langle v \rangle, \langle v \rangle, \langle \sigma_x \rangle, \langle \tau_{xy} \rangle$.

Решение тепловой задачи (1) – (4), (5) – (8) осуществляется с помощью интегральных преобразований Фурье по переменной y и Лапласа по τ к функции $T / x, y, \tau /$ в I ($k=0$) слое, которые описываются в интегральной форме в виде:

$$T_0(x, y, \tau) = \int_{-a}^a d\tau \int_0^\tau \chi(t - \tau, x, y - \eta) dt, \quad (9)$$

где $q(t, x, y - \eta) = \frac{1}{2\pi i} \int_r K_p^m(y - \eta, x) e^{pt} dp$, $\chi(y, \tau) = \sum_{m=0}^{\infty} \chi_m(y) 2e^{-\tau} L_m(2\tau)$, $L_m(2\tau)$ – полиномы Лаггера; $K_p^m(y - \eta) = \frac{1}{2\pi} \int_{-\infty}^{\infty} \frac{e^{-i\beta(y-\eta)}}{l_{m,\beta p}}$, $l_{m,\beta p}$ – выражение, учитывающее теплофизические свойства слоев / $k = 0 - m$ /, их толщину и граничные условия.

Напряженно-деформированное состояние слоистой полуплоскости также оценивается методом разрывных решений. Границы раздела $x = a_k (k = 0)$ рассматриваются как дефекты, при переходе через которые терпят разрывы поля смещений и напряжений. Построение разрывных решений уравнений Ламе с заданными скачками осуществляется с помощью функций Треффца:

$$\bar{v} = \psi_1 + (x-a)\psi'_0, \quad \bar{v} = \psi_2 + (x-a)\psi'_0; \quad \psi'_0 = \frac{\psi'_1 + \psi'_2}{3-4\eta}, \quad e = \psi'_1 + \psi''_2 + \psi'_0, \quad (10)$$

где $\Delta\psi_0(x,y)=0, \Delta\psi_j(x,y)=b'_k T^{(j)}, (j=1,2)$ “ ‘ ” $\frac{\partial}{\partial x}$, “ ’ ” $\frac{\partial}{\partial y}$

Напряжения находят по формулам:

$$\sigma_x = (1-\mu)\psi'_0 + \psi'_1 + (x-a_k)\psi''_0; \quad \sigma_y = \mu\psi'_0 + \psi'_2 + (x-a_k)\psi''_0 \quad (11)$$

$$\tau_{xy} = \psi_1^2 + 2(x-a_k)\psi'_0 + \psi'_2 + \psi_0'$$

Применение обобщенных преобразований Фурье по переменным x, y к уравнениям (2), (3), (6), (7) с учетом [11] позволяет получить рекуррентные соотношения, связывающие смещения и направления в произвольном слое с напряжениями и смещениями, формирующимися в первом слое под действием нестационарных температурных полей.

Влияние неоднородностей в поверхностном слое сталей и сплавов на интенсивность трещино- и сколообразования при шлифовании исследуется следующим образом. В условиях неравномерного нагрева в поверхностном слое возникают тепловые деформации, которые вызывают температурные напряжения. Под действием этих напряжений, концентрирующихся в местах расположения дефектов, и происходит образование шлифовочных трещин. Математически задача формулируется так. Пусть в упругой полуплоскости на линиях $\tilde{x}_i=0$ имеются дефекты $|\tilde{y}_i| \leq l_i, (i=\overline{1,k})$, при переходе через которые терпят разрывы поля смещений и напряжений:

$$\langle \tilde{v}(\tilde{y}) \rangle = \tilde{v}_k(-0, \tilde{y}) - \tilde{v}_k(+0, \tilde{y}); \quad \langle \sigma_x^k(\tilde{y}) \rangle = \sigma_x^k(-0, \tilde{y}) - \sigma_x^k(+0, \tilde{y}); \quad (12)$$

$$\langle \tilde{u}(\tilde{y}) \rangle = \tilde{u}_k(-0, \tilde{y}) - \tilde{u}_k(+0, \tilde{y}); \quad \langle \tau_{xy}^k(\tilde{y}) \rangle = \tau_{xy}^k(-0, \tilde{y}) - \tau_{xy}^k(+0, \tilde{y})$$

В зависимости от типа дефектов реализуются граничные условия (8) первого типа, либо второго. Будем различать левый /находящийся при движении по l_i в положительном направлении/ и правый берега дефектов, обозначая относящиеся к ним величины индексами “+” и “-“. Решение задачи термоупругости (2), (3), (6), (8) для поверхностного слоя, содержащего указанные дефекты при условии, что температурное поле описывается выражением (9) сводится к решению системы сингулярных интегральных уравнений относительно скачков смещений $\langle \tilde{u}'_k(\tilde{y}) \rangle, \langle \tilde{v}'_x(\tilde{y}) \rangle$ – в случае трещин, и скачков напряжений $\langle \sigma_x^k(\tilde{y}) \rangle, \langle \tau_{xy}^k(\tilde{y}) \rangle$ в случае включений:

$$\int_{-l_1}^{l_1} \frac{\langle \tilde{u}'_1(\eta) \rangle}{y-\eta} d\eta + \sum_{k=1}^S \int_{-l_k}^{l_k} [\langle \tilde{u}'_1(\eta) \rangle K_k^{(1)}(d, y-\eta) + \langle \tilde{v}'_1(\eta) \rangle M_k^{(1)}(d, y-\eta) d\eta] = F_1; \quad (13)$$

В этих формулярах приняты следующие обозначения: $K_k^{(i)}(d, y - \eta), M_k^{(i)}(d, y - \eta)$ – ядра, отражающие размещение и ориентацию дефектов, относительно глобальных координат ХОУ; d^* – параметр, характеризующий физико-механические свойства материала поверхностного слоя.

Вычисление регулярных интегралов в (13) производятся по квадратурным формулам Гаусса-Чебышева, а сингулярных интегралов с ядрами Коши – методом ортогональных многочленов [11]. При этом получаем систему алгебраических уравнений относительно неизвестных коэффициентов. Окончательно, находим напряжения и смещения в поверхностном слое с дефектами l_k по формулам:

$$\|\sigma_x, \tau_{xy}, u', v'\| = \sum_{k=1-l_k}^n \int_{-l_k}^{l_k} \|R_k^{(m)}[(x-\xi), y]\| P^{(i)}(\xi) d\xi, \quad R_k^m(x, y) = -(\alpha_k)^m \nu_k^{(m)} [K_n^{(S_k-m)}], \quad m = 0, 1,$$

$$K_n^{(0)}(x, y) = \frac{(-sqny)^n |y|}{4\pi(x^2 + y^2)} \left[\frac{y^2 - x^2}{y^2 + x^2} - (n-1) \right], \quad n = 0, 1, 2, \dots$$

$$K_n^{(1)}(x, y) = \frac{(-sqny)^n x}{4\pi(x^2 + y^2)} \left[\frac{2y^2}{x^2 + y^2} - (n-1) \right]. \quad (14)$$

Наибольший интерес представляет поведение напряжений в окрестности вершин дефектов типа трещин, остроконечных включений, структурных несовершенств, т.е. особенностей напряжений при $y \rightarrow \pm l_k$. Характер поля напряжений в непосредственной близости от конца дефекта, полученного в рамках классической теории упругости, определяется коэффициентами интенсивности напряжений $K_I = iK_{II}$. Так, исследование интенсивности напряжений в вершинах дефекта длиной $2l$, расположенного на глубине σ^* , когда на поверхности тела $|x=0, |y| \leq a^*$ задан тепловой поток q , позволило установить предельное значение этого потока q^* при котором указанный дефект начинает развиваться в магистральную трещину:

$$q^* = \frac{2\sqrt{3}\lambda(1-\nu)K_{4C}}{\alpha_2 E l \sqrt{\pi l} \sigma^*}. \quad (15)$$

Взаимное влияние дефектов на интенсивность напряжений, сказывается при расположении их на расстоянии друг от друга не более $\sigma^* = 1/3$. При этом наименьшая трещиностойкость материала достигается если дефекты ориентированы относительно друг друга под углом $\varphi = \frac{\pi}{6} + \frac{\pi}{4}$. Геометрия и свойства включений могут создавать условия как для торможения, так и для развития шлифовочных трещин. Если тепловой поток направлен параллельно большей оси эллиптического включения и прямолинейной термоизолированной трещине, то при коэффициенте линейного температурного расширения α_i^B включения больше, чем основного материала $\alpha_i^M / \alpha_i^B > \alpha_i^M$, увеличение жесткости включения приводит к возрастанию K_I для различных отношений коэффициентов теплопроводности, составляющих материала. Это приводит к снижению трещиностойкости поверхностного слоя. Для дефектов типа трещин, находящихся в слое с меньшим коэффициентом α_i , ориентация дефекта сильно влияет на величину КИН.

При значительном удалении трещины, расположенной в более жестком слое от линии раздела КИН K_I принимает максимальные значения, когда дефект ориентирован параллельно этой линии, а с приближением трещины к границе раздела максимум K_I достигается, когда она становится перпендикулярной данной границе. Если же трещина находится в менее жестком материале, то максимум K_I достигается, когда трещина перпендикулярна линии раздела. Коэффициент K_{II} становится максимальным при углах между линией раздела слоев, близких к $\frac{\pi}{6}$, независимо от относительной жесткости слоев.

Для бездефектной обработки сталей и сплавов, имеющих трещиноподобные дефекты и включения, при выборе режимов обработки и характеристик инструмента следует руководствоваться предельными значениями теплового потока [12, 13], формирующегося при шлифовании, чтобы наследственные дефекты не вышли из равновесного состояния. Из установленных функциональных связей между кинетикой термомеханических явлений, наследственной неоднородностью поверхностного слоя и показателями качества шлифуемых изделий следует, что тепловой поток является основным критерием предельного равновесия трещиноподобных дефектов [14, 15].

Влияние конструктивных параметров инструмента на термомеханическое состояние поверхностного слоя определялось с помощью модельной задачи (1), (4), и граничных условий в виде:

$$q(y, \tau) = \frac{c\sqrt{\tau}}{\lambda} [H(y) - H(y - 2a^*)] \sum_{k=0}^n \sigma(y + kl - v_{kp}\tau), \quad (16)$$

где $H(y)$ - функция Хевисайда; $\sigma(y)$ - дельта-функция Дирака; n - количество зерен, проходящих в зоне контакта за время $\tau = \frac{\sqrt{\pi t_{\text{шл}}}}{v_{kp}}$; λ - теплопроводность

материала изделия; $c\sqrt{\tau}$ - тепловой поток от единичного зерна; $v_g, v_{kp}, t_{\text{шл}}$ режимы шлифования, $2a^*$ - длина дуги контакта круга с деталью; l^* - расстояние между режущими зернами. Получены теоретически и подтверждены экспериментально максимальные значения мгновенной температуры T_M , от единичных зерен к постоянной составляющей $-T_K$, которые использованы в дальнейшем в качестве критерияльных при прогнозировании условий образования дефектов типа прижогов и глубины их залегания.

5. Рекомендации по методике бездефектной технологии шлифования изделий из материалов, особо предрасположенных к трещинообразованию.

Апробация теоретических результатов по обеспечению качества шлифуемых поверхностей, содержащих неоднородности проводилась на материалах, склонных к трещинообразованию и существенно отличающихся между собой физико-механическими свойствами - это изделия с покрытиями, магнитотвердые сплавы и высокопрочные стали.

Широко применяемые в машиностроении покрытия рабочих поверхностей деталей - молибденовые, плазменные, боридные - характеризуются очень вы-

сокой твердостью и хрупкостью. При обработке этих покрытий шлифованием самыми распространенными дефектами являются трещины, сколы, срывы [16].

Существующие модели напряженно-деформированного состояния поверхностного слоя деталей с покрытием являются не полными, в связи с принятием при их построении таких допущений как гипотеза об однородности самого покрытия [12]. Поэтому в известных функциональных связях технологических параметров с термомеханическими процессами в поверхностном слое деталей с покрытиями и разработанных на базе их рекомендаций по устранению шлифовочных трещин не учтены структурные особенности покрытий. В то время, как анализ изломов деталей с покрытиями показывает, что местами зарождения трещин являются микронеоднородности покрытий, обусловленные как характером самих покрытий, так и технологией их нанесения.

Изучение роли неоднородности структуры покрытий в механизме снижения трещиностойкости проводилось с помощью установленного теоретическим путем критерия локального разрушения в виде следующего неравенства:

$$l_0 < \frac{Da\lambda^2 v_q^u K_c^2}{\pi^2 \left[c v_{kp} G(1+\nu) a_t \left(1 - 2xp \left(\frac{v_q \sqrt{Dt}}{a\tau} \right) \right) \right]}, \quad (17)$$

где v_{kp}, v_q, t режимы шлифования; D, C – параметры инструмента; λ, a – теплофизические характеристики обрабатываемого покрытия; K_c – трещиностойкость данного покрытия; G – модуль упругости; ν – коэффициент Пуассона; a_t – температурный коэффициент линейного расширения; l – характерный линейный размер структурного параметра (дефект структуры).

Для плазменных покрытий на основе карбид титана TiC в качестве параметра l выбирались размеры воздушных пор, величина которых регулируется скоростью транспортирующей струи.

Исследование влияния технологической наследственности на процесс трещинообразования при шлифовании магнитотвердых сплавов проводилось на основе полученных критериев, отражающих особенности метода плавки, режимов ТО, ТМО и формирующейся при этом морфологии самих сплавов.

Анализ структуры технологического процесса изготовления магнитов является важным этапом в выявлении резервов повышения выхода годных магнитов на операции окончательного шлифования, так как основные дефекты – трещино- и сколообразования – возникают именно при окончательной обработке данных магнитов.

Количественные оценки трещиностойкости магнитотвердых сплавов проводились в зависимости от способов получения заготовок и последующей их термообработки на γ - фазу, термомагнитной обработки на $a+a'$ фазу при различных режимах отпуска и скорости охлаждения. Контролируемыми параметрами при этом были значения напряжений изгиба $\sigma_{из}$, растяжения σ_p , коэффициента K_{ic} и характеристики магнитных свойств – коэрцитивная сила материала по намагниченности h_c и остаточная индукция B_r . Экспериментальные данные свидетельствуют, что значения K_{ic} – различны для моно- и поликристаллов

ЮНДКТ в стадии заготовки. Это объясняется тем, что процентное содержание неметаллических включений в сплавах, полученных различными способами, изменяется в широких пределах. Фазовый состав данных сплавов также изменяет значение коэффициента K_{lc} . Так для поликристаллов в исходном состоянии $K_{lc}=30$ МПа м, в то время, как наличие γ - фазы повышает K_{lc} до 97 МПа м. Установлено, что γ - фаза, являясь более пластичной, по сравнению с основной матрицей данного сплава, способствует торможению микротрещин. Фрактографический анализ изломов в состоянии γ - фазы показывает, что зона разрушения носит интеркристалльный характер с выраженными линиями скольжения. Однако, наличие этой фазы в сплаве ЮНДКТ Т снижает коэрцитивную силу на 40 %, остаточную магнитную индукцию – на 15–20 % и максимальную магнитную энергию более, чем на 60%. Поэтому эти сплавы подвергаются в дальнейшем термомагнитной обработке. Особенностью структуры высококоэрцитивного состояния рассматриваемых сплавов является периодическое чередование эллиптически образных частиц α' -фазы, окруженных матрицей α -фазы. Последующая обработка данных сплавов шлифованием вызывает формирование дефектов типа трещин в поверхностном слое. Причем, интенсивность трещинообразования связана с режимами термообработки, которые в свою очередь, влияют на размеры частиц α' -фазы и направление ТМО по отношению к продольной подаче при шлифовании. Доминирующими технологическими параметрами, влияющими на трещиностойкость и контактную температуру, являются глубина шлифования и характеристики круга. Так, в случае шлифования с различной глубиной алмазными кругами трещиностойкость измеряется незначительно, в отличие от диапазона изменения K_{lc} при обработке кругами 24A25CM18K5.

На основе построенной модели изучен механизм возникновения шлифовочных трещин с позиций влияния геометрии и физических свойств α' -фазы и ее ориентации по отношению к направлению шлифования данных магнитов в высококоэрцитивном состоянии. При этом использованы, также, условия (19) равновесия структурных составляющих α' - фазы в зависимости от доминирующих факторов процесса шлифования и вязкости разрушения K_{lc} , магнита, выполнение которых не приводит к возникновению трещин на обрабатываемой поверхности.

Разработка технологических критериев для управления процессом бездефектного шлифования осуществлена на базе установленных функциональных связей между физико-механическими свойствами обрабатываемых материалов и основными технологическими параметрами.

Качество обрабатываемых поверхностей будет обеспечено, если с помощью управляющих технологических параметров подобрать такие режимы обработки, смазочно-охлаждающие среды и характеристики инструмента, что текущие значения температуры шлифования $T(x, y, \tau)$ и теплового потока $q(y, \tau)$, напряжений $\sigma(M)$ и сил шлифования P_y, P_z коэффициента K_{lc} будут превосходить своих предельных значений [16].

Реализация системы ограничивающих неравенств по величинам самой температуры и глубине ее распространения в виде:

$$T(x, y, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{v_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{v_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} f(x, y, \tau, \tau') d\tau' \leq [T]_M \quad (18)$$

$$T([h], 0, \tau) = \frac{C}{2\pi\lambda} \sum_{k=0}^n H\left(\tau - \frac{kl}{v_{kp}}\right) H\left(\frac{L+kl}{v_{kp}}\right) \int_{\gamma_1}^{\gamma_2} \psi(x, \tau, \tau') d\tau' \leq [T]_{c.n.} \quad (19)$$

$$T_k(0, y, \tau) = \frac{Cv_{kp}}{\pi\lambda\sqrt{v_g}} \int_{a-e}^{\tau} \int_a^e \chi(\eta, t) e^{\frac{(y-\eta)^2}{4(\tau-t)}} \left\{ \frac{1}{\sqrt{\pi(\tau-t)}} + \gamma e^{\gamma^2(\tau-t)} [1 + \Phi(\gamma\sqrt{\tau-t})] \right\} d\eta dt \leq [T] \quad (20)$$

$$T_k^{\max}(L, 0) = \frac{Cv_{kp}\alpha}{\lambda v_q^2} \sqrt{\frac{\alpha}{\pi}} \left[1 - \exp\left(-\frac{v_q \sqrt{Dt_{ул}}}{\alpha}\right) \right] \leq [T] \quad (21)$$

позволяет избежать образования шлифовочных прижогов и может послужить основой для проектирования циклов шлифования по тепловому критерию.

Обработку материалов и сплавов без шлифовочных трещин можно обеспечить, если ограничить формирующиеся в зоне интенсивного охлаждения напряжения предельными значениями:

$$\sigma_{\max}(x, \tau) = 2G \frac{1+\nu}{1-\nu} \alpha_t T_k \operatorname{erf}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha\tau}}\right) \leq [\sigma_{лч}]. \quad (22)$$

В случае доминирующего влияния наследственной неоднородности на интенсивность образования шлифовочных трещин, необходимо пользоваться критериями, в структуру которых входят детерминированные связи технологических параметров и свойства самих неоднородностей. В качестве таких можно использовать ограничение коэффициента интенсивности напряжений:

$$K = \frac{1}{\pi\sqrt{l}} \int_{-e}^e \sqrt{\frac{l+t}{l-t}} \{\sigma_x, \sigma_y\} dt \leq K_{lc} \quad (23)$$

или обеспечение с помощью управляющих технологических параметров предельного значения теплового потока, при котором сохраняется равновесие структурных дефектов:

$$q^* = \frac{P_z v_{kp} \alpha_s}{\sqrt{Dt_{ул}}} \leq \frac{\sqrt{3}\lambda K_{lc}}{Hl\sqrt{\pi}\sigma}. \quad (24)$$

Условия бездефектного шлифования можно реализовать, используя информацию о структуре обрабатываемого материала. Так, в случае преобладающего характера структурных несовершенств длиной $2l$, их регулярного расположения относительно зоны контакта инструмента с деталью, можно в качестве критериального соотношения использовать условие равновесия дефекта в виде:

$$l_0 < \frac{K_c^2}{x[GT_k(1+\nu)\alpha_t]^C}. \quad (25)$$

В этой формуле технологическая часть содержится в связи величины контактной температуры T_k с условиями шлифования.

Приведенные неравенства дают увязку продольных характеристик температурного и силового полей с управляющими, технологическими параметрами.

Они задают область сочетаний этих параметров, удовлетворяющих полученным термомеханическим критериям. При этом учитываются свойства обрабатываемого материала и гарантируется обеспечение требуемого качества изделий. На основе полученных критериальных соотношений (18)–(25), построен алгоритм обеспечения качества поверхностного слоя деталей при шлифовании с учетом максимальной производительности обработки.

При проведении экспериментальных исследований температур шлифования сил резания, процесса микрорезания в зависимости от режимов обработки, конструкции применяемых кругов, использовались известные методики. Физико-механические свойства поверхностного слоя оценивались микротвердостью, величиной остаточных напряжений, вязкостью разрушения, металлографическими и фрактографическими исследованиями структурных изменений и характера разрушения, контролем на прижоги по технологии кислотного травления, магнитной и цветной дефектоскопией по выявлению шлифовочных трещин.

6. Выводы. В результате выполненных исследований решена научно-техническая проблема, состоящая в установлении расчетных зависимостей по определению влияния наследственных дефектов, сформированных от предшествующих операций на трещиностойкость поверхностного слоя при шлифовании.

1. Изучен механизм формирования дефектов в поверхностном слое деталей из материалов и сплавов, предрасположенных к трещинообразованию при обработке их шлифованием с учетом предшествующих операций и возникающих при этом наследственных неоднородностей. Установлено, что шлифовочные трещины имеют тепловую природу, поэтому в качестве критериев бездефектной обработки необходимо выбирать тепловые критерии.

2. Разработана математическая модель, описывающая термомеханические процессы в поверхностном слое при шлифовании деталей из материалов и сплавов с учетом их неоднородностей, влияющих на формирование шлифовочных трещин. При этом впервые получены расчетные зависимости между критерием трещиностойкости и основными управляющими технологическими параметрами. По известным характеристикам наследственных дефектов определены предельные значения теплового потока, обеспечивающие требуемое качество шлифуемых поверхностей.

3. Разработана методика выбора технологических условий обработки материалов и сплавов с учетом накопленных повреждений и неоднородностей, особенно предрасположенных к трещинообразованию в процессе шлифования. Это способствует снижению брака на финишных операциях и повышению эксплуатационных свойств деталей машин.

Список литературы: 1. Якимов, А. В. Теплофизика механической обработки [Текст] / А. В. Якимов, П. Т. Слободяник, А. В. Усов. – К.; Одесса: Лыбидь, 1991. – 240 с. 2. Резников, А. Н. Теплофизика процессов механической обработки материалов [Текст] / А. Н. Резников. – М. "Машиностроение", 1981. – 279 с. 3. Сипайлов, В. А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности [Текст] / В. А. Сипайлов. – М., "Машиностроение", 1978. – 167 с. 4. Ящерицын, П. И. Технологическая наследственность в машиностроении. [Текст] / П. И. Ящерицын, Э. В. Рыжов, В. И. Аверченков. – Мн., "Наука и техника", 1977. – 256 с. 5.

Jacobus, K. Machining-Induced residual stress: Experimentation and modeling [Text] / K. Jacobus, R. E. Devor, S. G. Kapoor // Transaction of the ASME: Journal of manufacturing science and engineering. – 2000. – Vol. 122, Issue 1. – P. 20–31. doi: 10.1115/1.538906. **6.** Усов, А. В. Возникновение трещин при алмазно-абразивной обработке сталей [Текст] / А. В. Усов, Г. Д. Григорьян. – Ж. "Сверхтвердые материалы", № 6, К., Наукова думка, 1982. – С. 43–55. **7.** Усов, А. В. Причины появления дефектов при шлифовании магнито-твердых сплавов [Текст] / А. В. Усов, Е. А. Кормилицына, Ф. М. Сальковский // Ж. Технология электротехнического производства. – 1982. – Вып. 4.–С. 1–3. **8.** Усов, А. В. Анализ условий возникновения шлифовочных трещин и пути их устранения [Текст] / А. В. Усов, А. В. Якимов, Г. Д. Григорьян // Ж. Вестник машиностроения. – 1980. – № II. – С. 27–31. **9.** Евсеев, Д. Г. Физические основы процесса шлифования [Текст] / Д. Г. Евсеев, А. Н. Сальников. – Саратов: изд. Саратовского университета, 1978. – 128 с. **10.** Худобин, Л. В. Технология обработки высокоэффективных магнитных сплавов [Текст] / Л. В. Худобин, А. И. Бударин, Ф. М. Сальковский. – М., Энергия, 1979.– 184 с. **11.** Попов, Г. Я. Концентрация упругих напряжений возле штампов, разрезов, тонких включений и подкреплений [Текст] / Г. Я. Попов. – М.: Наука, 1982. – 344 с. **12.** Подзей, А. В. Шлифовочные дефекта и пути их устранения [Текст] / А. В. Подзей, А. В. Якимов // Ж. "Вестник машиностроения". – 1972. – № 3. – С. 41–43. **13.** Корчак, С. Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей [Текст] / С. Н. Корчак. – М.: "Машиностроение", 1974. – 260 с. **14.** Бурнаков, К. К. Причины трещинообразования при шлифовании [Текст] / К. К. Бурнаков, Г. П. Мосталыгин // "Вестник машиностроения". – 1975. – № 9. – С. 60–61. **15.** Усов, А. В. Влияние термомеханических напряжений на трещинообразование при шлифовании цементируемых сплавов [Текст]: тез. докл. / А. В. Усов, А. В. Якимов, И. П. Сазонов // Современные проблемы резания инструментами из сверх твердых материалов. – Харьков, 1981. – С. 57–61. **16.** Усов, А. В. Повышение эффективности процесса бездефектного шлифования материалов и сплавов, предрасположенных к трещинообразованию [Текст]: дис. ... д-р. техн. наук / А. В. Усов. – К., 1991. – 426 с.

УДК 621.22

ЭНЕРГОСБЕРЕГАЮЩИЙ ГИДРОПРИВОД ПОДАЧИ СТОЛА ШЛИФОВАЛЬНЫХ СТАНКОВ

Тихенко В.Н., докт. техн. наук
(Одесский национальный политехнический университет)

The scheme hydrodrive longitudinal table feed grinders, which provides reduction of energy losses. In the scheme used a wide-range electro-hydraulic drive unit with microprocessor CNC and frequency regulation electric pump drive

Гидравлические приводы получили широкое применение в шлифовальных станках различных типов для приводов столов, механизмов поперечной подачи, правки шлифовального круга и различных вспомогательных устройств. Это определяется их важными преимуществами, к которым, прежде всего, следует отнести возможности получать большие силы и вращающие моменты при сравнительно малых размерах гидродвигателей, плавность перемещения и бесступенчатое регулирование скорости в широком диапазоне, малая инерционность, возможность управлять режимами обработки во время движения рабо-

чих органов, простота осуществления прямолинейных возвратно-поступательных движений, легкость предохранения от перегрузок и высокая надежность.

Наибольшие затраты энергии требуются для осуществления возвратно-поступательных движений столов со скоростью продольной подачи, поскольку после каждого реверса требуется обеспечивать быстрый разгон стола с обрабатываемой деталью. Традиционно в гидроприводах столов использовалось дроссельное регулирование скорости на основе нерегулируемых насосов и гидропанелей реверса. Эти насосы дешевые и надежные, однако, гидроприводы имели значительные потери мощности (до 30%) из-за дросселирования рабочей жидкости, а изменение параметров движения столов осуществлялось только в ручном режиме.

Снизить потери мощности можно при использовании гидроприводов «чувствительных к нагрузке», которые за рубежом известны как Load Sensing. С этой целью для гидроприводов подачи столов плоскошлифовальных станков среднего типоразмера стали широко применяться регулируемые пластинчатые насосы с управлением по давлению, обеспечивающие автоматическое изменение производительности в соответствии с изменением скорости перемещения стола [1]. Эти насосы значительно улучшают энергетические характеристики гидропривода, однако имеют более сложную конструкцию по сравнению с нерегулируемыми насосами [2].

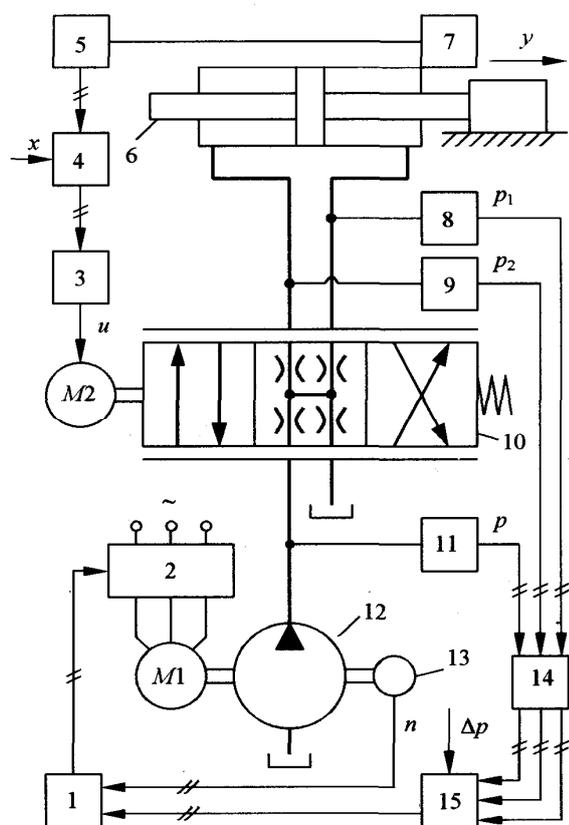


Рис. 1. Схема гидропривода продольной подачи стола с регулируемым асинхронным электродвигателем

Актуальной является задача минимизации потерь мощности гидравлического привода для различных режимов его работы, при условии недопущения ухудшения статических и динамических характеристик. Появление надежных промышленных преобразователей частоты открыло возможности регулирования подачи насосов путем изменения частоты вращения вала приводного асинхронного двигателя. В этом случае можно сравнительно легко обеспечить требуемые параметры переходных процессов с помощью электронных устройств, тем самым создавать мехатронные модули движения [3].

Была предложена принципиальная схема гидропривода продольной подачи стола (рис. 1), в которой регулятор частоты вращения 1 управляет преобразователем частоты 2 асинхронного электродвигателя М1.

Насос 12 подает рабочую жидкость через дросселирующий распреде-

литель 10 к гидроцилиндру 6 продольной подачи стола. Сигнал о величине перемещения штока гидроцилиндра y от датчика обратной связи по положению 7 через нормирующий преобразователь 5 передается к блоку 4 оперативной системы управления, на который поступает входной сигнал x . Результирующий сигнал от блока 4 поступает на блок 3 управления шаговым электродвигателем М2. С помощью безззорной винтовой передачи поворот вала шагового электродвигателя преобразуется в линейное перемещение золотника дросселирующего распределителя 10. Для измерения частоты вращения вала насоса 12 используется с тахогенератор 13.

Давления рабочей жидкости p_1 и p_2 в полостях гидроцилиндра, а также давление питания p измеряются датчиками давления 8, 9 и 11. Сигналы от этих датчиков поступают на измерительный блок 14, а затем на блок 15, на который подается заданная величина перепада давления Δp . Результирующий сигнал поступает на регулятор 1. В схеме использован широкодиапазонный электрогидравлический привод с микропроцессорным устройством ЧПУ типа Г69-8. Привод имеет узел управления типа Г69-4 с задающим шаговым электродвигателем ШД-5Д1М, оперативная система управления ОСУ-3, блок управления шаговым двигателем БУШ-1, линейный фотоэлектрический преобразователь ВЕ164, нормирующий преобразователь (интерполятор) НП1.

Узел управления Г69 обеспечивает необходимые блокировки при работе привода (на рис. 1 не показаны). Для этого используются стоповый золотник, пилот управления и клапанная коробка с клапанами защиты от перегрузки, бесконтактные индуктивные выключатели. Однако при длительной работе на малых частотах вращения может понадобиться дополнительное охлаждение асинхронного электродвигателя. Для двигателей со встроенным терморезистором возможно использование имеющегося в преобразователе частоты входа для мониторинга температуры двигателя и автоматическое управление электроклапаном с сигнального выхода преобразователя частоты.

В работе [4] представлены выражения для нахождения частоты крутильных колебаний контура «электродвигатель-насос» и коэффициента демпфирования в этом контуре. Однако для более полной оценки переходных процессов необходимо учитывать динамические механические характеристики процессов асинхронного электродвигателя с питанием от частотного преобразователя [5].

Преимуществом рассмотренной схемы гидропривода продольной подачи стола является повышение надежности и долговечности работы гидрооборудования, уменьшение уровня шума насосной установки. Также снижается нагрев рабочей жидкости, сохраняются ее эксплуатационные свойства в течение длительного времени эксплуатации, уменьшаются температурные деформации несущей системы шлифовальных станков.

Список литературы: 1. Тихенко В.Н. Исследование станочных гидроприводов с насосами, управляемыми по перепаду давления на дросселе скорости рабочего органа / В.Н. Тихенко // Вестник Нац. техн. ун-та Украины «КПИ». – 1999. – Вып. 35. – С. 42–46. 2. Проектирование гидравлических систем машин / Г.М. Иванов, С.А. Ермаков, Б.Л. Коробочкин и др. – М.: Машиностроение, 1992. – 224 с. 3. Казмиренко В.Ф. Электрогидравлические мехатронные

модули движения. Основы теории и системное проектирование / В.Ф. Казмиренко – М.: Радио и связь, 2001. – 432 с. 4. Струтинський В.Б. Стохастичні процеси у гідроприводах верстатів: монографія / В.Б. Струтинський, В.М. Тіхенко. – Одеса: Астропринт, 2009. – 456 с. 5. Лурье З.Я. Динамические характеристики гидроагрегата с переменной нагрузкой и регулируемым приводящим электродвигателем насосной установки / З.Я. Лурье, И.Г. Лищенко, И.М. Федоренко // Промислова гідроліка і пневматика, 2009. – № 3(25). – С.77–83.

УДК 621.923

РАСЧЕТ РАЦИОНАЛЬНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗНЫХ КРУГОВ НА ЭТАПАХ ИХ ИЗГОТОВЛЕНИЯ И ЭКСПЛУАТАЦИИ

Федорович В.А., докт. техн. наук, **Пыжов И.Н.**, докт. техн. наук
(Национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков)

The issues related to improving the efficiency of diamond grinding hard materials by grinding by optimizing the characteristics of the diamond layer circle. This problem is solved on the basis of methodology use 3D modeling for the finite element method

Проблема повышения эффективности изготовления и использования прецизионного алмазно-абразивного и лезвийного инструмента из алмазных композиционных материалов (АКМ) остается в настоящее время актуальной, что способствует улучшению экспертных возможностей инновационной продукции. Одним из путей решения отмеченной проблемы является использование методологии 3D моделирования отмеченных процессов. Методология основана на расчетах методом конечных элементов напряженно-деформированного состояния (НДС) зоны спекания алмазно-абразивных инструментов и зоны шлифования (в том числе заточки и доводки прецизионных алмазных лезвийных инструментов). При этом без длительных, трудоемких и дорогостоящих экспериментальных исследований расчетным путем можно определить рациональный состав алмазноносного слоя круга и физико-механические свойства входящих в него компонентов (связка круга, зернистость, концентрация алмазных зерен и др.), а также рациональную конструкцию круга, например, для сверхскоростного шлифования и др.

Отмеченная методология включает следующие этапы: 1 – трехмерное компьютерное моделирование НДС в процессе спекания алмазноносного слоя для определения условий, при которых сохраняется целостность алмазных зерен; 2 – трехмерное компьютерное моделирование НДС зоны шлифования с целью определения рациональных условий обработки; 3 – трехмерное компьютерное моделирование НДС в процессе правки абразивных кругов алмазным инструментом; 4 – трехмерное исследования параметров топографии рабочей поверхности кругов и обработанной поверхности методом лазерного сканирования; 5 – трехмерное моделирование процесса заточки лезвийного инструмента из АКМ с целью определения условий его безотказной работы; 6 – трехмерное компьютерное моделирование НДС зоны прецизионной алмазной лезвийной обработки с целью определения рациональных режимов резания и

геометрии инструмента из АКМ; 7 – разработка экспертной системы определения рациональных характеристик АКМ и режимов обработки этих материалов. Таким образом, реализуется идеология полной компьютерной автоматизации моделирования всех процессов, включая изготовление, обработку и эксплуатацию прецизионного алмазного инструмента.

Решение поставленных задач базируется на использовании пакетов программ COSMOS, ANSYS, NOSTRAN, «Third Wave AdvantEdge», «LS-DYNA», предназначенных для исследовательских расчетов методом конечных элементов. В развитие выполненных ранее исследований [1 -7] в данной работе было исследовано влияние количественного состава металлофазы в алмазном зерне и температуры на НДС алмазоносного слоя при спекании алмазных кругов.

Влияние количественного состава металлофазы в зерне на НДС зоны спекания. Известно, что нагрев синтетических алмазов, начиная с температуры 850°C, может привести к снижению их прочности. По нашему мнению, причиной этого является существенное различие в значениях коэффициентов термического расширения металлофазы и алмазного зерна. Как правило, коэффициент термического расширения металла-катализатора гораздо больше, чем у синтетического алмаза. Поэтому при нагревании происходит разрыв алмазного зерна изнутри. Для исследования влияния количественного состава металлофазы в зерне разработаны модели с различным процентным содержанием металлофазы, а так же с произвольной ориентацией последней. На рис. 1 показана расчетная модель, содержащая одно, два и три включения металла-катализатора (рис. 1 а, б, в) соответственно.

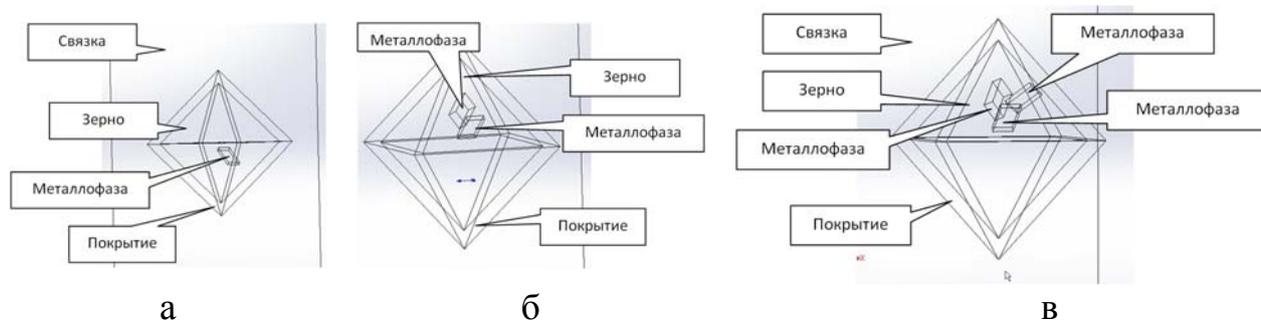


Рис. 1. 3D модели алмазных зерен с покрытиями, содержащих одно (а), два (б) и три (в) включения металла-катализатора

На рис. 2 представлено влияние количественного содержания металлофазы в зерне на изменение эквивалентных напряжений, возникающих в зоне спекания алмазоносного слоя. Из эпюр напряжений видно, что наибольшие напряжения при нагревании сконцентрированы в области металлофазы и именно она играет ключевую роль в разрушении алмазных зерен в процессе спекания алмазно-абразивного инструмента. При расположении включений металлофазы вблизи друг от друга наблюдается рост полей напряжений, распространяющихся на 40% от объема зерна. При расположении всех трех включений металлофазы в нижней части зерна наблюдается наложение напряжений, что приводит к разрушению значительного объема алмазного зерна (рис. 2,в).

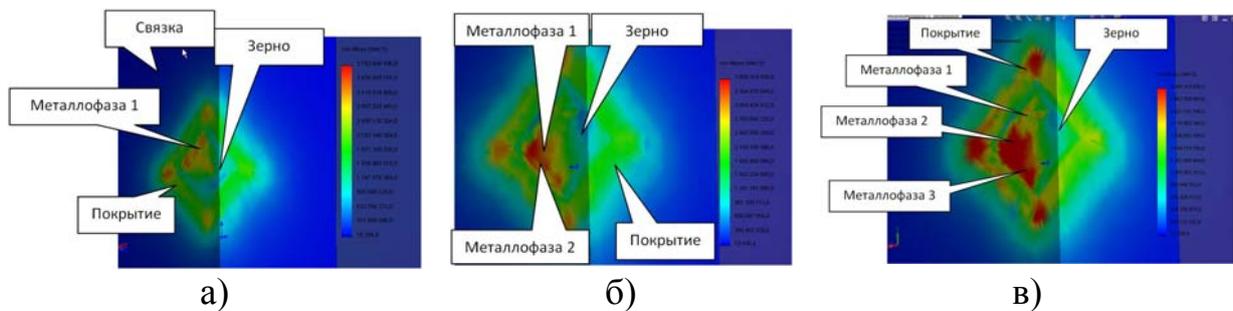


Рис. 2. Влияние количества включений металлофазы в зерне на изменение эквивалентных напряжений, возникающих в зоне спекания алмазоносного слоя: а)-одно включение; б)-два включения; в)- три включения

Влияние степени износа алмазного зерна на НДС зоны шлифования. Применительно к процессу шлифования впервые изучено влияние степени износа алмазного зерна на НДС зоны шлифования. Это позволит более обоснованно

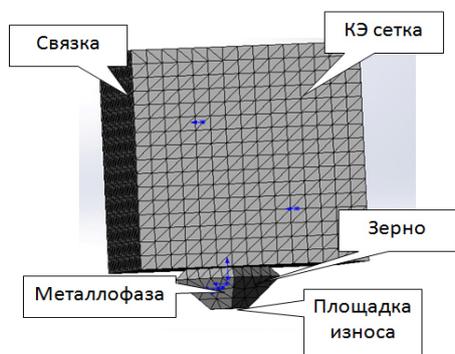


Рис. 3. Расчетная конечно-элементная модель (КЭ), имитирующая износ алмазных зерен при шлифовании

подбирать оптимальную характеристику алмазоносного слоя круга. Моделировались случаи с различными степенями износа алмазных зерен (U): 10%, 25% и 40% от величины вылета зерна из связки. Конечноэлементная модель представлена на рис. 3. Результаты расчета влияния величины износа зерна на НДС зоны шлифования представлены на рис. 4. Они свидетельствуют о том, что уже при температурах порядка 400-500⁰С из-за увеличения площади контакта зерна с обрабатываемым материалом наблюдается рост напряжений в зоне контакта. В местах заделки зерен в алмазной матрице появляются растягивающие напряжения, превышающие соответствующий предел прочности связки.

Таким образом, увеличение площадки износа зерна способствует интенсификации процесса самозатачивания алмазного круга при шлифовании. При качественном подборе свойств композиции можно добиться оптимальных условий самозатачивания алмазного круга при обработке определенных групп материалов (ОМ).

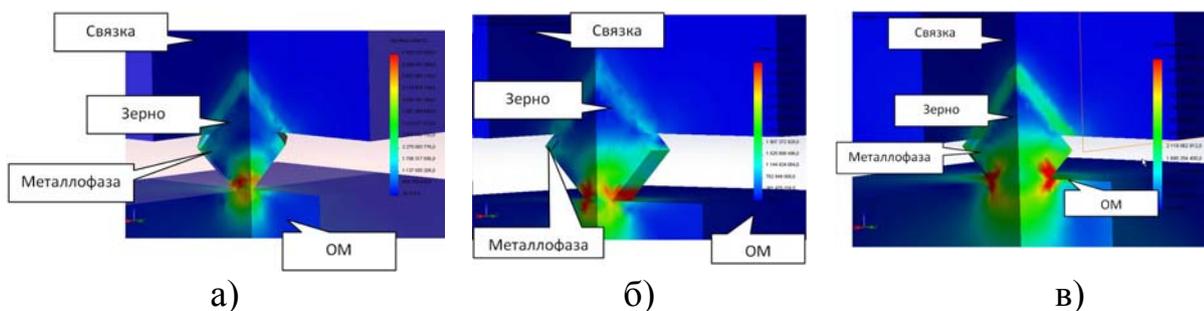


Рис. 4. Эпюры приведенных напряжений для различной степени износа алмазного зерна: а) - $U=10\%$; б) - $U=25\%$; в) - $U=40\%$

Влияние ориентации алмазных зерен в композите на НДС зоны шлифования. Одним из путей снижения себестоимости изготовления деталей машин является повышение стойкости и режущей способности инструмента, что может быть достигнуто применением абразивных и алмазных кругов с ориентированными зернами. В традиционных кругах положение абразивных зерен хаотично. В процессе обработки режущие кромки неориентированных абразивных зерен

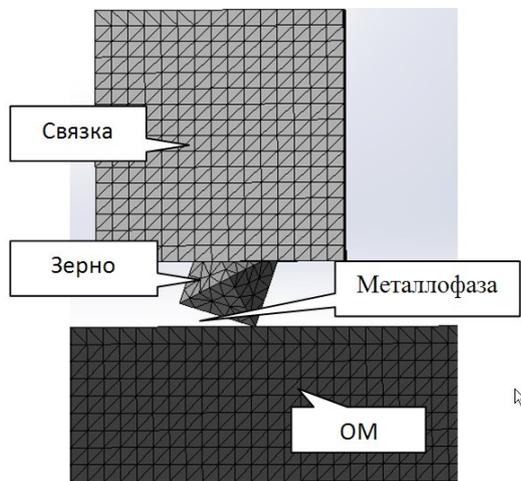


Рис. 5. Расчетная конечно-элементная модель, имитирующая хаотичность распределения зерен в композите

вступают в контакт с обрабатываемой поверхностью под различными углами, которые отличаются от теоретически рациональных углов резания. Это предопределяет значительные усилия резания, а, следовательно, и тепловое воздействие, приводящее к структурным изменениям поверхностного слоя (появление прижогов и т.д.).

Для изучения НДС в зоне шлифования была разработана модель с произвольно наклоненными зернами относительно вертикальной оси. Расчетная модель, показывающая влияние хаотичности расположения алмазных зерен на НДС в зоне шлифования представлена на рис. 5, результаты расчетов на рис. 6.

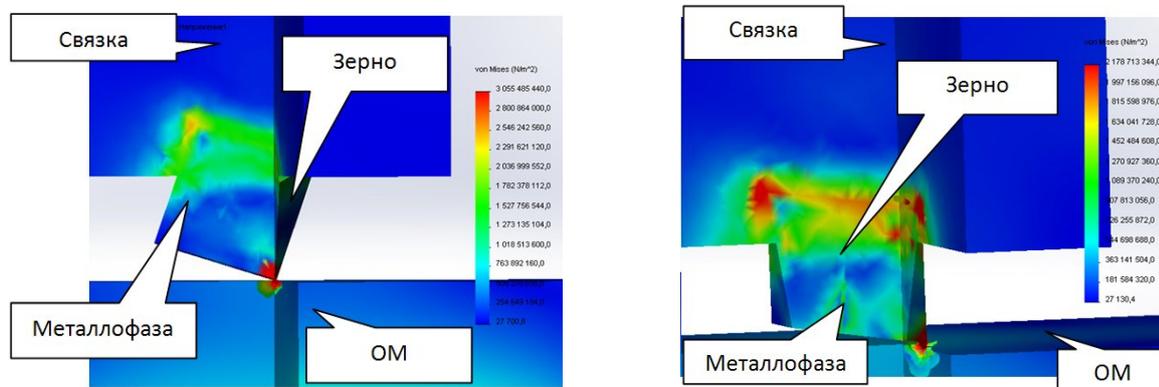


Рис. 6. Результаты расчета напряженно-деформированного состояния системы «Алмазное зерно-металлофаза=связка-обрабатываемый материал при различной ориентации алмазного зерна: а)- зерно наклонено к вертикальной оси на 30° ; б)- зерно наклонено к вертикальной оси на 60°

На рис. 7 показана эпюра распределения напряжений при расположении зерна под наклоном 90° к продольной оси. Обработка при этом ведется тупой гранью с большей поверхностью контакта с обрабатываемым материалом. Расчетным путем показано, что при наклоне зерна от вертикальной оси более 45° наблюдается рост напряжений по контуру заделки зерна в связку. Так же, на 5-10%, возрастают напряжения в окрестности включения металлофазы по сравнению с перпендикулярно ориентированным зерном. При ориентации зерна ту-

пой гранью к ОМ наблюдается рост объемов полей напряжений в зоне микро-резания, что свидетельствует об увеличении сил резания в данной ситуации.

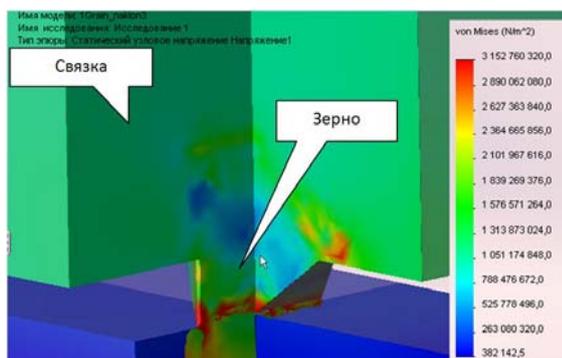


Рис. 7. Эюра приведенных напряжений при расположении зерна под наклоном 90^0 к продольной оси

Влияние величины заделки зерна в связку на НДС зоны шлифования. Актуальность данного вопроса подтверждается большим объемом патентных разработок. Обоснование параметров разновысотности закрепления зерна в рабочем слое инструмента рассматривается в патентах и авторских свидетельствах Японии, США, бывшего СССР и России, Германии, Франции, Австрии и др. В связи с разновысотностью зерен над связкой эффективность их использования очень низкая. Считается, что по причине разно-

высотности зерен только 10–17 % из них являются режущими, а остальные пластически деформируют металл или не контактируют с ним. На практике прочность удержания зерен связкой можно определить посредством измерения существующими методами твердости абразивного инструмента. Усилие вырывания зерна существенно зависит от его вылета над поверхностью связки. По оценке разных авторов зерна не удерживаются в связке при заделке в неё на глубину менее $hz=12-30$ % от номинального размера зерна.

В целях изучения данного вопроса в общей методологии определения рациональной структуры и свойств алмазно-композиционных материалов была разработана модель, учитывающая различную величину заделки зерен в связку.

На рис. 8 представлена расчетная модель для изучения влияния величины заделки зерна на НДС в зоне шлифования.

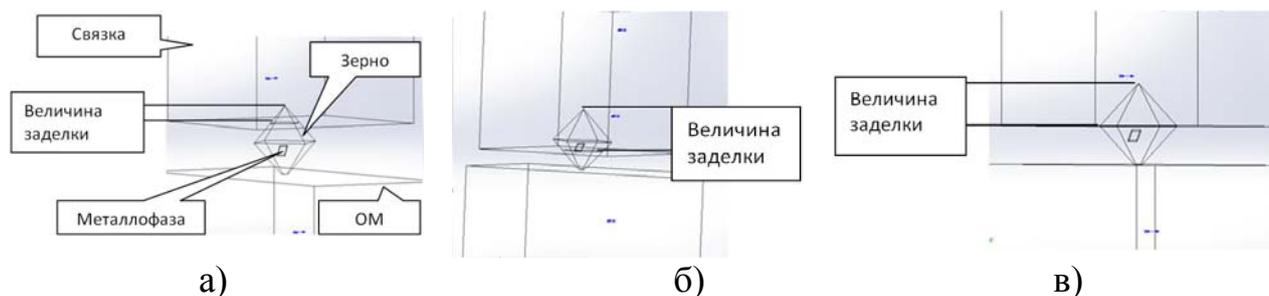


Рис. 8. Расчетная модель для изучения влияния величины заделки зерна на НДС в зоне шлифования: а) – $hz= 20\%$; б) - $hz= 65\%$; в) - $hz= 50\%$;

На рис. 9 приведены результаты испытаний алмазных зерен размером 250/200 мкм на металлической связке при обработке керамики.

Из полученных данных видно, что с увеличением вылета зерна из связки с 35% до 80%, усилие вырывания уменьшается в 1,3–1,7 раза. Анализ результатов показывает, что с ростом температуры шлифования роль термонапряжений существенно возрастает.

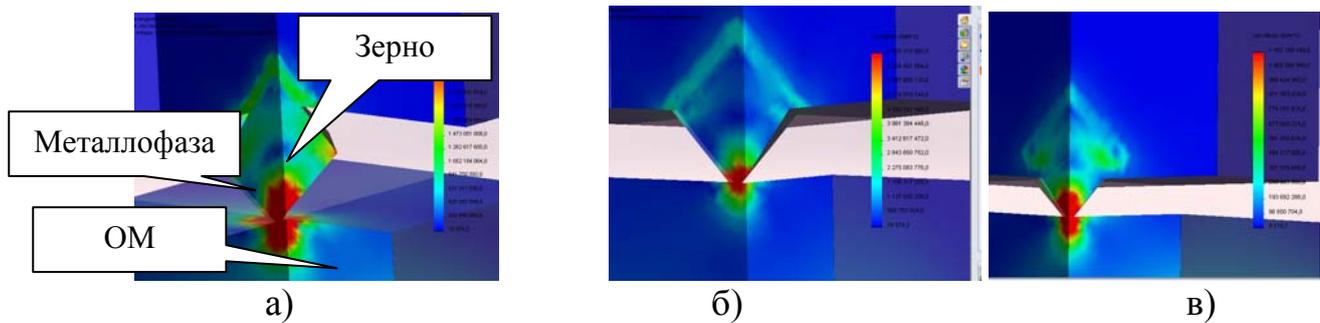


Рис. 9. Визуализация полей напряжений в изучаемой системе:
 а) – $h_3= 20\%$; б) - $h_3= 50\%$; в) - $h_3= 65\%$

Таким образом, 3D моделированием показано, что при заделке зерна в металлической связке, равной 65% и более от общей длины, может приводить к засаливанию круга. Поскольку возникшие напряжения оказываются недостаточными для вырывания зерна из связки. На основе разработанных моделей, в дальнейшем, могут проводиться исследования по определению оптимальных сочетаний материалов связующего компонента и ориентации зерен в композите. Эти разработки являются перспективными в процессе управления самозатачиванием алмазных кругов при помощи научно обоснованного выбора характеристик круга, режимов изготовления инструмента, а так же его применения.

Общая методология позволяет оценить «вклад» в НДС системы силового и температурного фактора, а так же концентрации, марки, взаимного ориентирования, износа алмазных зерен на основных этапах жизненного цикла АКМ – «разработка, производство и эксплуатация».

Список литературы: 1. Mamalis AG, Grabchenko AI, Fedorovich VA, Kundrák J.: [Methodology of 3D simulation of processes in technology of diamond-composite materials](#) International Journal Of Advanced Manufacturing Technology, Volume: 43, Issue: 11-12, pp.1235-1250 DOI: 10.1007/s00170-008-1802-0 Published: 2009. 2. Mamalis, A. G., Grabchenko A. I., Fedorovich V. A., Kundrak J.: Simulation of effects of metal phase in a diamond grain and bonding type on temperature in diamond grinding. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, 58/2012 pp.195-200 DOI: 10.1007/s00170-011-3382-7. 3. Mamalis A.G. Ways of simulation-based improvement in the performance of diamond-abrasive tools / A.G. Mamalis, A.I. Grabchenko, V.A. Fedorovich, J. Kundrak, E.A. Babenko // Journal of Machining and Forming Technologies. – New York: Nova Publishers, 2012. – Vol. 4, Issue 1-2, p. 1-11. 4. Grabchenko Anatoliy I. Improvement of diamond-abrasive tools based on 3D – simulation / Anatoliy I. Grabchenko, Vladimir A. Fedorovich, Evgeniy A. Babenko, Dmitriy V. Romashov, Dmitriy O. Fedorenko // The Publications of the XXIV. microCAD International Scientific Conference. – Miskolc University, 2010. – P. 63-68. 5. Grabchenko Anatoly. 3D Simulation of diamond grain with bond joint by finite element method / Anatoly Grabchenko, Yevgen Babenko, Volodymyr Fedorovych // Archiwum Technologii Maszyn I Automatykacji. – Poznan, 2011. – Vol. 31, № 2, p. 19-26. 6. Mamalis A.G. 3D simulation of diamond grinding process by finite element method / A.G. Mamalis, A.I. Grabchenko, V.A. Fedorovich, J. Kundrak, E.A. Babenko // Збірник наукових праць «Сучасні технології в машинобудуванні». – Харків : НТУ «ХПІ», 2011. – Вип. 6. – С. 100-108. 7. Grabchenko Anatoly. Simulation of Grinding Process of Polycrystalline Superhard Materials / Anatoly Grabchenko, Vladimir Fedorovich, Ivan Pyzhov, Valery Fadeev, Eugene Babenko, Vitaly Klimenko // Key Engineering Materials. – Zurich: Trans Tech Publications, 2013. – Vol. 581, p. 217-223.

ВЗАИМОСВЯЗЬ ПАРАМЕТРОВ РЕЖУЩЕГО РЕЛЬЕФА АЛМАЗНОГО КРУГА С ШЕРОХОВАТОСТЬЮ И ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТЬЮ ОБРАБОТКИ ПРИ УСТОЙЧИВОМ ШЛИФОВАНИИ

Гуцаленко Ю.Г., ст. науч. сотрудник
(Национальный технический университет "ХПИ", г. Харьков)

There are received the analytical dependences for roughness and processing performance which are interrelated with parameters of the diamond wheel relief. Practical implementation of the calculation approach is possible with sustainability parameters of the tool relief under a diamond-spark grinding when electric modes of their renovating are controlled by maintaining the pace of a bond erosive destruction from electrical discharges, agreed with the contact wear of the cutting grains

Введение. Варьирование высотными параметрами режущего рельефа круга данной характеристики при устойчивом шлифовании позволяет добиваться и улучшенной шероховатости обработанной поверхности при работе инструментом с повышенным притуплением режущих зерен в условиях обеспечения умеренного темпа принудительного изнашивания связки, и повышенной производительности обработки при работе инструментом с умеренным притуплением режущих зерен в условиях обеспечения повышенного темпа принудительного изнашивания связки [1, 2]. Получение взаимосвязанных с параметрами рельефа алмазного круга аналитических выражений шероховатости и производительности обработки, удобных практическому технологу для определения доступных в реальных условиях путей эффективного решения заданий на механическую обработку, является важной задачей поддержки современных гибких машиностроительных производств.

Основная часть. Определим параметр шероховатости обработки R_{max} с учетом условия стабилизации режущего рельефа круга. Для этого воспользуемся условием равенства R_{max} , максимальной (вероятностной) толщины среза H_{max} и глубины шлифования t , приведенным в работе [3]:

$$R_{max} = H_{max} = t, \quad (1)$$

$$H_{max} = (1 - \eta) \cdot H, \quad (2)$$

где H – максимальная глубина внедрения обрабатываемого материала в рабочую поверхность круга, отсчитывая ее от вершины исходного (неизношенного) максимально выступающего над уровнем связки зерна, m ; $\eta = x/H$ – безразмерный коэффициент, учитывающий степень затупления зерна ($\eta \rightarrow 0$ – для острого зерна, $\eta \rightarrow 1$ – для затупленного зерна); x – величина линейного износа максимально выступающего над уровнем связки зерна, m .

Параметры H и η могут быть представлены в виде:

$$H = \sqrt[3]{\frac{9 \cdot b \cdot V'_{dem}}{tg\gamma \cdot k \cdot V_{kp} (1 - \eta^2)}}; \quad (3)$$

$$\eta = \sqrt{1 - \frac{k^2 \cdot V_{кр}^2 \cdot S_{пред}^3}{81 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot b^2 \cdot V_{дет}^2}}, \quad (4)$$

где b – максимальная высота выступания зерен над уровнем связки круга, м; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/м²; 2γ – угол при вершине конусообразного режущего зерна; $S_{пред}$ – предельная площадь поперечного сечения среза отдельным зерном круга, обусловленная собственно прочностью зерна или прочностью его удержания в связке круга (в зависимости от типа связки и механизма износа алмазного круга), м²; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; $V'_{дет}$ – скорость подачи обрабатываемого прямолинейного образца, движущегося по нормали к рабочей поверхности круга, м/с.

После соответствующих преобразований (1) имеем

$$R_{max} = 5 \sqrt[5]{\frac{(1-\eta)^4 \cdot 18 \cdot 10^4 \cdot \pi^2 \cdot \bar{X}^6 \cdot V_{дет}^2 \cdot \rho}{(1+\eta)^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \gamma \cdot m^2 \cdot V_{кр}^2}}, \quad (5)$$

где \bar{X} – зернистость круга, м; m – объемная концентрация зерен круга; $\rho = 1/R_{кр} + 1/R_{дет}$; $R_{кр}$, $R_{дет}$ – соответственно радиусы круга и детали, м.

В зависимость (5) входит безразмерная величина $[(1-\eta)^4/(1+\eta)^2]^{1/5}$, которая определяет степень износа (сглаженность) режущего рельефа алмазного круга. С увеличением безразмерного коэффициента η параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается.

Преобразуем зависимость (4) путем выражения параметра $S_{пред}$ через силу резания, действующую на отдельное зерно круга. Будем считать, что объемное разрушение зерна или его выпадение из связки без разрушения (в зависимости от прочности удержания зерна в связке) происходит от действия радиальной составляющей силы резания P_{y1} , действующей на зерно, так как $P_{y1} > P_{z1}$, где P_{z1} – тангенциальная составляющая силы резания, действующая на зерно. Как показано в работе [4], в этом случае

$$S_{пред} = \frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{сж}} \cdot (1-\eta), \quad (6)$$

где $\sigma_{сж}$ – предел прочности обрабатываемого материала на сжатие, Н/м².

С использованием (6) зависимости (4), (3) и (2) соответственно примут вид [5]:

$$\eta = 1 - \frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{P_{y1}} \right)^{1,5}; \quad (7)$$

$$H = \left(\frac{P_{y1}}{2 \cdot \sigma_{сж}} \right)^{0,5}; \quad (8)$$

$$H_{max} = \frac{9 \cdot b \cdot V'_{дет}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{P_{y1}} \right)^{1,5}. \quad (9)$$

Применительно к круглому наружному (плоскому) шлифованию, преобразуем зависимость (7) с учетом известного соотношения [6]: $V'_{дет} = V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}$, а также соотношений [7]: $b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$; $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$, где $(1 - \varepsilon)$ – коэффициент, учитывающий степень выступания зерен над уровнем связки; $V_{дет}$ – скорость детали, м/с. Тогда

$$\eta = 1 - \frac{600 \cdot \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \cdot t \cdot \rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \cdot \sigma_{сж}}{P_{y1}} \right)^{1,5}, \quad (10)$$

Подставим в зависимость (5) зависимость (10), пренебрегая множителем $(1 + \eta) \approx 1$:

$$R_{max} = \sqrt[5]{\left[\frac{600 \pi \cdot \bar{X}^3 \cdot V_{дет} \cdot \sqrt{2 \rho}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot m \cdot V_{кр}} \cdot \left(\frac{2 \sigma_{сж}}{P_{y1}} \right) \right]^6} \cdot t^2. \quad (11)$$

Как видим, при условии стабилизации режущего рельефа алмазного круга влияние параметров \bar{X} , m , $V_{дет}$, $V_{кр}$, ρ на параметр шероховатости обработки R_{max} усиливается. Имеет место увеличение R_{max} с увеличением глубины шлифования t . Следовательно, изменение параметров режущего рельефа круга ведет к существенному изменению шероховатости обработанной поверхности.

Рассмотрим влияние механизма износа круга на параметры его режущего рельефа. Приведенные выше аналитические зависимости справедливы для условий: $b \geq H$ и $P_{y1} = P$, где P – сила, при которой происходит разрушение (раздавливание) режущего зерна. Если из расчетов вытекает, что $H > b$, то предельное значение радиальной составляющей силы резания P_{y1} , действующей на отдельное зерно, будет меньше P и равно силе, удерживающей зерно в связке. В этом случае объемное разрушение зерен не произойдет, зерна будут выпадать из связки под действием силы $P_{y1} < P$.

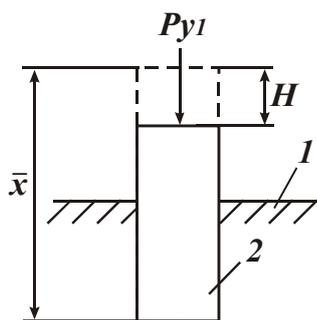


Рис. 1. Расчетная схема устойчивости зерна в связке: 1 – связка круга; 2 – режущее зерно

Рассмотрим условие устойчивости зерна в связке от действия радиальной составляющей силы резания P_{y1} , действующей на отдельное зерно.

Радиальная составляющая силы резания P_{y1} , действующая на отдельное зерно, условно определяется (рис. 1)

$$P_{y1} = a \cdot (\bar{X} - H), \quad (12)$$

где a – размерный коэффициент, зависящий от прочности связки круга (чем прочнее связка, тем больше коэффициент a).

Из зависимости (12) следует, что с увеличением параметра $H = b$ (вследствие уменьшения глубины залегания зерна в связке круга) радиальная составляющая силы резания P_{y1} , действующая на отдельное зерно, уменьшается.

Подставим зависимость (12) в зависимость (8):

$$H^2 + \frac{a}{2 \cdot \sigma_{сж}} \cdot H - \frac{a \cdot \bar{X}}{2 \cdot \sigma_{сж}} = 0. \quad (13)$$

После несложных преобразований приходим к квадратному уравнению относительно неизвестной величины H .

Решение уравнения имеет вид:

$$H = \frac{\bar{X}}{\left(\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \bar{X}}{a}} \right)}. \quad (14)$$

Знаменатель зависимости (14) больше единицы, поэтому $H < \bar{X}$. Чем больше предел прочности на сжатие обрабатываемого материала $\sigma_{сж}$ и меньше коэффициент a , тем меньше величина H . Следовательно, с уменьшением прочности удержания зерна в связке величина $H = b$ уменьшается.

Подставим зависимость (14) в (12). После преобразований, имеем

$$P_{y1} = \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \bar{X}}{\left(\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \bar{X}}{a}} \right)}. \quad (15)$$

Нетрудно видеть, что с увеличением параметров $\sigma_{сж}$, \bar{X} и a радиальная составляющая силы резания P_{y1} , действующая на отдельное зерно, увеличивается. Из зависимостей (7) и (9) следует, что с увеличением P_{y1} безразмерный коэффициент η увеличивается, а H_{max} уменьшается. Следовательно, с увеличением прочности удержания зерна в связке (с увеличением коэффициента a) максимальная (вероятностная) толщина среза H_{max} уменьшается, а безразмерный коэффициент η увеличивается (режущий рельеф круга становится более сглаженным). Как видим, все основные параметры шлифования (в случае, когда в механизме износа круга преобладает выпадение зерен из связки без их объемного разрушения) определяются прочностными свойствами связки круга и обрабатываемого материала, а также зернистостью круга \bar{X} . Параметры режима шлифования влияния не оказывают.

Выразим в зависимости (14) параметр H зависимостью (3) и разрешим полученное выражение относительно скорости детали $V'_{дет}$:

$$V'_{дет} = \frac{tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta)}{9 \cdot b} \cdot \left(\frac{\bar{X}}{\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{сж} \cdot \bar{X}}{a}}} \right)^3. \quad (16)$$

Определим производительность обработки $Q = V'_{дет} \cdot F$, где F – площадь поперечного сечения обрабатываемого образца, м². Для этого преобразуем зависимость (16) с учетом известных, приведенных выше, соотношений [7]:

$b = (1 - \varepsilon) \cdot \bar{X}$; $k = \frac{3 \cdot m \cdot (1 - \varepsilon)}{200 \cdot \pi \cdot \bar{X}^2}$, где $(1 - \varepsilon)$ – коэффициент, определяющий степень выступания зерен над уровнем связки:

$$Q = \frac{tg\gamma \cdot m \cdot V_{кр} \cdot (1 - \eta) \cdot F}{600 \cdot \pi} \cdot \left(\frac{1}{\frac{1}{2} + \sqrt{\frac{1}{4} + \frac{2 \cdot \sigma_{сжс} \cdot \bar{X}}{a}}} \right)^3. \quad (17)$$

Как следует из зависимости (17), увеличить производительность обработки Q можно увеличением параметров m , $V_{кр}$, F и уменьшением безразмерного коэффициента η .

Данное решение получено для случая $H=b$. В реальных условиях шлифования параметр H всегда меньше максимальной высоты выступания режущих зерен над уровнем связки круга b на величину, равную высоте межзеренного пространства круга Δ , занимаемого образующимися стружками и другими продуктами обработки.

Для того чтобы учесть указанную высоту, необходимо рассматривать вместо величины \bar{X} величину $(\bar{X} - \Delta)$. Очевидно, это приведет к уменьшению параметра H . Однако, не столь значительно, т.к. $\bar{X} \gg \Delta$. Поэтому можно считать, что параметр H , скорость детали $V'_{дет}$ и соответственно производительность обработки Q обусловлены устойчивостью зерен в связке, определяемой прочностными свойствами связки круга и обрабатываемого материала.

Следует отметить, что данный вывод справедлив для случая, когда в механизме износа круга преобладает выпадение зерен из связки без их объемного разрушения. В случае, когда в механизме износа круга преобладает объемное разрушение зерен и их последующее выпадение из связки, параметры H и H_{max} будут определяться зависимостями (8) и (9). В этих зависимостях радиальную составляющую силы резания P_{y1} , действующую на максимально выступающее из связки зерно, необходимо рассматривать равной предельной силе, при которой происходит объемное разрушение (раздавливание) алмазного зерна.

Выводы. Полученные выражения шероховатости и производительности, основанные на аналитической методологии Ф.В. Новикова и А.В. Якимова [1-4], связывают эти важнейшие выходные показатели механической обработки шлифованием с высотными параметрами режущего рельефа круга. Использование этих зависимостей на практике ориентировано на процессы обработки с возможностью обеспечения устойчивости параметров рельефа инструмента, например, при алмазно-искровом шлифовании с управлением электрическими режимами эрозионного разрушения связки круга электрическими разрядами, согласованного с контактным износом режущих зерен. На основании полученных аналитических результатов в таких условиях возможно принимать обоснованные технологические решения для выполнения производственных задач.

Список литературы: 1. Новиков, Ф. В. Качество обработки деталей машин / Ф. В. Новиков, А. В. Якимов, Г. В. Новиков и др. // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 6. – Одесса : ОНПУ, 2003. – 716 с. 2. Новиков, Ф. В. Проектирование

технологических процессов в машиностроении / Ф. В. Новиков, А. В. Якимов, Г. В. Новиков и др. // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 9. – Одесса : ОНПУ, 2005. – 584 с. 3. Якимов, А. В. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А. В. Якимов, Ф. В. Новиков, Г. В. Новиков, Б. С. Серов, А. А. Якимов. – Одесса : ОГПУ, 1999. – 450 с. 4. Новиков, Ф. В. Теория абразивной и алмазно-абразивной обработки материалов / Ф. В. Новиков, А. В. Якимов, Г. В. Новиков и др. // Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф. В. Новикова и А. В. Якимова. В десяти томах. – Т. 4. – Одесса: ОНПУ, 2002. – 802 с. 5. Новиков, Ф. В. Формирование рабочей поверхности алмазного круга в процессе шлифования / Ф. В. Новиков, Ю. Г. Гуцаленко // Вісн. Нац. техн. ун-ту «Харк. політехн. ін-т»: Зб. наук. пр. Тем. вип.: Технології в машинобудуванні. – 2002. – № 9, т. 10. – С. 115-120. 6. Новиков, Ф. В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования : Дис... д-ра техн. наук: 05.02.08 – технология машиностроения; 05.03.01 – процессы механической обработки, станки и инструменты / Ф. В. Новиков; Харьковское НПО «Прогресс» (вып.); Одес. гос. политехн. ун-т (защита). – Одесса, 1995. – 438 с. 7. Абразивная и алмазная обработка материалов: Справочник / Под ред. А. Н. Резникова. – М. : Машиностроение, 1977. – 390 с.

УДК 621.9.02

РОЛЬ ФАКТОРА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОЙ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ В ФОРМИРОВАНИИ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ КОМБИНИРОВАННЫМ ОСЕВЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Степанов М.С., докт. техн. наук, **Иванова М.С.**
(Национальный технический университет "ХПИ", г. Харьков)

The factors influencing on the surface roughness in the sequential hole-making operation with combined axial tool are viewed. A functional dependence, which establishes the relationship of surface roughness on each transition is proposed. The functional dependence allows to estimate the role of technological heredity factor in the formation of surface roughness in the hole-making operation with combined axial tool

Введение. Технологическая наследственность при использовании комбинированного осевого инструмента (КОИ) проявляется путем перенесения погрешности (механических, физико-химических свойств и т.п.), возникающих при обработке предыдущей ступенью инструмента, на процесс обработки последующей ступенью. Технологическая наследственность зависит не только от характеристик инструмента и метода обработки, но и режимов резания. Она может проявляться: в потере точности расположения осей отверстий; в изменении шероховатости, которая испытывает влияние исходной шероховатости, полученной в результате обработки предыдущей ступенью; в изменении физико-механических параметров поверхностного слоя, которые могут проявляться даже в процессе эксплуатации детали. Особенно учет технологической наследственности становится актуальным в условиях автоматизированного проектирования технологических процессов [1].

Основная часть. Шероховатость поверхности отверстия, полученного осевым инструментом, определяется функциональной зависимостью экспоненциального вида:

$$Ra = x_0 \cdot D^x \cdot V^y \cdot S^z, \quad (1)$$

где x_0, x, y, z – эмпирические коэффициенты и показатели степени, зависящие от условий обработки (материала детали, инструмента, наличия СОЖ и т.п.); D – диаметр инструмента, мм; V – скорость резания, м/мин; S – подача инструмента, мм/об.

Так как КОИ – это инструмент, состоящий из совокупности элементарных осевых инструментов, то шероховатость поверхности отверстия, обработанного i -ой ступенью КОИ:

$$Ra_i = x_{0i} \cdot D_i^{x_i} \cdot V_i^{y_i} \cdot S_i^{z_i}. \quad (2)$$

Тогда, шероховатость поверхности отверстия, обрабатываемого трехступенчатым КОИ, получаемая после обработки

- первой ступенью:

$$Ra_1 = x_{01} \cdot D_1^{x_1} \cdot V_1^{y_1} \cdot S_1^{z_1}, \quad (3)$$

- второй ступенью:

$$Ra_2 = x_{02} \cdot D_2^{x_2} \cdot V_2^{y_2} \cdot S_2^{z_2}, \quad (4)$$

- третьей ступенью:

$$Ra_3 = x_{03} \cdot D_3^{x_3} \cdot V_3^{y_3} \cdot S_3^{z_3}. \quad (5)$$

Нумерация ступеней КОИ возрастает от вершины по направлению к хвостовику. Диаметры второй и третьей ступени КОИ:

$$D_2 = D_1 + 2 \cdot t_2; \quad (6)$$

$$D_3 = D_2 + 2 \cdot t_3 = D_1 + 2 \cdot (t_2 + t_3),$$

где D_1, D_2, D_3 – диаметры соответствующих ступеней КОИ; t_2, t_3 – глубина резания, для второй и третьей ступени КОИ.

Из формулы (3) диаметр первой ступени:

$$D_1^{x_1} = \left(\frac{Ra_1}{x_{01} \cdot V_1^{y_1} \cdot S_1^{z_1}} \right)^{\frac{1}{x_1}}. \quad (7)$$

Тогда, диаметр второй ступени:

$$D_2 = \left(\frac{Ra_1}{x_{01} \cdot V_1^{y_1} \cdot S_1^{z_1}} \right)^{\frac{1}{x_1}} + 2 \cdot t_2. \quad (8)$$

Подставляя выражение (8) в (4) определим шероховатость после обработки второй ступенью с учетом шероховатости поверхности, полученной после обработки первой ступенью:

$$Ra_2 = x_{02} \cdot \left[\left(\frac{Ra_1}{x_{01} \cdot V_1^{y_1} \cdot S_1^{z_1}} \right)^{\frac{1}{x_1}} + 2 \cdot t_2 \right]^{x_2} \cdot V_2^{y_2} \cdot S_2^{z_2}. \quad (9)$$

Шероховатость поверхности отверстия после обработки третьей ступенью с учетом шероховатости, полученной после обработки второй ступенью:

$$Ra_3 = x_{03} \cdot \left[\left(\frac{Ra_2}{x_{02} \cdot V_2^{y_2} \cdot S_2^{z_2}} \right)^{\frac{1}{x_2}} + 2 \cdot t_3 \right]^{x_3} \cdot V_3^{y_3} \cdot S_3^{z_3} \quad (10)$$

С учетом шероховатости поверхности, полученной первой ступенью, зависимость (10) принимает вид:

$$Ra_3 = x_{03} \cdot \left[\left(\frac{Ra_2}{x_{02} \cdot V_2^{y_2} \cdot S_2^{z_2}} \right)^{\frac{1}{x_2}} - \left(\frac{Ra_1}{x_{01} \cdot V_1^{y_1} \cdot S_1^{z_1}} \right)^{\frac{1}{x_1}} + D_3 + 2 \cdot t_2 \right]^{x_3} \times V_3^{y_3} \cdot S_3^{z_3} \quad (11)$$

Формула (11) устанавливает взаимосвязь параметров шероховатости Ra по фактору технологической наследственности при обработке отверстия КОИ и позволяет установить зависимость шероховатости поверхности на последнем этапе обработки отверстия последней ступенью инструмента от шероховатостей поверхностей, полученных после обработки предыдущими ступенями инструмента, а также параметров режимов резания на каждом этапе. Для качественной оценки вышеизложенного проводили моделирование шероховатости поверхности отверстия, обработанного двухступенчатым сверлом (рис. 1). Исследования проводили при следующих условиях: материал заготовки – сталь 40Х, материал инструмента – быстрорежущая таль Р6М5, диаметр ступеней КОИ $D_1 = 12$ мм; $D_2 = 14...28$ мм, соотношение подач варьировалось.

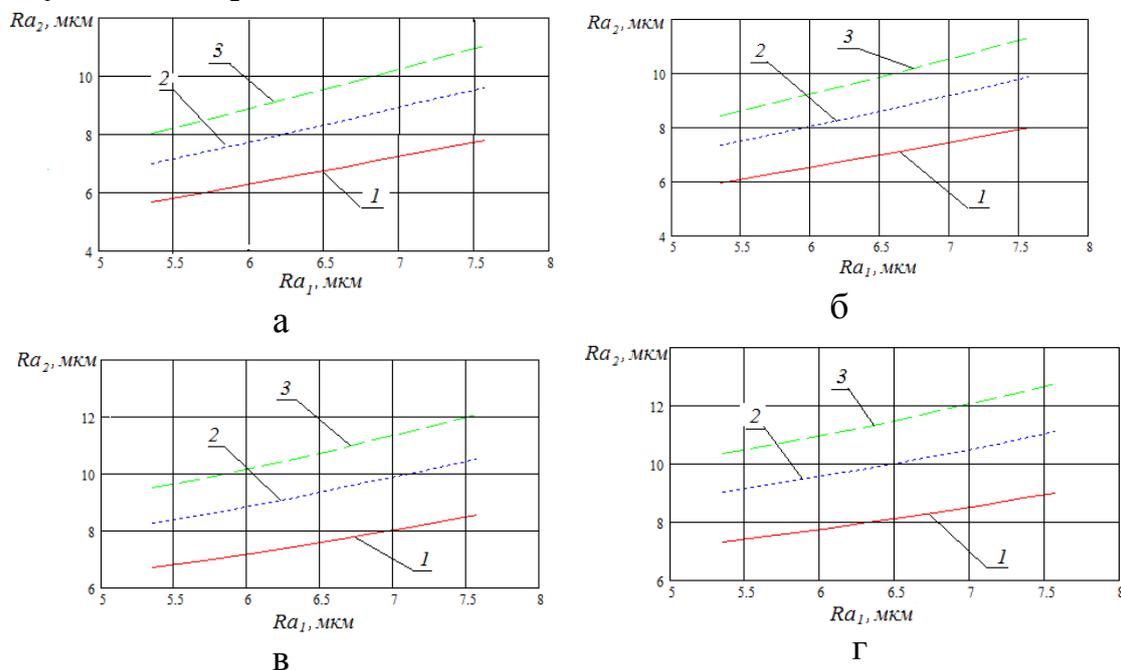


Рис. 1. Зависимость шероховатости поверхности отверстия после рассверливания второй ступенью от шероховатости, полученной после сверления первой ступенью при соотношении диаметров: а – $D_2 / D_1 = 1,33$; б – $D_2 / D_1 = 1,67$; в – $D_2 / D_1 = 1,83$ мм; г – $D_2 / D_1 = 2,3$; 1 – $S_1 / S_2 = 0,06 / 0,06$ мм/об; 2 – $S_1 / S_2 = 0,06 / 0,1$ мм/об; 3 – $S_1 / S_2 = 0,06 / 0,14$ мм/об

Результаты исследования свидетельствуют о том, что при последовательной обработке отверстия КОИ с увеличением шероховатости поверхности, полученной первой ступенью инструмента, увеличивается шероховатость поверхности, полученная второй и последующими ступенями. Это утверждение справедливо для различных соотношений диаметров ступеней и подач инструмента (см. рис. 1). В качестве критерия оценки этого увеличения использовали комплексный параметр шероховатости $K_{Ra} = Ra_2 / Ra_1$, который позволяет учитывать фактор влияния технологической наследственности при обработке отверстий на шероховатость поверхности (рис. 2).

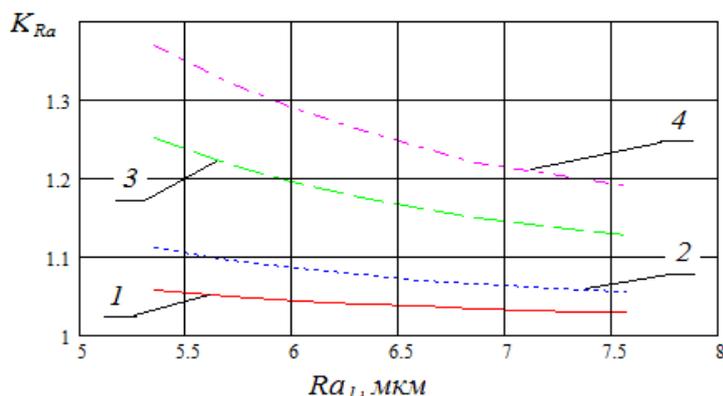


Рис. 2. Влияние шероховатости отверстия, обработанного первой ступенью, на критерий K_{Ra} для двухступенчатого сверла при:

1 – $D_2 / D_1 = 1,33$; 2 – $D_2 / D_1 = 1,67$; 3 – $D_2 / D_1 = 1,83$ мм; 4 – $D_2 / D_1 = 2,3$

Как показывает график (см. рис. 2), критерий шероховатости K_{Ra} возрастает с увеличением соотношения диаметров ступеней D_2 / D_1 . Кроме того, с уменьшением разницы между диаметрами ступеней, критерий K_{Ra} изменяется незначительно.

Выводы. Получена математическая зависимость, которая устанавливает связь между параметрами шероховатости поверхности отверстия, последовательно обработанного ступенями КОИ, и дает возможность оценить влияние режимов резания и диаметров ступеней инструмента на формирование фактора технологической наследственности. Исследования показали, что на качество поверхности отверстия большое влияние оказывает шероховатость, полученная в результате работы первой ступени инструмента, и чем больше разница между диаметрами ступеней инструмента, тем сильнее это влияние.

Список литературы: 1. Смирнова Е.Н. Проблема автоматизированного проектирования технологических процессов с учетом технологической наследственности / Е.Н. Смирнова, Е.Г. Крылов // Известия ВолгГТУ. – Волгоград. – 2011. – №7 – С. 100-102. 2 Справочник технолога машиностроителя: в 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова. – 4-е изд., перераб. и доп. – М. : Машиностроение. 1985, – 496 с. 3. Общемашиностроительные нормативы времени и режимов резания для нормирования работ, выполняемых на универсальных и многоцелевых станках с ЧПУ. В 2-х ч. – М.: Экономика, 1990. – 208 с.

РЕАКЦИЯ СМАЗОЧНОГО СЛОЯ НА НАПРАВЛЯЮЩИХ ОПОРАХ ИНСТРУМЕНТА ДЛЯ ОБРАБОТКИ ГЛУБОКИХ ОТВЕРСТИЙ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА ПО СХЕМЕ ВТА(STS)

Пермяков А.А., докт. техн. наук (НТУ "ХПИ", г. Харьков)

Пациора А.П., канд. техн. наук

(ЗАО «Новокраматорский машиностроительный завод», г. Краматорск)

Чикина Н.А., канд. техн. наук (НТУ "ХПИ", г. Харьков)

The lubricating layer pressure distribution function for guiding pads of tools for the deep holes machining is received. The influence of such parameters as the rotating tool speed, the viscosity liquid coolant, the gap between guiding pads and the hole on the lubricating layer carrying capacity is analyzed. Equations for the lubricating layer reaction on guiding pads are presented

Введение. Качество обработки глубоких отверстий с наружным подводом СОЖ в системе STS(ВТА) в значительной степени зависит от состояния направляющих опор инструмента. Уменьшение диаметра инструмента вследствие износа направляющих опор приводит к потере жесткости, что является одной из причин увода оси [1, 2] и снижения показателей шероховатости и точности отверстия. В работе [3] доказана возможность реализации гидродинамического эффекта между направляющими опорами и обрабатываемой поверхностью. Создание условий, при которых направляющие опоры и поверхность отверстия разделены несущим слоем СОЖ, обеспечат минимальный и постоянный по значению коэффициент трения в течение всего времени обработки. Это исключит дисбаланс инструмента, связанный с изменением направления вектора результирующей нагрузки при увеличении значения коэффициента трения в процессе износа направляющих опор. Реализация данного решения позволит устранить составляющую величины увода оси отверстия, вызванную дисбалансом инструмента в процессе износа направляющих опор, улучшить шероховатость отверстия и обеспечить стабильность диаметра по всей длине отверстия.

Основная часть. Определение реакции смазочного слоя на направляющих опорах и влияния конструктивных и технологических факторов на ее значение позволит назначать такие конструктивные параметры инструмента и технологические режимы его работы, которые обеспечат гидродинамический эффект на максимальной площади направляющих опор. На рис. 1 приведена схема взаимодействия инструмента с деталью. В работе [3] получена функция распределения давления в несущем слое СОЖ по координате α в интегральном виде:

$$p = \int \frac{6\mu(U_c - U_d)}{(\Delta + (\Delta - h_0)\cos\alpha)^2} d\alpha, \quad (1)$$

где α - угол поворота подвижной системы координат; μ - динамический коэффициент вязкости СОЖ; U_d - окружная скорость детали; U_c - окружная скорость инструмента; h_0 - толщина слоя СОЖ на участке максимального давления из частного случая уравнения Рейнольдса для исследования смазочного

слоя в зазоре между направляющими опорами инструмента и деталью, полученного нами в работе [3], Δ - зазор между направляющими опорами и деталью в ненагруженном состоянии (вылет режущей пластины).

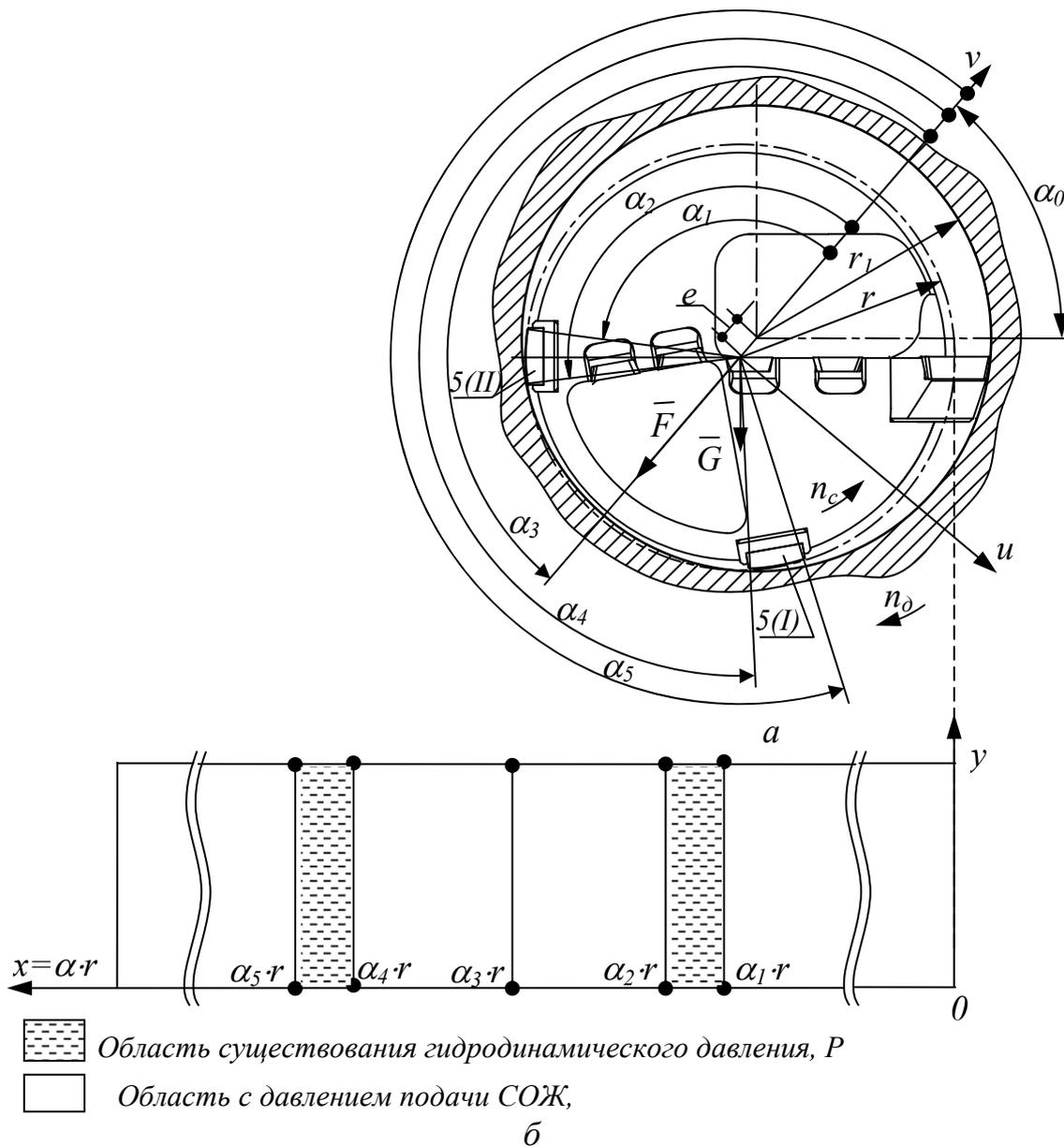


Рис. 1. Схема взаимодействия инструмента с деталью (а) и развертка рабочей (направляющей) поверхности инструмента (б)

После ряда математических преобразований нами была получена функция распределения давления в безинтегральном виде:

$$p = \gamma \cdot \left(\arctg\left(\omega \cdot \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}\right) - \frac{1}{2B} \sin\left(2 \cdot \omega \cdot \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2}\right) \right); \quad (2)$$

$$\gamma = \frac{2 \cdot A \cdot B}{(B^2 - 1)^{1.5}}; \quad B = \frac{\Delta}{\Delta - h_0};$$

$$A = \frac{6 \cdot \mu \cdot (U_c - U_\Delta)}{(\Delta - h_0)^2}; \quad \omega = \sqrt{\frac{B-1}{B+1}};$$

где A, B, γ, ω – величины, введенные для упрощения записи функции.

Запись функции распределения давления в безинтегральном виде позволяет проанализировать характер изменения давления по координате α , а также выявить факторы, влияющие на формирование несущего слоя СОЖ. Анализ функции производился в пакете MathCAD. При построении кривых $p(\alpha)$ и дальнейшего анализа функции распределения давления были приняты следующие условия: диаметр инструмента по направляющим опорам 100 мм; динамический коэффициент вязкости СОЖ марки Асфол $\mu=0,135\text{г/см}\cdot\text{с}$; окружная скорость детали $U_d=0,105\text{м/с}$, что соответствует частоте вращения $n=200\text{об/мин}$; окружная скорость инструмента $U_c=1,05\text{м/с}$, что соответствует частоте вращения $n=200\text{об/мин}$; толщина слоя СОЖ на участке максимального и минимального давления $h_0=0,05\text{мм}$, зазор между направляющими опорами и деталью в ненагруженном состоянии (вылет режущей пластины) $\Delta=0,1\text{мм}$. Диапазоны координат, в которых производился анализ функции, соответствуют стандартному размеру и расположению направляющих опор в конструкции головок глубокого сверления таких производителей как Botek и Sandvik Coromant.

На рис. 2,а показан график $p(\alpha)$ изменения давления по координате α в диапазоне $\alpha \in [2,10; 2,44]$, что соответствует расположению боковой направляющей опоры 5(II), рис. 1,а. На рис. 2,б показан график $p(\alpha)$ изменения давления по координате α в диапазоне $\alpha \in [3,84; 4,19]$, что соответствует расположению нижней направляющей опоры 5(I) на рис. 1,а.

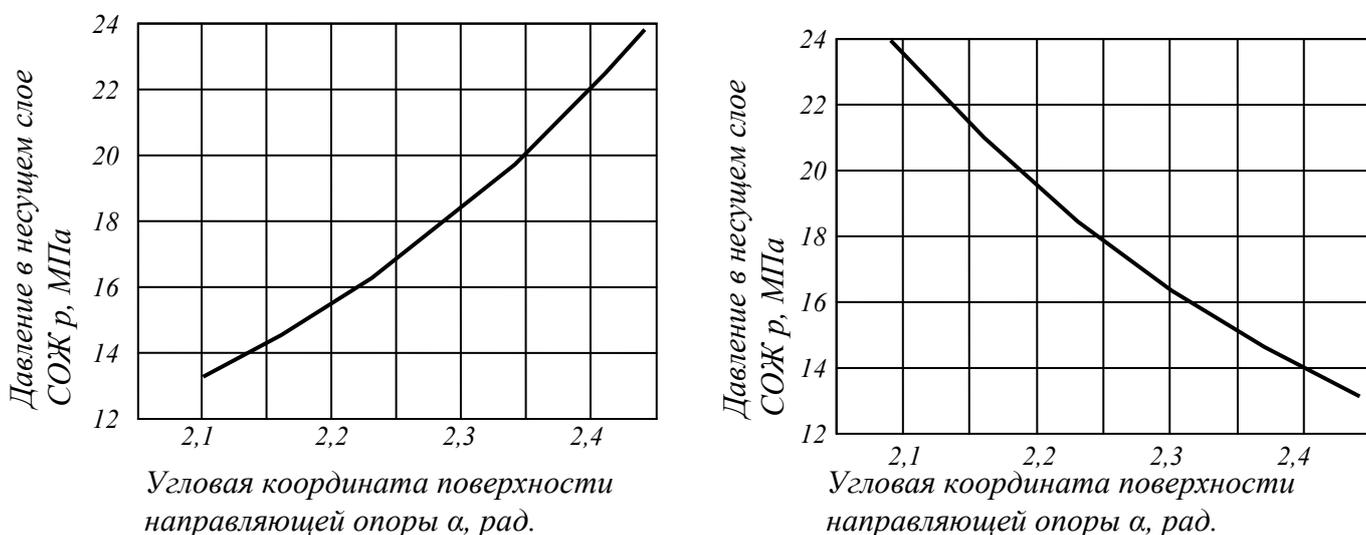


Рис. 2. Графики распределения давления $p(\alpha)$ в несущем слое СОЖ под направляющими опорами инструмента: а – для боковой направляющей опоры, б – для нижней направляющей опоры

Функция (2) включает целый ряд переменных, отражающих влияние конструктивных особенностей инструмента и технологических режимов его работы на давление несущего слоя СОЖ. Выделим и проанализируем наиболее значимые: зазор между направляющими опорами и деталью в ненагруженном состоянии (вылет режущей пластины) Δ , мм, длина дуги поверхности направля-

ющей опоры, заданная координатами α , рад, скорость вращения инструмента U_c , м/с, динамический коэффициент вязкости СОЖ μ , г/см·с.

На рис. 3 функция распределения давления представлена в виде поверхности как функция двух переменных $p(\alpha, \Delta)$ для боковой направляющей опоры 5(II) и нижней 5(I) соответственно (рис. 1,а. Как видно из полученных графиков, с увеличением вылета режущей пластины давление в произвольной точке под направляющей опорой убывает, следствием чего является снижение реакции несущего слоя и появление участков непосредственного контакта направляющих опор с поверхностью отверстия. Это приводит к появлению износа направляющих опор, в процессе которого значение вылета режущей пластины Δ возрастает, что, как показывают графики (рис. 3), приводит к дальнейшему снижению реакции несущего слоя СОЖ. Таким образом графические зависимости $p(\alpha, \Delta)$ объясняют механизм поэтапного роста пятна износа и разрушения направляющей опоры, описанный нами и экспериментально подтвержденный в предыдущих работах.

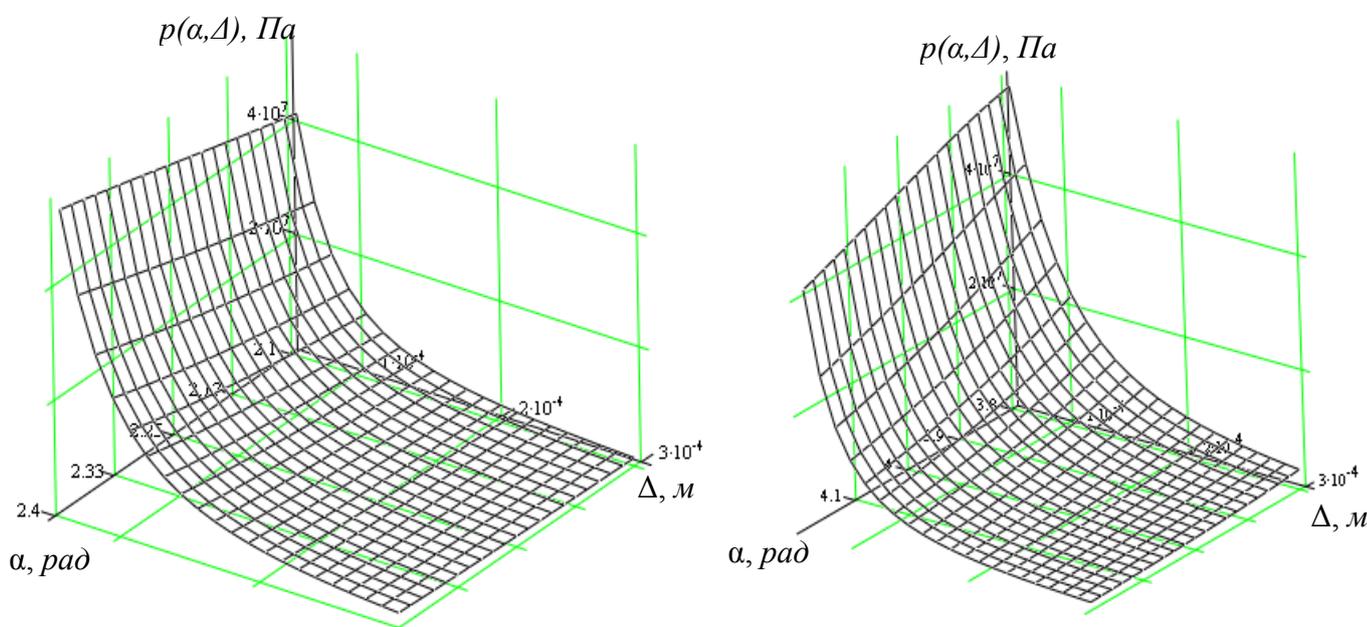


Рис. 3. Функция распределения давления по координате α при различных значениях вылета Δ периферийной режущей пластины: а – для боковой направляющей опоры, б – для нижней направляющей опоры

Исходя из графических представлений функции распределения давления (рис. 3), минимальная величина Δ вылета периферийной режущей пластины обеспечивает наибольшее давление, а, следовательно, и несущую способность слоя СОЖ. Ограничением минимального значения величины Δ является условие $\Delta > h_0$. Если рассматривать h_0 , как минимально допустимую толщину смазочного слоя, то по аналогии с [4] можно записать:

$$h_0 = Ra_1 + Ra_2 + \lambda_1 + \lambda_2 + f_{max} + \zeta, \quad (3)$$

где Ra_1, Ra_2 – высота микронеровностей на поверхности соответственно отверстия детали и направляющих опор; λ_1, λ_2 – максимальное отклонение от прямо-

линейности образующих поверхностей соответственно отверстия детали и направляющих опор; f_{max} – максимальный размер частиц, загрязняющих СОЖ; ζ – необходимая минимальная толщина слоя СОЖ, обеспечивающая возможность прохождения через зазор полезных составляющих масел.

Рассмотрим оставляющие формулы (3). Высота микронеровностей поверхности отверстия формируется режущей пластиной и частично сминается заходной частью направляющей опоры. Как известно, минимизации этого параметра можно достичь, выбрав геометрию режущей части с зачистной кромкой и выбрав режим работы с высокими скоростями и малыми оборотными подачами. При построении модели (рис. 3) нами была принята средняя шероховатость, достигаемая после операции глубокого сверления на ЗАО «НКМЗ» $Ra_1=3,2$ мкм.

Малое значение Ra_2 достигается на этапе проектирования и изготовления направляющих опор инструмента. Как показывает опыт эксплуатации направляющих опор, наибольшая их стойкость достигается при минимальной шероховатости их поверхности. При построении модели (рис. 3) нами была принята шероховатость направляющих опор фирмы Votek $Ra_2=0,1$ мкм

Величинами λ_1 и λ_2 в дальнейшем пренебрежем в виду относительно малой длины направляющих опор и высокой точности их изготовления.

Максимальный размер частиц загрязняющих СОЖ определяется технологией фильтрации и типом фильтровальной установки на конкретном станке. В наших условиях применялись магнитный и тканевый фильтры с фильтрующей способностью до 5 мкм, поэтому в теоретических и экспериментальных исследованиях мы исходим из $f_{max}=0,005$ мм.

Необходимая минимальная толщина слоя СОЖ, обеспечивающая возможность прохождения через зазор полезных составляющих масел согласно [4] $\zeta=0,002$ мм. Таким образом, минимальное принятое значение

$$h_0=0,0032+0,0001+0,005+0,002=0,0103 \text{ мм.}$$

Минимизация составляющих формулы (3) позволит работать с меньшими значениями h_0 и Δ , а, следовательно, обеспечить большее давление в несущем слое СОЖ. В дальнейшем нами планируется экспериментально подтвердить влияние этих параметров на стойкость направляющих опор и качество обработки, а также выработать рекомендации по назначению оптимальной режимной части и конструктивных параметров инструмента.

Рассмотрим влияние вязкости СОЖ на несущую способность масляного слоя. На рис. 4 функция распределения давления представлена в виде поверхности как функция двух переменных $p(\alpha, \mu)$ для боковой направляющей опоры 5(II) и нижней 5(I) соответственно (рис. 1, а). Влияние вязкости исследовалось в диапазоне 0,01 – 0,05 кг/(м·с), что соответствует 0,1 – 0,5 Пуаза – диапазон вязкостей большинства отечественных и зарубежных масляных СОЖ.

С увеличением вязкости давление в несущем слое СОЖ, а следовательно, и несущая способность возрастают. Однако чрезмерно высокая вязкость, согласно системе уравнений Рейнольдса для смазочного слоя [4], снижает скорость течения СОЖ. Это затрудняет проникновение СОЖ в зазор между

направляющими опорами и деталью, а также свободную циркуляцию в системе подвода и отвода СОЖ, что нарушает один из главных принципов глубокого сверления – беспрепятственный и быстрый отвод стружки.

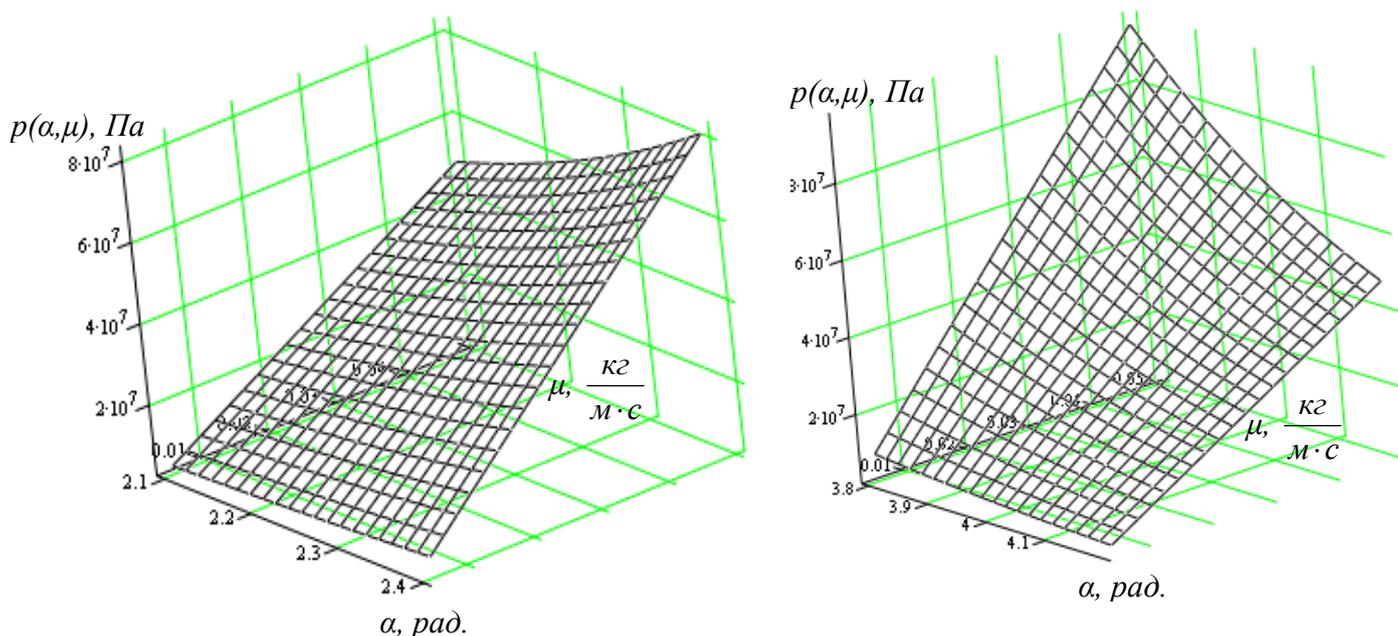


Рис. 4. Функция распределения давления по координате α при различных значениях коэффициента динамической вязкости μ :

a – для боковой направляющей опоры; b – для нижней направляющей опоры

Рассматривая функцию (2) необходимо выделить наиболее важный технологический параметр, влияющий на формирование несущего слоя – скорость вращения инструмента U_c . На рис. 5 функция распределения давления представлена в виде поверхности как функция двух переменных $p(\alpha, U_c)$ для боковой направляющей опоры 5(II) и нижней 5(I) соответственно, рисунок 1(a). Анализ влияния скорости вращения инструмента U_c проводился в диапазоне 0,5 – 3 м/с, что соответствует диапазону скоростей резания в зоне периферийной режущей пластины 30-180 м/мин.

Как видно, форма поверхности $p(\alpha, U_c)$ сходна с вышерассмотренной зависимостью (рис. 4). Увеличение скорости вращения инструмента обеспечивает рост давления в несущем слое под любой точкой направляющей опоры. Ограничениями максимальных значений U_c являются стойкость режущей части инструмента, а также возможности оборудования. В настоящее время производители инструмента для глубокого сверления используют в качестве материала режущей части различные твердые сплавы на основе карбида вольфрама (WC). Рекомендуемые скорости резания, исходя из требований по обеспечению стойкости на всей длине обрабатываемого отверстия 60–120 м/мин. Как показали наши исследования, такие скорости резания не всегда обеспечивают требуемую реакцию в смазочном слое, что наряду с низкой шероховатостью поверхности является основной причиной появления и роста износа направляющих опор. В связи с этим одним из направлений в обеспечении гидродинамического эффек-

та является повышение скорости резания с применением сверхтвердых материалов. Кроме того, увеличение скоростей позволит снизить силы резания и результирующую их нагрузку на направляющие опоры.

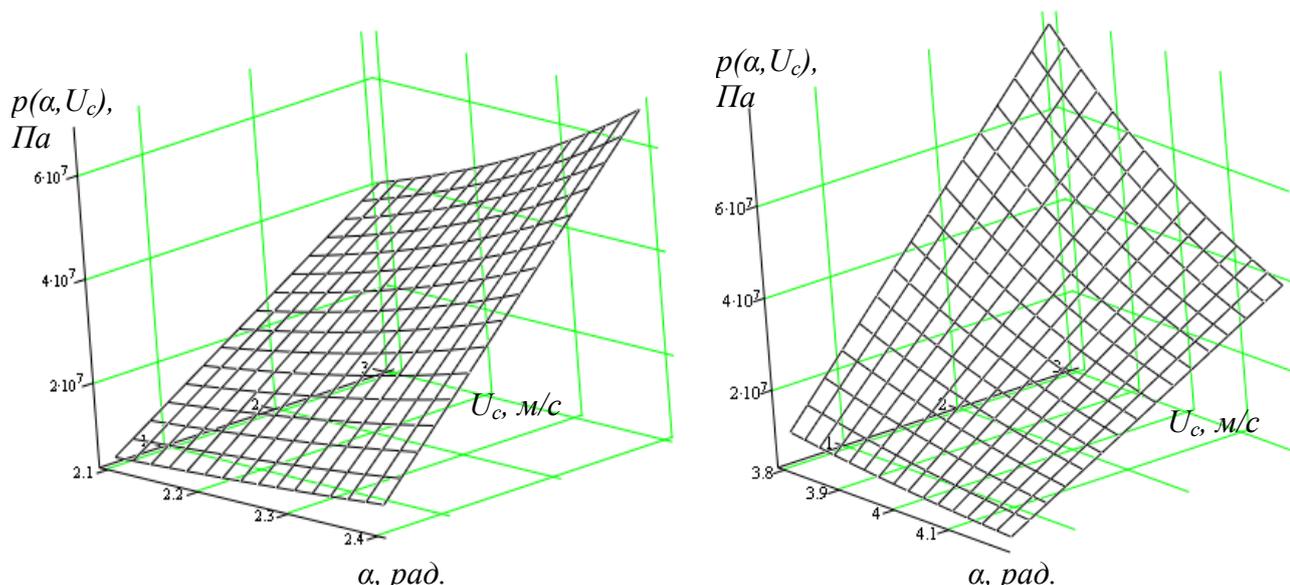


Рис. 5. Функция распределения давления по координате α при различных скоростях вращения инструмента U_c : а – для боковой направляющей опоры; б – для нижней направляющей опоры

Составляющие P_{VII} и P_{UII} уравновешивающей нагрузки P реакции смазочного слоя для направляющей опоры II определяется интегрированием давления p , распределенного по площади рабочей поверхности направляющих опор, ограниченных углами $\alpha_1 - \alpha_2$ [3]:

$$P_{VII} = r \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \int_0^L p \cdot \cos \alpha d\alpha dy; \quad P_{UII} = r \int_{\alpha_1}^{\alpha_2} \int_0^L p \cdot \sin \alpha d\alpha dy; \quad (4)$$

где L – длина рабочей части направляющих опор, r – радиус рабочей поверхности направляющих опор, p – функция распределения давления в смазочном слое по координате α , y – координата точки направляющей опоры вдоль оси инструмента

Аналогично, определяются составляющие P_{VI} и P_{UI} реакции смазочного слоя для направляющей опоры I в пределах интегрирования $\alpha_3 - \alpha_4$.

Поочередно подставив функцию распределения давления в безинтегральном виде (2) в (4) после ряда математических преобразований и введения восьми новых переменных для упрощения записи результата $A_v, B_v, C_v, D_v, A_w, B_w, C_w, D_w$ нами были получены уравнения составляющих реакции смазочного слоя на направляющих опорах инструмента в безинтегральном виде (5) и (6). Составляющая реакции смазочного слоя P_v на боковой направляющей опоре:

$$P_{VII} = r \cdot L \cdot \gamma \cdot \left(A_v - B_v - \frac{C_v - D_v}{2 \cdot B} \right), \quad (5)$$

$$A_{VII} = \sin(\alpha) \cdot \arctg(\omega \cdot \operatorname{tg}(\frac{\alpha}{2})) \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$B_{VII} = \frac{\omega}{\omega^2 - 1} \ln \left| \frac{1 + \operatorname{tg}^2(\frac{\alpha}{2})}{\omega^2 + \operatorname{tg}^2(\frac{\alpha}{2})} \right| \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$C_{VII} = \sin(\alpha) \cdot \sin(2 \cdot \omega \cdot \operatorname{tg}(\frac{\alpha}{2})) \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$D_{VII} = 2 \cdot \omega \cdot \int_{\operatorname{tg}(\frac{\alpha_1}{2})}^{\operatorname{tg}(\frac{\alpha_2}{2})} \frac{2 \cdot t}{t^2 + 1} \cdot \cos(2 \cdot \omega \cdot t) \cdot dt,$$

где t – промежуточная переменная интегрирования, $t = \operatorname{tg} \alpha / 2$.

Составляющая реакции смазочного слоя P_U на боковой направляющей опоре II :

$$P_{VII} = r \cdot L \cdot \gamma \cdot (A_U + B_U - \frac{C_U + D_U}{2 \cdot B}), \quad (6)$$

$$A_{VII} = -\cos(\alpha) \cdot \arctg(\omega \cdot \operatorname{tg}(\frac{\alpha}{2})) \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$B_{VII} = \left(\frac{\omega \cdot \alpha}{1 - \omega^2} - \frac{1 + \omega^2}{1 - \omega^2} \cdot \arctg(\omega \cdot \operatorname{tg}(\frac{\alpha}{2})) \right) \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$C_{VII} = -\cos(\alpha) \cdot \sin(2 \cdot \omega \cdot \operatorname{tg}(\frac{\alpha}{2})) \Big|_{\alpha_1}^{\alpha_2},$$

$$D_{VII} = 2 \cdot \omega \cdot \int_{\operatorname{tg}(\frac{\alpha_1}{2})}^{\operatorname{tg}(\frac{\alpha_2}{2})} \frac{1 - t^2}{1 + t^2} \cdot \cos(2 \cdot \omega \cdot t) \cdot dt;$$

где t – промежуточная переменная интегрирования, $t = \operatorname{tg} \alpha / 2$.

Аналогично, в пределах интегрирования $\alpha_3 - \alpha_4$ могут быть получены составляющие реакции смазочного слоя P_{VI} и P_{UI} на нижней направляющей опоре.

Выводы. Полученная функция распределения давления в безинтегральном виде (2) позволила провести исследование влияния конструктивных параметров инструмента и технологических факторов на формирование несущего слоя СОЖ а также вывести уравнения реакции смазочного слоя, которые в сочетании с зависимостями, полученными нами в [5], позволяют описать движение инструмента при работе в гидродинамическом режиме смазки направляю-

щих опор. На основании полученных результатов возможен точный расчет параметров инструмента и назначение режимов резания, обеспечивающих безизносный режим работы направляющих опор и максимальное качество обработки глубоких отверстий.

Список литературы: 1. Троицкий Н.Д. Глубокое сверление / Н.Д. Троицкий. – Л.: Машиностроение, 1971. – 276 с. 2. Обработка глубоких отверстий / Н.Ф. Уткин, Ю.И. Кижняев, Б.А. Немцев, А.А. и др. – Л.: Машиностроение, 1988. – 269 с. 3. Пермяков А.А. Теоретические основы формирования гидродинамического эффекта на направляющих опорах инструмента для обработки глубоких отверстий / А.А. Пермяков, А.П. Пациора // Вестник национального технического университета ХПИ»: сб. научных трудов. – Харьков, 2010. – Вып. 41. – С. 101–110. 4. Камерон А. Теория смазки в инженерном деле / А. Камерон. – М.: ГНТИМашЛит, 1962. – 296 с. 5. Пермяков А.А. Математическая модель силового взаимодействия инструмента и заготовки при обработке глубоких отверстий в условиях определенности базирования / А.А. Пермяков, А.П. Пациора // Надежность инструмента и оптимизация технологических систем: сб. научн. тр. – Краматорск, 2009. – Вып. 24. – С. 272–276.

УДК 658.519

ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КОМПОНОВОК МЕТАЛЛОРЕЖУЩИХ СТАНКОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ СИСТЕМЫ ИМИТАЦИОННОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ

Шелковой А.Н., докт. техн. наук, **Семченко М.С.**
(Национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков)

In the article the ground of increase of efficiency of planning of arrangement of equipment of area of tooling cutting is given on the basis of imitation design with the use of logic-linguistics approach and theory of mass service

Введение. Проблема эффективности проектирования металлорежущих станков становится актуальной на фоне растущих требований к производительности производственных систем при одновременном уменьшении серийности производства. Современный уровень технических средств позволяет создавать производственные системы с высокой степенью автоматизации и достаточной гибкостью для возможности охвата широкой номенклатуры обрабатываемых деталей. Проектирование таких систем является весьма трудоемкой задачей. В данной статье исследуется проблема оценки эффективности применения имитационного моделирования при проектировании станочных систем.

1. Математическая модель функциональных модулей системы моделирования. Для разработки математической модели системы имитационного моделирования рассмотрим типовую структуру станочных систем на примере гибкой производственной системы (ГПС). На рис. 1 представлена структура ГПС, в состав которой входит три металлорежущих станка, два промышленных робота и два автоматизированных склада, а на рис. 2 – граф, представляющий эту систему. В типовой схеме ГПС присутствуют три вида связей:

– взаимные связи $R_{ij}\{r_{1,2}, r_{2,3}, r_{3,4}, \dots\}$, которые соединяют агрегаты $A_1 \dots A_7$

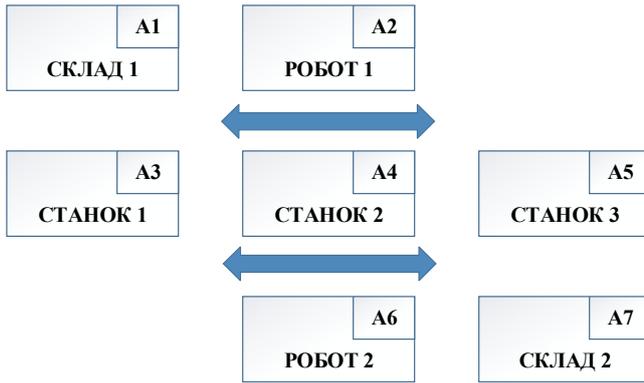


Рис. 1. Структурная схема ГПС

– внутренние связи $R_{jj}\{r_{1,1}, r_{2,2}, r_{3,3}, \dots\}$ агрегатов (на рисунке не показаны), которые обеспечивают связь между входом и выходом агрегата.

В результате имеем граф, из которого видно, что параметры агрегата A_2 определяют зависящие от него параметры агрегатов A_3, A_4, A_5, A_6 .

Структура ГПС представляется как определенный закон взаимосвязи агрегатов, который отражает детальное описание связей между системными компонентами – агрегатами (станками, промышленными роботами, конвейерами, измерительными средствами и др.).

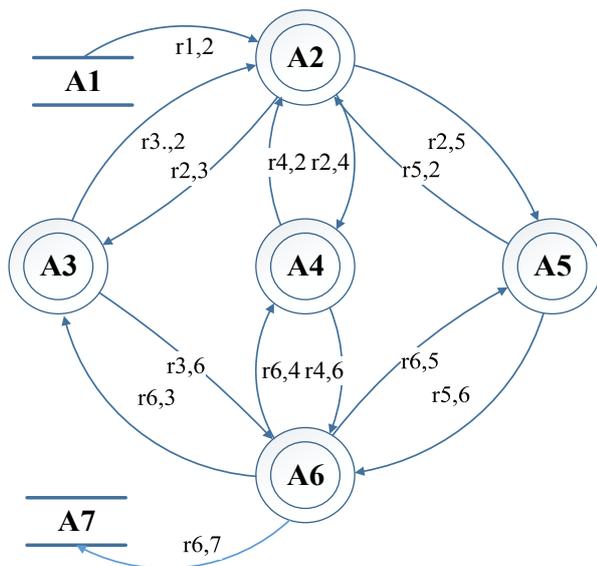


Рис. 2. Граф, отображающий структуру ГПС

Рассмотрим работу i -го агрегата как последовательную смену его состояний в интервале времени $t_0 \dots t_n$. В каждый момент времени $t \in (t_0, t_n)$ i -ый агрегат характеризуется внутренним состоянием $Z(t)$, тогда состояние любого агрегата будет определяться:

$$Z(t) = F \left\{ t_0, t_n, Z \left[t_0, (x_{ex})_{t_n} \right], (x_{ex})_{t_0} \right\}, \quad (1)$$

между собой в прямом и обратном направлениях, и которые строятся в соответствии с производственным процессом;

– внешние связи R_i , с помощью которых агрегаты соединяются с другими системами. По внешним связям поступают заготовки, управляющая информация и выдаются готовые детали и оперативная информация о деталях;

Математическая модель гибкой производственной системы строится согласно теории массового обслуживания, где каждый рассматриваемый агрегат ГПС выступает в качестве одноканальной однофазной системы массового обслуживания, как показано на рис. 3.

Для любого агрегата x_{ex} – это заготовки, поступающие на обслуживание (обработку, транспортирование, контроль), и управляющая информация (программа обработки, путь транспортирования), а $x_{вых}$ – обработанные детали или оперативная информация для управления. Символ x_{II} характеризует детали, не принятые для обслуживания, а также соответствующую информацию.

где F – оператор переходов агрегата; t_0 – начальный момент времени; t_v – следующий за t_0 момент времени, в который произошло изменение состояния агрегата (например, поступление заготовки); $Z[t_0, (x_{ex})_{t_v}]$ – начальное состояние агрегата.



Рис. 3. Агрегат ГПС как элемент системы массового обслуживания

Технологическое оборудование ГПС не связано между собой – каждый станок выполняет технологическую операцию от начала до конца, а передача детали между станками осуществляется транспортной системой. На транспортную систему поступает стационарный поток заявок на обслуживание. Простейший поток заявок характеризуется интенсивностью поступления заявок в систему, равной математическому ожиданию числа заявок, поступивших на транспортную систему за единицу времени. Интенсивность потока заявок:

$$\lambda = \sum_{i=1}^s \lambda_i P_i(t), \quad (2)$$

где λ_i – число заявок от i -го станка, поступивших в транспортную систему за время $t_0 \dots t_n$; $P_i(t)$ – вероятность поступления заявок за время $t_0 \dots t_n$; s – количество станков.

Среднее число заявок λ , поступивших в транспортную систему за единицу времени, определяется производительностью отдельных станков ГПС. Для простейшего потока с интенсивностью λ интервал между соседними событиями имеет распределение с плотностью: $f(t) = \lambda e^{-\lambda t}$, ($t > 0$). Следовательно, поток заявок подчиняется закону нормального распределения, а это означает, что анализ потока заявок на транспортную систему можно проводить с позиции теории массового обслуживания. Такой анализ позволяет определить коэффициент использования транспортной системы, среднее время ожидания обслуживания деталей у станка, среднюю длину очереди заявок, коэффициент использования станков и др. [1, с. 168].

Составим математическую модель станочной системы с ограниченным количеством заявок в системе, т.е. обслуженные заявки вновь возвращаются в систему (рис. 4).

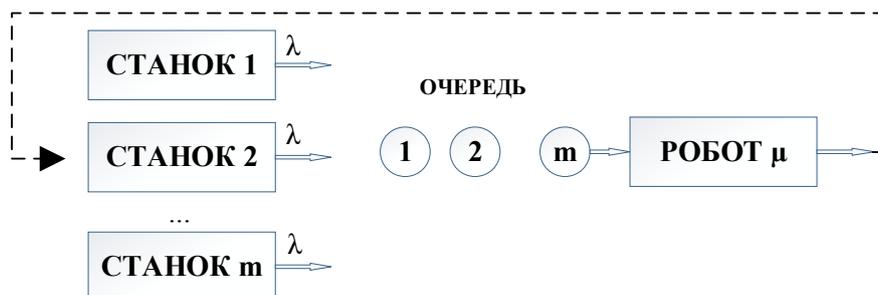


Рис. 4. Схема замкнутой, одноканальной однофазной производственной системы

Пусть интенсивность поступления требований в систему известна и равна λ , а также известно время $\bar{T}_{обс}$ обслуживания заявки промышленным роботом. Тогда интенсивность обслуживания равна $\mu = 1/\bar{T}_{обс}$. Требуется определить вероятность простоя канала обслуживания P_0 ; вероятность того, что в системе имеется n заявок; среднее число заявок $N_{оч}$, находящихся в очереди; среднее число заявок, находящихся в системе N_C ; среднее время ожидания заявки в очереди $T_{оч}$; среднее время ожидания заявки в системе T_C .

При построении математической модели состояние системы будем связывать с числом заявок, находящихся в системе. При этом возможны два состояния системы: число заявок (поступивших в систему) $n = 0$, т.е. канал обслуживания простаивает; число заявок $0 < n \leq m$, где m – максимальное число заявок.

Составим перечень состояний системы: Z_0 при $n = 0$ – все станки работают, промышленный робот простаивает; Z_1 при $n = 1$ – все станки, кроме одного работают, робот обслуживает станок, от которого поступила заявка на смену заготовки; Z_2 при $n = 2$ – работают $m - 2$ станка; Z_m при $n = m$ – все станки стоят, один станок обслуживается манипулятором.

Из состояния Z_0 система переходит в состояние Z_1 (i -ый станок закончил обработку). Из состояния Z_1 система может перейти либо в состояние Z_2 (если еще один станок закончил обработку), либо в состояние Z_0 (робот произвел смену заготовки и ожидает заявок на обслуживание). Перейти из состояния Z_1 в состояние Z_3 , Z_n и т.д. система не может, поскольку в качестве одного из ограничений принято, что два и более станка не могут закончить работу одновременно.

Окончание обработки детали i -ым станком переводит систему из состояния Z_n в состояние Z_{n+1} , т.е. момент окончания обработки детали является входным потоком заявок, поступающих в систему. Он характеризуется интенсивностью – числом станков, оканчивающих обработку в единицу времени. Т.к. моменты окончания обработки станками независимы, то можно считать, что рассматриваемый поток заявок является стационарным, т.е. $\lambda(t) = const$. Таким образом, можно сделать вывод, что входной поток заявок простейший и может быть аппроксимирован экспоненциальным законом распределения, то есть, система может рассматриваться с позиции теории массового обслуживания.

Следовательно, вероятность того, что в системе находится n заявок :

$$P_n = \frac{m! p^n}{(m-n)!} P_0, \quad (3)$$

где P_0 – вероятность простоя канала обслуживания; p – коэффициент загрузки канала, определяется как отношение плотности заявок к интенсивности обслуживания.

Используя (4) получим вероятность простоя канала обслуживания (5):

$$\sum_{n=0}^m P_n = \sum_{n=0}^m \frac{m! p^n}{(m-n)!} P_0 = 1, \quad (4)$$

$$P_0 = \left[1 + \sum_{n=1}^m \frac{m! p^n}{(m-n)!} \right]^{-1}. \quad (5)$$

Среднее число заявок, находящихся в очереди, определяется:

$$N_{оч} = \sum_{n=2}^m (n-1)P_n = m! \sum_{n=2}^m \frac{(n-1)p^n}{(m-n)!} P_0 = m - \frac{1-p}{p}(1-P_0). \quad (6)$$

Среднее число заявок, находящихся в системе, можно определить:

$$N_c = \sum_{n=1}^m nP_n = m - \frac{1}{p}(1-P_0). \quad (7)$$

Среднее время ожидания заявки в очереди рассчитывается по (8), а среднее время ожидания в системе – по (9):

$$T_{оч} = \frac{1}{\mu} \left[\frac{m}{1-P_0} - \frac{1+p}{p} \right]. \quad (8)$$

$$T_c = \frac{1}{\mu} \left[\frac{m}{1-P_0} - \frac{1}{p} \right]. \quad (9)$$

Пользуясь этой математической моделью обслуживания ГПС можно определить вероятность простоя промышленного робота (рис. 5, а), среднее число заявок в очереди на промышленный робот (рис. 5, б), и среднее время ожидания заявки (рис. 5, в), для любого количества станков m .

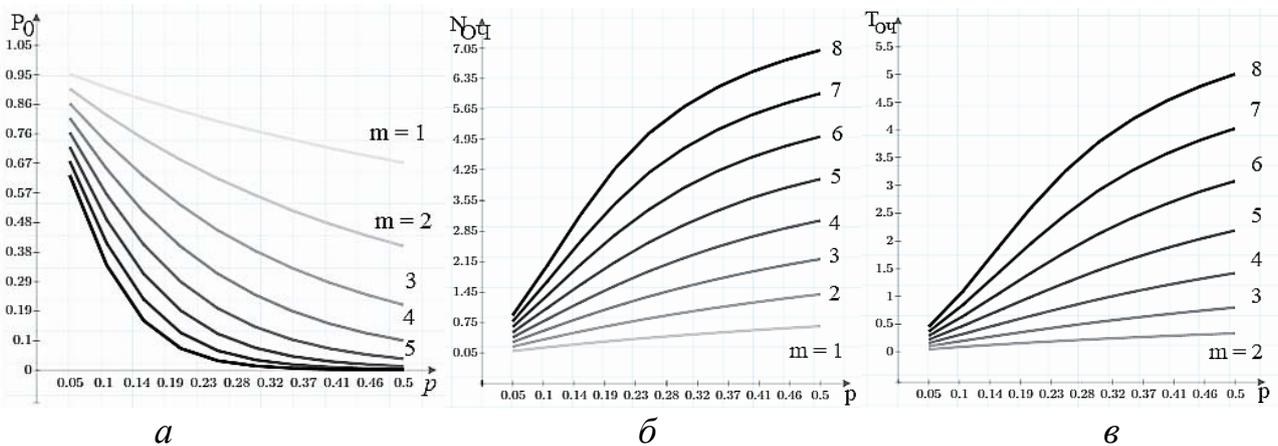


Рис. 5. Математическая модель ГПС с одним устройством обслуживания от одного до восьми станков: а – вероятность простоя устройства обслуживания; б – количество заявок на обслуживание в очереди; в – среднее время ожидания заявки в очереди

2. Математическая модель визуальных компонентов системы моделирования. Все технологическое оборудование производственной системы имеет в имитационной модели графическое изображение в виде трехмерных моделей. Трехмерные модели реальных объектов рассматриваются как совокупность примитивов: точек, линий, многогранников, поверхностей, которые

могут быть представлены в качестве множества характерных точек – вершин, координаты которых в пространстве задаются в виде вектора $\vec{T} = (x, y, z)$, где x, y, z - координаты точки в соответствующей оси координат.

Если речь идет об одной точке, то для ее описания достаточно одного вектора. Для описания линии – два вектора \vec{T}_1, \vec{T}_2 . Для описания многогранника необходимо задать N векторов, соответственно количеству вершин. Для описания поверхностей помимо N векторов вершин необходимо задать нормальные векторы поверхностей, указывающие направление «наружу».

Поскольку в процессе моделирования чаще всего приходится работать с многогранниками и поверхностями, так называемыми, «полигонами», введем матрицу M , удовлетворяющую уравнению (10):

$$M = \begin{pmatrix} x_1 & y_1 & z_1 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ x_n & y_n & z_n \end{pmatrix}, \quad (10)$$

где n – число вершин модели.

Матрица M передается в обработку графическому процессору, который совершает с ней соответствующие преобразования для вывода на экран в надлежащем виде. Для преобразования полигональных моделей достаточно применить преобразование к вершинам этих моделей, т.е. графический процессор осуществляет линейную интерполяцию моделей. Преобразования вершин полигонов в общем виде записывается равенствами (11) или в матричном виде (12):

$$\begin{cases} x' = Ax + By + Cz + D, \\ y' = Ex + Fy + Gz + H, \\ z' = Ix + Jy + Kz + L. \end{cases} \quad (11)$$

$$\begin{pmatrix} x' \\ y' \\ z' \\ 1 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} A & B & C & D \\ E & F & G & H \\ I & J & K & L \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{pmatrix} \cdot \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{pmatrix}, \quad (12)$$

где x', y', z' – координаты вершины после преобразования; $A, B, C, D, E, F, G, H, I, J, K, L$ – коэффициенты преобразования, произвольные действительные числа.

Следует отметить, что введение четвертого измерения в исходный вектор и в матрицу преобразования (коэффициенты D, H, L) – действие необязательное, но желательное, поскольку делает возможным применение матричных действий для описания параллельного переноса полигонов. Согласно описанной выше математической модели разработано программное обеспечение для визуализации геометрии компонентов имитационной модели и геометрических преобразований над ними. На рис. 6 представлен фрагмент промышленного робота, состоящий из нескольких отдельных узлов, часть их которых уже распо-

ложена в правильных конструктивных позициях средствами преобразования трехмерных моделей.

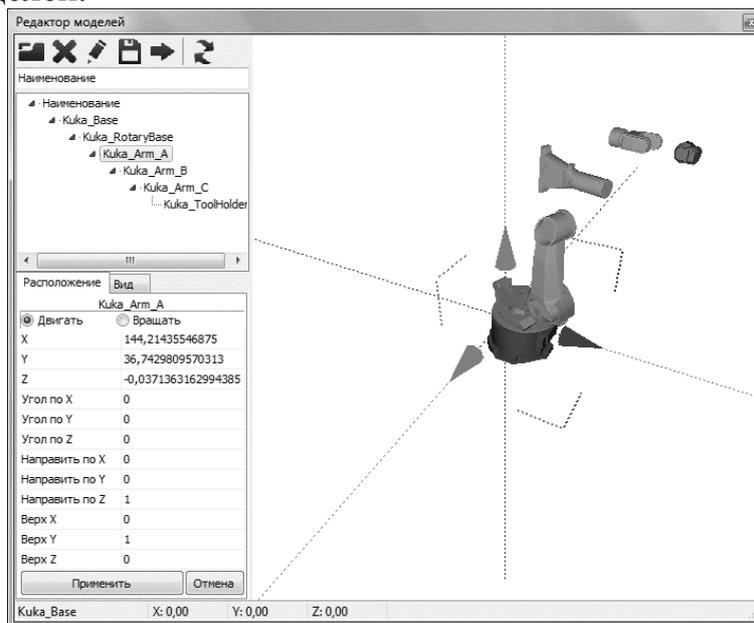


Рис. 6. Визуализация трехмерных моделей и геометрические преобразования

4. Расчет технологических показателей станочной системы. Для проверки адекватности математической модели ГПС проведен экспериментальный пуск имитационной модели для ГПС, состоящей из двух обрабатывающих центров, настроенных на комплексную обработку корпусных деталей. Станки обслуживаются двумя промышленными роботами, в качестве склада используется, общий для двух станков, накопительный стол.

Принципиальная схема ГПС приведена на рис. 7. Имеем следующие исходные данные: λ_1 – интенсивность потока заявок на обслуживание от первого станка (Определяется как $1/t_{um1}$. Параметрами технологического процесса установлено $t_{um1} = 146$ с. Тогда $\lambda_1 = 1 / 146$); λ_2 – интенсивность потока заявок на обслуживание от второго станка (Определяется как $1/t_{um2}$. Параметрами технологического процесса установлено $t_{um2} = 315$ с. Тогда $\lambda_2 = 1 / 315$); μ_1, μ_2 – интенсивность обслуживания заявок роботом 1 и 2 соответственно, c^{-1} .

Параметрами управляющих программ роботов при обслуживании соответствующего станка задано:

$$\mu_1 = 1/60 \text{ с}^{-1},$$

$$\mu_2 = 1/75 \text{ с}^{-1}.$$

Определим коэффициенты загрузки линий: $p = \lambda / \mu$.

$$p_1 = 60/146 = 0,41,$$

$$p_2 = 75/315 = 0,24.$$

Определим вероятность простоя промышленного робота P_0 по (5):

$$P_0^1 = \left[1 + \frac{1!p_1}{(1-1)!} \right]^{-1} = \frac{1}{1+p_1} = \frac{1}{1+0,41} = 0,71.$$

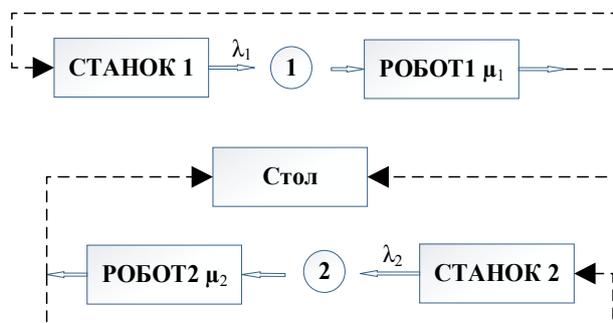


Рис. 7. Принципиальная схема экспериментальной ГПС

$$P_0^2 = \left[1 + \frac{1! p_2}{(1-1)!} \right]^{-1} = \frac{1}{1 + p_2} = \frac{1}{1 + 0,24} = 0,81.$$

Размер очереди, согласно (6):

$$N_{оч}^1 = 1 - \frac{1 - p_1}{p_1} (1 - P_0^1) = 1 - \frac{1 - 0,41}{0,41} (1 - 0,71) = 0,58.$$

$$N_{оч}^2 = 1 - \frac{1 - p_2}{p_2} (1 - P_0^2) = 1 - \frac{1 - 0,24}{0,24} (1 - 0,81) = 0,40.$$

Определим продолжительность ожидания заявки в очереди по (8):

$$T_{оч}^1 = \frac{1}{\mu_1} \left[\frac{m}{1 - P_0^1} - \frac{1 + p_1}{p_1} \right] = \frac{1}{60} \left[\frac{1}{1 - 0,71} - \frac{1 + 0,41}{0,41} \right] = 0,0093.$$

$$T_{оч}^2 = \frac{1}{\mu_2} \left[\frac{m}{1 - P_0^2} - \frac{1 + p_2}{p_2} \right] = \frac{1}{75} \left[\frac{1}{1 - 0,81} - \frac{1 + 0,24}{0,24} \right] = 0,0013 \text{ с.}$$

Сравним полученные данные с результатом имитационного моделирования. На рис. 8 представлена диаграмма Ганта, отображающая периоды работы и простоев оборудования на временной шкале.

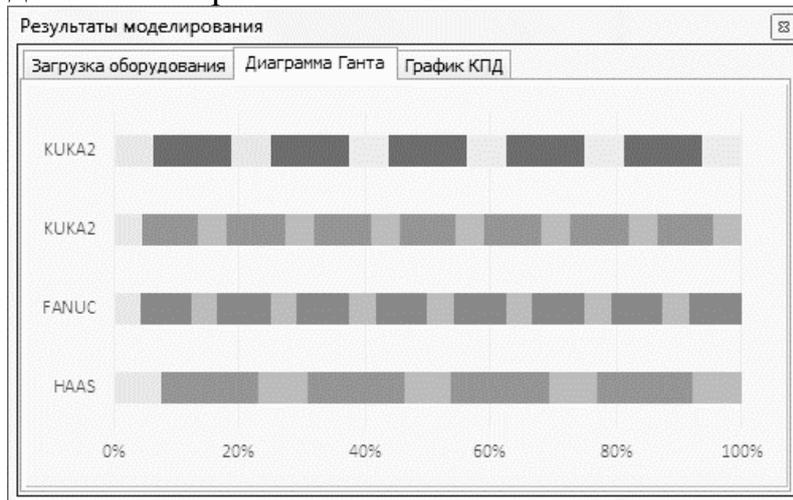


Рис. 8. Результаты имитационного моделирования

Согласно расчетам, заявки на обслуживание находятся в очереди пренебрежительно малый промежуток времени – и принимаются к исполнению промышленными роботами мгновенно с учетом времени на обработку информации. И действительно, судя по диаграмме Ганта, моменты окончания операций на станках полностью перекрываются с периодами активности промышленных роботов, иными словами – промышленные роботы находятся в исходном положении и в ожидании заявок до окончания технологической операции на станке. Это же утверждение подтверждается и высокими вероятностями простоев промышленных роботов.

Такая картина целиком оправдана принципиальной структурой экспериментальной ГПС. Очевидным выводом будет предложение исключить один промышленный робот из системы, переработать планировку ГПС соответствующим образом, чтобы рабочая зона одного промышленного робота охватывала

необходимое пространство для обслуживания обоих станков и произвести корректировочные расчеты параметров всей системы.

Выводы. Представленная математическая модель системы имитационного моделирования станочного оборудования дает возможность определить состояние каждой единицы технологического оборудования в любой момент времени, а также - оценку вероятности простоя, длительности простоя обслуживающих устройств, либо вероятность ожидания заявок в очереди на обслуживание и средний размер очереди. Система имитационного моделирования представляет практическую пользу при проектировании станочных систем и способствует повышению эффективности труда проектировщика.

Список литературы: 1. Технологические основы гибких производственных систем / В.А. Медведев, В.П. Вороненко, В.Н. Брюханов и др.; под ред. Ю.М. Соломенцева. – 2-е изд., испр. – М.: Высшая школа, 2000. – 255 с. 2. Зарубин В.С. Математическое моделирование в технике / под ред. Зарубина В.С. – М.: Издательство МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2003. – 496 с.

УДК 629.735.33.002

ПРИМЕНЕНИЕ АВТОМАТИЗИРОВАННОЙ СБОРКИ ПРИ ИЗГОТОВЛЕНИИ ПЛАНЕРА САМОЛЕТА

Воронько В.В., докт. техн. наук

(Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского
«Харьковский авиационный институт»)

Method of virtual database that allows for automated assembly of airframe using specialized devices readjusted CNC and robotic systems; developed a detailed structural and technological scheme of dividing the components of the airframe; compiled assembly process route with access to the formal description of a range of works in their technical and logical relationship (network model)

Введение. Стремительный прогресс авиационной науки и техники в последние годы позволил создать самолеты, способные летать с гиперзвуковыми скоростями, перевозить на межконтинентальных магистралях до 525 пассажиров одновременно (базовый вариант А380), поднимать до 250 т грузов (АН-225), осуществлять полет в любых метеоусловиях и прокладывать путь по командам бортового компьютера. Однако нельзя забывать и о легких самолетах (ЛС) авиации общего назначения (АОН), которые на сегодня составляют до 97% мирового парка гражданской авиации.

В настоящее время заказы для украинских авиастроительных заводов на самолеты гражданской авиации носят единичный характер, что приводит к частой сменяемости объектов производства или к значительным модификациям конструкций в процессе производства. Эти изменения сильно отражаются во всех технологических процессах, но особенно влияют на сборочные работы, методы и схемы сборки, схемы увязки составных частей самолетов, заготовительной и сборочной оснастки, на процесс замены или доработки конструктив-

но сложных, трудоемких и металлоемких сборочных приспособлений. Это приводит к тому, что, несмотря на высокую потребность в самолетах гражданской авиации, заказы на них остаются невыполненными, из-за того, что отечественный производитель не может обеспечить программу выпуска с высоким качеством и в кратчайшие сроки из-за недостаточного уровня процессов подготовки производства.

Пассажирские и транспортные самолеты характеризуются сравнительно небольшими объемами выпуска при чрезвычайно широкой номенклатуре сборочных единиц (СЕ) (рис.1), в то же время для ЛС АОН характерно ограниченное количество СЕ при высоких объемах выпуска и большом количестве модификаций. Учитывая, что в основу создаваемых в настоящее время нормативных документов, определяющих летную годность самолетов в государствах СНГ, положены нормы FAR, рекомендуется классификация ЛС АОН, представленная на рис. 2.



Рис. 1. Конструкция самолета Ан-140



Рис. 2. Классификация легких самолетов авиации общего назначения

Проектирование современных авиационных конструкций осуществляется с помощью компьютерных интегрированных технологий CAD/CAM/CAE, а изготовление значительной части деталей производится с использованием оборудования с ЧПУ (станки, порталы, и др.). Однако монтаж и наладка сборочной оснастки в основном происходит вручную и составляет около 40 % от общей трудоемкости изготовления изделия.

Значительный удельный вес при выполнении сборочных работ занимают затраты на операции взаимной координации деталей и подборок при их установке (базировании и фиксации) в сборочном положении, а также затраты на соединение составных частей (СЧ) конструкции, изготовление оснастки второго порядка (например, шаблонов приспособлений, монтажных эталонов и др.) и т.п. Эти затраты во многом определяются значительным объемом ручных работ, и зависят от особенностей конструкции, уровня технологичности СЧ, принятой схемы членения, схемы и методов сборки, методов обеспечения взаимозаменяемости. Рост объемов выпуска изделий достигается в основном путем расширения фронта работ и увеличения численности рабочих, занятых в сборочном производстве.

Причиной большой трудоемкости и себестоимости сборочных работ в авиационной промышленности, а также значительной длительности производственного цикла является невысокая степень механизации и автоматизации сборочных операций, а также использование традиционных методов сборки и схем увязки, которые в основном ориентированы на специальные сборочные приспособления (СП).

Решение проблемы. Развитие современного авиастроения невозможно без постоянного совершенствования оборудования, средств технологического оснащения, а также применения современного программного обеспечения и вычислительной техники и, как следствие, разработки оптимального, технологического процесса сборки, удовлетворяющего требованиям обеспечения высокой производительности и минимальной себестоимости [1, 2].

Применение на сборочных операциях роботизированных участков, позволяет разрабатывать типовые технологические процессы на обобщенные комплексные сборочные единицы и технологические схемы сборки, а также создать новые средства увязки которые назовем специализированное переналаживаемое приспособление с ЧПУ (рис. 3). Это позволяет сократить время подготовки производства и является одним из наиболее рациональных методов оптимизации технологических процессов сборки.

Применение существующих методов сборки на роботизированных участках будет являться нецелесообразным в условиях современного развития компьютерных технологий, поэтому коллектив авторов предлагает новый метод сборки "Сборка по виртуальным базам" (рис. 4) [3, 4].

Суть метода заключается в захвате деталей роботами-манипуляторами с последующим сканированием и совмещением их в пространстве по компьютерной модели с дальнейшим их соединением (сверление, клепка, остановка болтовых соединений и т.п.) с помощью роботов.

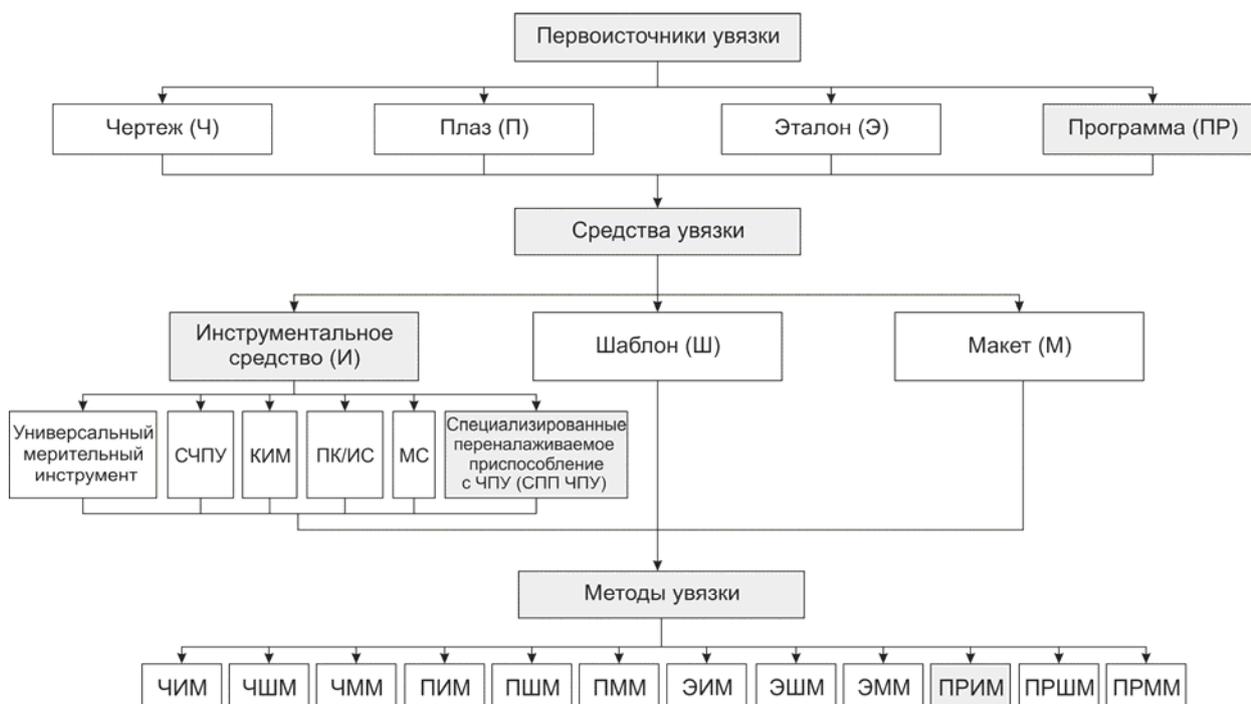


Рис. 3. Схема формирования методов увязки

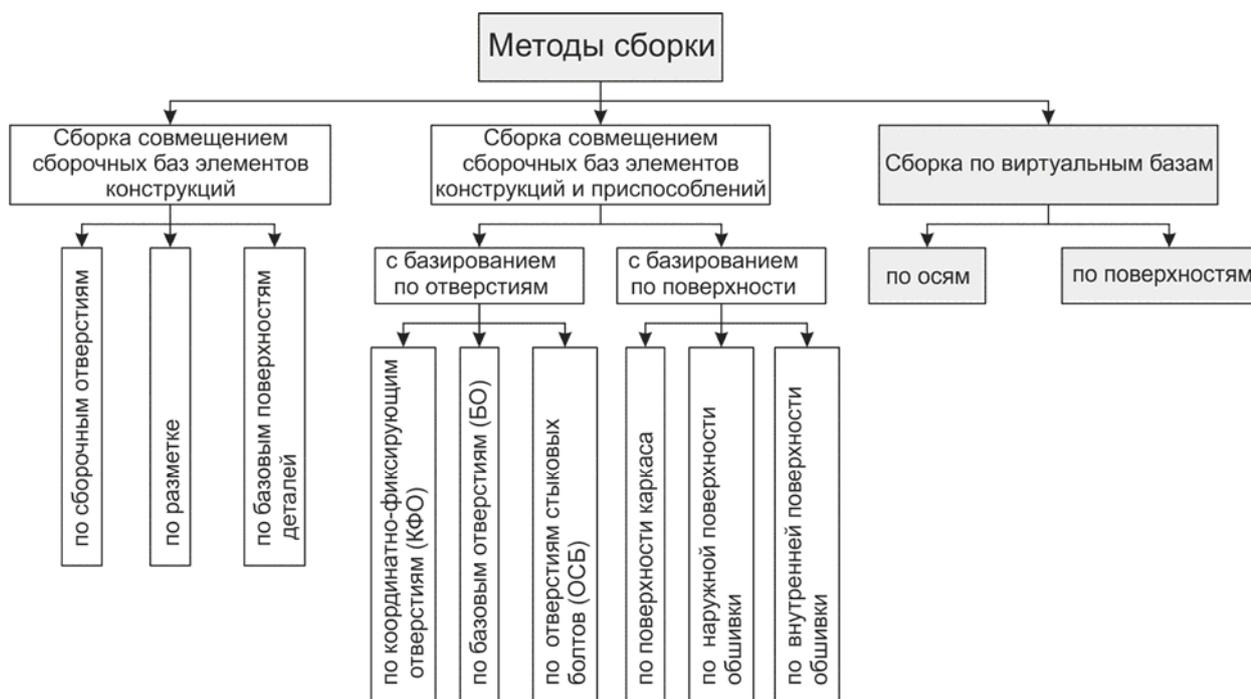


Рис. 4. Методы сборки, применяемые в самолетостроении

Для осуществления данного метода необходимо:

- разработать подробную конструктивно-технологическую схему членения составных частей планера самолета, начиная с агрегатной сборки и заканчивая узловым;
- составить технологический маршрут сборки с выходом на формализованное описание комплекса работ в их технической и логической взаимосвязи (сетевая модель).

Конструктивно-технологическое членение планера самолета, необходимо разделить на две стадии – предварительную и окончательную. На предварительной стадии проводится членение с учетом особенностей проектирования планера самолета и выполнения конструкторских работ в специализированных бригадах, а также из условия обеспечения наилучших эксплуатационных свойств. Окончательное членение предполагает учет особенностей применения роботизированных систем при сборке.

Расчлененность конструкции планера самолета на составные части описывается схемами членения (рис. 5), которая в свою очередь может быть представлена в виде графа [5, 6]:

$$G^j = (A^j, C^j),$$

где $A_i^j = (A_i^I, A_1^{II}, \dots, A_k^{II}, A_1^{III}, \dots, A_m^N)$ – множество входящих элементов конструкции.

$$A \text{ состав дуг равен } C^j \ni c_{i(j)} = \begin{cases} 1, \text{ если } A_i^j \ni A_j^{j+1} \\ 0, \text{ - в противном случае} \end{cases}$$

$$\text{или } C^j \ni c_{j(i)} = \begin{cases} 1, \text{ если } A_i^j \ni A_j^{j+1} \\ 0, \text{ - в противном случае} \end{cases}$$

Соответственно граф $G^j = (A^j, C^j)$ в первом случае характеризует декомпозицию (расчленение) объекта A на входящие в него структурные элементы и композицию (агрегатирование объекта A). Взаимосвязь элементов конструкции, можно описать используя также матрицу смежности вершин графа. Так для графа $G = (A, C)$

$$\|c_{i(j)}\|_A = |A \times A| = \begin{matrix} & a_1 & a_2 & \dots & a_n \\ \begin{bmatrix} c_{1(1)} & c_{1(2)} & \dots & c_{1(n)} \\ c_{2(1)} & c_{2(2)} & \dots & c_{2(n)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ c_{n(1)} & c_{n(2)} & \dots & c_{n(n)} \end{bmatrix} & a_1 \\ & a_2 \\ & \dots \\ & a_n \end{matrix}$$

Конструктивно-технологические свойства изделия описываются как контуры. Состав контуров сборочной единицы A представляют как множество $F(A)$, а составы контуров ее элементов – как множества $F(a_i) \subset F(A)$. Составы контуров всех элементов можно описать с помощью матрицы контуров сборочной единицы:

$$\|c_{i(j)}\|_{A, F(A)} = |A \times F(A)| = \begin{matrix} & F_1 & F_2 & \dots & F_m \\ \begin{bmatrix} c_{1(1)} & c_{1(2)} & \dots & c_{1(m)} \\ c_{2(1)} & c_{2(2)} & \dots & c_{2(m)} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ c_{n(1)} & c_{n(2)} & \dots & c_{n(m)} \end{bmatrix} & a_1 \\ & a_2 \\ & \dots \\ & a_n \end{matrix}$$

$$F_i = \begin{cases} 1, \text{ если } \forall m_j \in M_i (\omega_j \subseteq \Delta_j), \\ 0, \text{ если } \exists m_j \in M_i (\omega_j \setminus \Delta_j = \emptyset). \end{cases}$$

где ω_j – поле рассеяния погрешностей параметра m_j , Δ_j – поле допуска параметра m_j .

Построение подобной математической модели позволяет решить задачу оптимизации последовательности сборки с учетом ресурсных ограничений [3].

Проектирование приспособлений следует производить, ориентируясь на оптимальные схемы базирования и предусматривать их гибкость (универсальность), что требуется в связи с построением типового технологического процесса. Выбор оптимальной формы организации технологического процесса планируется производить путем нахождения критического пути и резервов времени сетевого графика. После чего необходимо провести всесторонний анализ графика и предпринять меры по его оптимизации. При этом под оптимизацией сетевого графика понимается процесс улучшения организации комплекса работ с учетом сроков выполнения используемых ресурсов.

Анализируя совокупность всего многообразия различных параметров технологического процесса сборки, оказывающих существенное влияние на себестоимость и производительность, при условии выполнения требований по качеству изделий, автор работы [3], выделяет три основные группы факторов: 1) конструктивные; 2) технологические; 3) организационные. Таким образом, наш алгоритм оптимизации технологического процесса сборки охватывает все группы факторов и следовательно является наиболее рациональным.

Выводы. В результате проведенного анализа развития современной авиационной науки и техники установлено, что применение на сборочных операциях роботизированных систем, является перспективным направлением оптимизации технологических процессов сборки. Предложен новый метод сборки "Сборка по виртуальным базам", который дает возможность реализовать автоматизированную сборку планера самолета с помощью специализированных переналаживаемых приспособлений с ЧПУ. Разработана подробная конструктивно-технологическая схема членения составных частей планера, начиная с агрегатной сборки и заканчивая узловой и составлен технологический маршрут сборки с выходом на формализованное описание комплекса работ в их технической и логической взаимосвязи (сетевая модель).

В дальнейших работах необходимо: разработать программное обеспечение для метода виртуальных баз и сборки планера самолета в специализированных переналаживаемых приспособлениях с ЧПУ; разработать компоновку цеха реализующего укрупненную схему автоматизированной сборки планера самолета; определить экономическую эффективность внедрения автоматизированной сборки в авиационное производство.

Список литературы: 1. Воронько В.В. Основные направления и тенденции развития зарубежных технологий сборки авиационных конструкций [Текст] / В.В. Воронько // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». – Вып. 45. – Х., 2010. – С. 87 – 98. 2. Метод автоматизированной кон-

вейерной сборки планера самолета [Текст] / В. С. Кривцов, Ю. А. Воробьев, В. В. Воронько, В. Е. Зайцев // Открытые информационные и компьютерные интегрированные технологии: сб. науч. тр. / М-во образования и науки, молодежи и спорта Украины, Нац. аэрокосм. ун-т им. Н. Е. Жуковского «ХАИ». – Х., 2012. – Вып. 55. – С. 5–13. **3.** Технология производства самолетов и вертолетов: учеб. пособие по курсовому и дипломному проектированию: в 2 ч. Сборочно-монтажные работы / В.С. Кривцов, Ю. М. Букин, Ю. А. Боборыкин, Ю. А. Воробьев. – Х.: Нац. аэрокосмический ун-т "ХАИ", 2006. – 258 с. **4.** Робототехнические системы в сборочном производстве / под. ред. Е.В. Пашкова – К.: Вища шк. Головное изд-во, 1987. – 272 с. **5.** Конструкция самолетов и вертолетов: учеб. / В.С. Кривцов, Л.А. Малашенко, В.Л. Малашенко, С.В. Трубаев. – Х.: ХАИ, 2010. – 366 с. **6.** Бабушкин А.И. Моделирование и оптимизация сборки летательных аппаратов / А.И. Бабушкин. – М.: Машиностроение, 1990. – 240 с.

УДК 621. 09.

МЕТОДЫ ПОВЫШЕНИЯ СТОЙКОСТИ ЛЕЗВИЙНЫХ ИНСТРУМЕНТОВ

Кремнев Г.П., канд. техн. наук, **Дикаева В.Н.**
(Одесский национальный политехнический университет)

This article provides examples of existing coolants mixtures, Tver gut-technology lubricants. A brief description of scientific papers on the subject of ONPU TTC. Just pref-Dena types and manufacturers of coatings for cutting tools and their methods of application

Точность обработки, качество поверхности и технико-экономические показатели процесса во многом зависят от режущих инструментов, особенно от их износа или стойкости. Известны ряд подходов к повышению стойкости инструментов, к которым можно отнести нанесение покрытий, наплавки, напылений на режущие лезвия и использование смазочно-охлаждающих технологических сред (СОТС) в процессе резания.

В табл. 1 приведены данные о наиболее популярных в настоящее время покрытиях лезвийных инструментов.

Таблица 1

Свойства наиболее распространенных покрытий

Покрытие	TiAlN	TiAlCrYN	TiCN	TiN	DLC	MoS ₂
Твердость, НВ	2900-3400	2800-3200	2800-3100	2000-2500	4000-7000	30-40
Оптимальная толщина, мкм	1-5	1-5	1-5	1-6	1-2	1-10
Уровень внутренних напряжений, ГПа/мкм	1-2	1-2	1-2	1-2	2-6	0,1-1
Коэффициент трения при сухом резании углеродистой стали	0,3-0,4	0,3-0,4	0,3-0,4	0,4-0,6	0,02-0,1	0,05-0,1
Максимальная рабочая температура (стойкости к окислению), °С	800	950	400	500	250-350	400
Стойкости к абразивному изнашиванию	+++	++	++	+	±	–
Стойкости к адгезионному изнашиванию	+++	+++	+	++	±	+++

При сухой обработке хорошо себя зарекомендовало покрытие TiAlN. Это покрытие позволяет улучшить адгезию, повысить ударную прочность, снизить коэффициент трения, обладает повышенной трещиностойкостью. В то же время, покрытия увеличивают радиус скругления режущей кромки, что неблагоприятно сказывается, например, при снятии небольшого припуска.

Некоторые покрытия характеризуются высокими внутренними напряжениями, приводящими к отслаиванию покрытий. Чаще всего применяют покрытия на неперетачиваемых инструментах и пластинах, т.к. при переточке покрытия на участках, подвергаемых заточке, полностью разрушаются.

В настоящее время ведущие производители режущего инструмента до 90–95 % инструмента из твердого сплава и до 60 % инструмента из быстрорежущей стали выпускают с композиционно-многослойными покрытиями последнего поколения. При производстве инструмента все шире используют композиционные нано-структурированные покрытия. В частности, компания Sandvik Coromant, которая одна из первых в мире освоила в 1970 году серийный выпуск сменных многогранных пластин (СМП) с покрытием TiC (серия GC, метод нанесения CVD) и в настоящее время является одним из мировых лидеров производства СМП из твердых сплавов с покрытием, разработала новое композиционно-многослойное покрытие TiN-TiN/Al₂O₃-TiCN для пластин серии GC 2025, в котором слой TiN/Al₂O₃ состоит из субслоев наноразмерной толщины с нанокристаллическими зёрнами. Пластины GC 2025 имеют стойкость до 2–2,5 раз выше стойкости пластин со стандартным многослойным покрытием. Ведущие разработчики покрытий для режущего инструмента, получаемых методами физического осаждения PVD (Balzers, Cemicon, Metaplas, Leybold, Platit и др.), разработали гамму наноструктурированных покрытий для нанесения на режущие инструменты, которые предлагаются потребителям для широкого применения. В частности, фирма Platit (Швейцария) разработала двухфазные наноструктурированные покрытия с размерами зёрен до 5 нм, у которых основную функцию по износостойкости выполняют зёрна (Al,Cr)N или (Ti,Al)N (основная нанокристаллическая фаза), на границах которых 238 располагается вторая нанокристаллическая (или аморфная) фаза Si₃N₄, сдерживающая коагуляцию зёрен основной фазы как при осаждении покрытия (вакуумно-дуговая технология), так при эксплуатации инструмента. Аналогичные исследования по разработке наноструктурированных покрытий нового поколения проводят фирмы Balzers, Metaplas, Cemicon и др. Таким образом, создание покрытий для режущего инструмента нового поколения наиболее эффективно осуществлять при использовании инновационной концепции многослойно-композиционных архитектур с нанометрической структурой и чередующимися слоями наноразмерной толщины различного композиционного состава и функционального назначения [3]. Для перетачиваемых инструментов предпочтение отдают использованию СОТС в ходе процесса резания, и, как показывает практика [1], эффект от этого весьма велик.

Требования к СОТС. Наиболее важными из них являются требования обеспечивать увеличение стойкости режущего инструмента и повышать ка-

чество обрабатываемой поверхности при соблюдении заданной точности обработанной поверхности. Выполнение этих требований приводит в конечном счете к снижению стоимости металлообработки вследствие уменьшения затрат на режущий инструмент, сокращению брака и простоев станков, связанных с заменой затупившегося инструмента. В зависимости от условий обработки СОТС должны обеспечивать смазывающее, охлаждающее, диспергирующее или моющее действие. Однако в большинстве случаев от СОТС требуется обеспечить одновременно несколько действий в различной степени. Так, например, при фрезеровании твердосплавными фрезами требуется высокое смазывающее и обязательно низкое охлаждающее действие; при нарезании резьбы метчиками и при развертывании - высоко эффективные моющее и смазывающее; при токарной обработке титановых сплавов - охлаждающее, а при обработке их фрезерованием – смазывающее действия. Поэтому при создании или выборе СОТС необходимо знать, какое действие в данных условиях резания должна обеспечивать жидкость. Предъявляемые к СОТС требования выражаются в виде конкретных предельно допустимых норм показателей качества.

Жидкие СОТС наиболее распространены. Их называют смазочно-охлаждающими жидкостями (СОЖ) и делят на классы: масляные, водосмешиваемые (водные), быстрорастворяющиеся и расплавы некоторых металлов.

Масляные СОЖ. Состоят из минерального масла, являющегося базовым, к которому могут быть добавлены антифрикционные, антиизносные и антизадириные присадки, ингибиторы коррозии, антиоксиданты, антипенные и антитуманные присадки.

Пластичные СОТС. Обычно представляют собой пластичные смазки. Их используют в мелкосерийном производстве при нарезании резьбы /метчиками и плашками/, сверлении, протягивания и развертывания, при полировании и обработке металлов напильниками. Применение пластичных СОТС ограничивается трудностью введения их в зону резания, невозможностью сбора, очистки и повторного применения. Пластичные СОТС разделены на следующие классы: смазки на углеводородных (парафин, воск и некоторые полимеры), мыльных (натриевые, литиевые, кальциевые, бариевые, свинцовые и др.) и неорганических (глина, слюда, асбест и др.) загустителях.

Твердые СОТС. По химическому составу подразделены на три класса – неорганические продукты слоистой структуры (тальк, графит, слюда, дисульфид молибдена и др.), органические соединения (воски, мыла, твердые жиры, полимеры) и мягкие металлы (олово, свинец, медь). Применяют их в особо трудных условиях (при высоких температурах и нагрузках), а также в тех случаях, когда другие типы СОТС неэффективны. Твердые смазки наносят в качестве поверхностных покрытий на режущий инструмент или обрабатываемый металл.

По применению все СОТС разделены на две группы: массового и специального применения. СОТС массового назначения пригодны для ряда операций обработки металлов резанием при различных режимах. Они в свою очередь разделены на три подгруппы: обычные, универсальные и многоцелевые. Обычные обеспечивают выполнение нескольких операций обработки резанием той

или иной группы черных или цветных металлов, универсальные – широкий круг операций обработки резанием черных и цветных металлов. К СОТС специального назначения отнесены газообразные, пластичные и твердые СОТС.

При сверлении, работе на станках-автоматах, глубоком сверлении, зубообработке, нарезании резьбы и протягивании используются специальные масляные СОЖ Т(ОСМ-5) и эмульгирующиеся жидкости, активированные противоизносными и противозадирными присадками [1].

Особо остро проблема повышения стойкости стоит при использовании мелкогабаритного инструмента. Например, сверла $\varnothing 1 - 2$ мм, при плановом периоде стойкости 5 мин имеют 1 – 2 минуты или ломаются.

В Одесском национальном политехническом университете (ОНПУ) разработаны и предлагаются для промышленного внедрения эффективные составы твердых технологических смазок (ТТС), применение которых гарантирует повышение стойкости режущих инструментов, **за счет оптимальной концентрации минимального количества смазки**, в строго определенном месте. Составы ТТС имеют следующие преимущества перед традиционными смазочно-охлаждающими технологическими средами (СОТС): позволяют увеличить ресурс работы инструмента; применимы в системе минимального количества смазки (MQL); эффективны в работе с труднообрабатываемыми сталями и сплавами; не вызывает коррозии металлических поверхностей; позволяют снизить затраты на подготовку, уборку и утилизацию традиционных СОТС; минимальный расход; уменьшается вредное влияние на здоровье человека, а также применяются в тех случаях, когда применение жидких СОТС затруднено, недопустимо или не обеспечивает требуемого технологического эффекта.

ТТС применяют, например, в следующих случаях: при обработке, требующей визуального контроля (обработка мелких отверстий); при нарезании резьбы в металлах, склонных к сильному налипанию на режущий инструмент; при обработке титановых и нержавеющей сталей и сплавов; при обработке пластмасс и керамики; заточке лезвийного инструмента; при обработке металлов и сплавов, склонных к трещинообразованию.

ТТС разработанные в ОНПУ, имеют следующие разновидности:

1. Брикеты белого цвета ТТС предназначены для повышения эффективности лезвийной обработки, в частности для сверления отверстий и нарезания резьбы как в материалах с нормальной обрабатываемостью, так и в труднообрабатываемых материалах, например в деталях из нержавеющей стали, титана и т.п. Для этой цели используется ТТС, которую наносят методом касания на работающий режущий инструмент. Перед обработкой режущий инструмент целесообразно нагреть до температуры не менее 55°C. При последующей обработке ТТС рационально наносить методом касания перед каждым рабочим ходом инструмента.

2. Карандаши и брикеты темного цвета ТТС предназначена для нанесения на режущую поверхность абразивного инструмента на керамической связке любой зернистости, твердости и структуры на операциях «сухого» **плоского, профильного, круглого и внутреннего шлифования дета-**

лей из труднообрабатываемых материалов, а также при сухой заточке режущих инструментов (фрезы, резцы, сверла, развертки, метчики и протяжки). ТТС наносят на режущую поверхность абразивного круга при его рабочей скорости после процесса правки. Для этого карандаш прижимают к поверхности шлифовального круга до появления соответствующего ему цвета на этой поверхности.

При необходимости (например, для дополнительного теплоотведения) ТТС нашей разработки допускается применять с одновременным использованием СОЖ, например, на водной основе [4].

В ходе исследований разных составов ТТС: ТТС1; ТТС2; ТТС3 при сверлении отверстий Ø2,3 мм в деталях из стали ШХ15 и Х18Н9Т в сравнении с обработкой таких же отверстий с олеиновой кислотой в качестве СОТС сравнивался износ сверл по задней поверхности и по вершине сверл при условии постоянства пути (длины) сверления в каждом из экспериментов. Меньший износ по вершине и задней поверхности сверл при обработке стали ШХ15 оказался у ТТС1, а при сверлении стали Х18Н9Т – ТТС2 и ТТС3, т.о. применение ТТС носит избирательный характер для разных марок обрабатываемых материалов и способствует снижению износа сверл или повышению их стойкости при работе в комфортных условиях на рабочем месте.

Список литературы: 1. Мир смазок, Москва <http://www.mirsmazok.ru/blogs/modules.php?name=articles&id=369> 2. ЭНГкрафт, Россия <http://engcrafts.com/about-us/rezhushchij-instrument/item/65-pokrytie-rezhushchego-instrumenta> 3. Верещак А.А. Инновационные функциональные покрытия для режущего инструмента / А.А. Верещак, А.С. Верещак // ИКТИ РАН, МГТУ «СТАНКИН». – М.: МГТУ «МАМИ», 2009. – 12 с. 4. Научная статья «Твердые технологические смазки» по изданиям ОНПУ, <http://smazka.at.ua/>, 2010.

УДК 621.923

АНАЛИТИЧЕСКОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ РЕЗАНИЯ ДЛЯ РАЗЛИЧНЫХ СХЕМ ШЛИФОВАНИЯ

Новиков Ф.В., докт. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет имени С. Кузнеця)

Гершиков И.В.

(ЗАО “Азовский машиностроительный завод”, Бердянск)

Analytically determined conditions of temperature reduction of cutting when grinding the periphery and the end of the circle. Advantages of grinding circuit end range in terms of lowering the temperature of the cutting and increasing productivity

Как показывает практика, при шлифовании, в отличие от лезвийной обработки, в большей мере проявляются тепловые явления, которые приводят к образованию на обрабатываемых поверхностях прижогов, микротрещин и других температурных дефектов. В связи с этим, вопросы снижения температуры шлифования являются актуальными для технологии машиностроения и требуют новых эффективных технологических решений.

Вопросам исследования температуры при шлифовании в научно-технической литературе уделено достаточно большое внимание [1-3]. Разработаны математические модели определения температуры при шлифовании и условия ее уменьшения. Однако, решения классического уравнения теплопроводности применительно к процессу шлифования основаны на численных расчетах, что затрудняет теоретический анализ температуры для различных схем шлифования. Поэтому важно получить упрощенные решения и по ним определить оптимальные условия обработки при шлифовании периферией и торцом круга, обеспечивающие снижение температуры и повышение производительности обработки. Научными предпосылками работы стали важные результаты, полученные в работе [4].

Целью работы является определение условий уменьшения температуры и повышения производительности обработки при шлифовании периферией и торцом круга. Проблема состоит в дальнейшем развитии существующей математической модели определения температуры при шлифовании, получении упрощенных аналитических зависимостей, описывающих температуру при шлифовании, и на их основе проведение оптимизации параметров шлифования по критерию наименьшей температуры, т.е. по температурному критерию.

Для решения поставленной задачи воспользуемся известной аналитической зависимостью для определения температуры шлифования [4]:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda}, \quad (1)$$

где $q = N/S$ – плотность теплового потока, Вт/м²; $N = P_z \cdot V_{кр}$ – мощность теплового источника, Вт; S – площадь контакта шлифовального круга с обрабатываемой деталью, м²; P_z – тангенциальная составляющая силы резания, Н; $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; l_2 – глубина проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м;

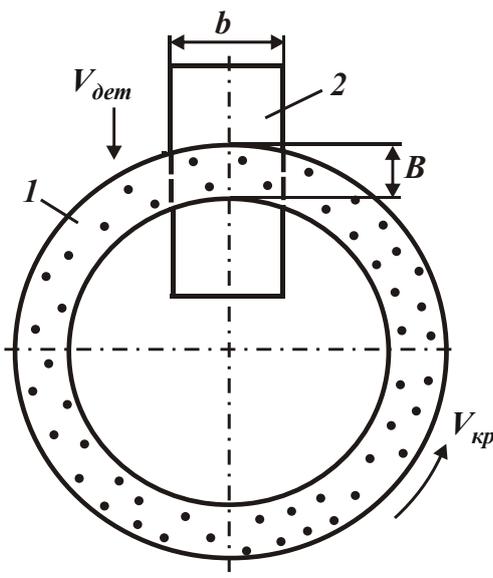


Рис. 1. Расчетная схема процесса шлифования торцом круга

Обрабатываемой детали, м;

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}; \quad (2)$$

λ – коэффициент теплопроводности материала, Вт/м·К; c – удельная теплоемкость материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность материала, кг/м³; τ – время контакта фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом, с.

После преобразования зависимость (1) примет вид:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{S} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (3)$$

Исходя из зависимости (3), одинаковому значению P_z соответствуют различные значения θ . Этим объясняется неоднозначность связи между силовой и тепловой

напряженностями процесса шлифования. Чем больше τ и меньше S , тем больше температура шлифования θ при заданном значении P_z . Поэтому основным условием уменьшения температуры шлифования θ для $P_z = \text{const}$ является уменьшение τ и увеличение S . При шлифовании торцом круга (рис. 1) площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S равна

$$S = b \cdot B, \quad (4)$$

где b – ширина обрабатываемого прямолинейного образца, м; B – ширина рабочей части торцового круга, м.

Соответственно, время контакта фиксированного сечения обрабатываемой детали с кругом равно $\tau = B/V_{\text{дем}}$, а параметр l_2 определится

$$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda}{c \cdot \rho} \cdot \frac{B}{V_{\text{дем}}}}, \quad (5)$$

где $V_{\text{дем}}$ – скорость перемещения детали, м/с.

Тогда зависимость (3) выразится:

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{\text{кр}}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{B \cdot V_{\text{дем}}}}. \quad (6)$$

Как видно, с увеличением B площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S увеличивается более интенсивно, чем параметр l_2 . В результате температура шлифования θ уменьшается, т.е. с точки зрения уменьшения температуры шлифования θ целесообразно увеличивать S . Эффект обработки достигается за счет уменьшения отношения P_z/S . Время τ влияет на температуру шлифования θ в меньшей мере, т.к. входит в зависимость (3) с меньшим показателем степени (равным 0,5).

Тангенциальная составляющая силы резания P_z выражается [4]:

$$P_z = \sigma \cdot S_{\text{мгн}}, \quad (7)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; $S_{\text{мгн}} = Q/V_{\text{кр}}$ – мгновенная суммарная площадь поперечного сечения среза всеми одновременно работающими зернами круга, м²; $Q = b \cdot t \cdot V_{\text{дем}}$ – производительность обработки, м³/с; t – глубина шлифования, м.

Тогда зависимость (6) окончательно примет вид

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\text{дем}}}{B}} = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{\tau}}. \quad (8)$$

Исходя из полученной зависимости, уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением σ , t и увеличением τ (или уменьшением $V_{\text{дем}}$), т.е. за счет уменьшения производительности обработки Q .

Зависимость (8) представим в виде:

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{t \cdot Q_{\text{уд}}}{B}}, \quad (9)$$

где $Q_{\text{уд}} = t \cdot V_{\text{дем}}$ – удельная производительность обработки, м³/(с·м).

При заданном значении $Q_{y\partial}$ уменьшить температуру шлифования θ можно уменьшением глубины шлифования t , т.е. применением многопроходного шлифования. При этом $Q_{y\partial}$ тем больше, чем больше B .

При шлифовании периферией круга справедливы соотношения: $S = b \cdot l$; $\tau = l / V_{\partial em}$, где $l = \sqrt{2 \cdot t / \rho_1}$ – длина дуги контакта круга с деталью, м [4]; $\rho_1 = 1 / R_{кр} + 1 / R_{\partial em}$; $R_{кр}, R_{\partial em}$ – радиусы круга и детали, м.

С учетом данных соотношений зависимость (3) примет вид

$$\theta = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{b} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{1}{l \cdot V_{\partial em}}} \quad (10)$$

В отличие от шлифования торцом круга, при шлифовании периферией круга параметр l является зависимым, определяемым глубиной шлифования t . Поэтому увеличение параметра l предполагает увеличение глубины шлифования t и соответственно тангенциальной составляющей силы резания $P_z = \sigma \cdot Q / V_{кр}$. В результате температура шлифования θ увеличивается, т.к. величина P_z входит в зависимость (10) с большей степенью, чем l и увеличение t ведет к увеличению температуры шлифования θ . Следовательно, при шлифовании периферией круга увеличение площади контакта круга с обрабатываемой деталью S (за счет увеличения глубины шлифования t) приводит к увеличению температуры шлифования θ , поэтому S надо уменьшать с целью снижения тепловой напряженности процесса шлифования. Таким образом показано, что площадь контакта круга с обрабатываемой деталью S при шлифовании периферией и торцом круга по-разному влияет на температуру шлифования θ . В первом случае она увеличивается, а во втором случае уменьшается. Это вытекает из преобразованной зависимости (10):

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda} \cdot \frac{V_{\partial em}}{\sqrt{\frac{2t}{\rho_1}}}} \quad (11)$$

Сравнивая аналогичные зависимости (8) и (11), видно, что при шлифовании торцом круга за счет увеличения параметра B можно добиться существенного увеличения параметров режима шлифования $V_{\partial em}, t$ и соответственно производительность обработки Q , тогда как при шлифовании периферией круга увеличение аналогичного параметра l ведет к увеличению t и соответственно температуры шлифования θ . Следовательно, с точки зрения уменьшения тепловой напряженности процесса шлифования (температуры шлифования θ) процесс шлифования торцом круга располагает значительно большими возможностями. При этом появляется возможность существенного увеличения производительности обработки Q . По-видимому, этим объясняется широкое применение на практике схемы шлифования торцом круга со значительной шириной его рабочей части B . Однако, как показывает практика, применение торцового шлифования приводит в ряде случаев к более высоким значениям температуры шлифования θ , чем при шлифовании периферией круга. Объясняется данная закономерность худшими усло-

виями охлаждения обрабатываемой поверхности, т.к. в связи с большой площадью контакта круга с обрабатываемой деталью S ухудшаются условия попадания охлаждающей жидкости в зону шлифования. При плоском шлифовании периферией круга с учетом $R_{дет} \rightarrow \infty$ зависимость (11) видоизменится

$$\theta = \sigma \cdot t \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot V_{дет}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{1}{2t \cdot R_{кр}}} \quad (12)$$

В данном случае существенным фактором уменьшения температуры шлифования θ является увеличение радиуса круга $R_{кр}$. Поскольку $R_{кр}$ – ограниченная величина с точки зрения габаритов шлифовального станка, то эффективно шлифование производить кругом с конусной частью. В зависимости от величины угла конуса круга это позволяет фактически неограниченно увеличивать так называемый условный радиус круга и соответственно уменьшать температуру шлифования θ . Учитывая эффективность данного технического решения, шлифование конусным кругом получило применение на практике, например, при зубошлифовании. В результате уменьшается температура шлифования θ и появляется возможность увеличения производительности (удельной производительности обработки $Q_{уд} = t \cdot V_{дет}$). Это вытекает из преобразованной зависимости (12):

$$\theta = \sigma \cdot \sqrt{\frac{Q_{уд}}{c \cdot \rho \cdot \lambda}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot t}{R_{кр}}} \quad (13)$$

Несомненно, более эффективно уменьшать глубину шлифования t , т.е. обработку вести по схеме многопроходного шлифования. Однако, с целью сокращения количества проходов круга и соответственно вспомогательного времени обработки, при определенных условиях обработки целесообразно использовать глубинное шлифование, осуществляя съём припуска за один или несколько проходов круга. Таким образом, теоретически обоснованы основные направления уменьшения температуры шлифования θ и увеличения производительности обработки Q .

Выводы. В работе получила дальнейшее развитие математическая модель определения температуры при шлифовании. На ее основе доказана возможность уменьшения температуры шлифования при одновременном увеличении производительности обработки за счет применения схемы шлифования торцом круга. При этом эффект обработки тем выше, чем больше ширина рабочей части торцевого круга. При шлифовании периферией круга увеличение длины контакта круга с обрабатываемой деталью ведет к увеличению глубины шлифования и соответственно температуры шлифования, т.е. добиться уменьшения температуры в этом случае можно лишь путем уменьшения производительности обработки. Следовательно, схема шлифования торцом круга располагает большими технологическими возможностями в плане снижения температуры и повышения производительности обработки по сравнению с шлифованием периферией круга.

Список литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 175 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 166 с.

3. Глубинное шлифование деталей из труднообрабатываемых материалов / С.С. Силин, В.А. Хрульков, А.В. Лобанов, Н.С. Рыкунов. – М.: Машиностроение, 1984. – 62 с. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков, Б.С. Серов, А.А. Якимов. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с. 5. Новиков Ф.В. Повышение качества обработки при шлифовании / Ф.В. Новиков, И.В. Гершиков // Качество, стандартизация, контроль: теория и практика: Материалы 13-й Международной научно-практической конференции, 01–05 октября 2012 г., г. Ялта.– Киев: АТМ Украины, 2012. – С. 53-56.

УДК 621.923

ВЫБОР ОПТИМАЛЬНОГО МЕТОДА МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ ИЗ УСЛОВИЯ ПРОЧНОСТИ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Новиков Г.В., канд. техн. наук
(Научный Центр НТК “Эльбор”, г. Харьков)

Иванов И. Е., канд. техн. наук
(ГБУЗ “Приазовский государственный технический университет”, Мариуполь)

The optimal ratio of shear strength of instrumental and processed materials. Theoretically substantiated technological possibilities of cutting blade and grinding tools in terms of strength

Нанесение на контактные поверхности деталей машин износостойких наплавочных материалов позволяет многократно повысить их работоспособность. Вместе с тем, последующая механическая обработка наплавленного материала вызывает значительные сложности в связи с их высокой твердостью и неравномерностью снимаемого значительного припуска (2–7 мм). Поэтому изыскание новых технологических возможностей обработки контактных поверхностей с наплавленными материалами высокой твердости является чрезвычайно актуальной задачей.

В работах [1, 2] показано, что применение лезвийных инструментов при обработке высокотвердых наплавов неэффективно по причине образования сколов на обрабатываемых поверхностях и быстрой потери режущей способности инструмента. Отмечается [3], что применение абразивных кругов также малоэффективно из-за низкой производительности обработки. В связи с этим важно теоретически обосновать условия повышения работоспособности режущих инструментов при резании высокотвердых износостойких наплавочных материалов и на этой основе выбрать наилучший вариант их обработки. Однако в научно-технической литературе отсутствуют аналитические решения, с единых позиций описывающие прочность режущей части лезвийного и абразивного инструмента, что не позволяет проводить их сопоставимые сравнения и выбирать лучший вариант обработки.

Поэтому целью настоящей работы является определение путей повышения работоспособности режущего инструмента по критерию его прочности и выбор оптимального метода обработки высокотвердых износостойких наплавочных материалов.

Для решения поставленной задачи следует воспользоваться результатами теоретических исследований прочности режущего инструмента [4]. Для этого необходимо определить напряжения, возникающие в резце при точении. В расчетной схеме (рис. 1) принято, что на передней поверхности резца действует сосредоточенная сила R , направленная под условным углом трения ψ образующей стружки с передней поверхностью резца. В результате действия этой силы в резце возникают касательные напряжения τ , которые при достижении предельного значения приводят к разрушению режущей части резца в виде скола. В связи с этим, важно установить положение плоскости вероятного скола и величину касательного напряжения, возникающего в этой плоскости. Для этого следует использовать зависимость для определения касательного напряжения

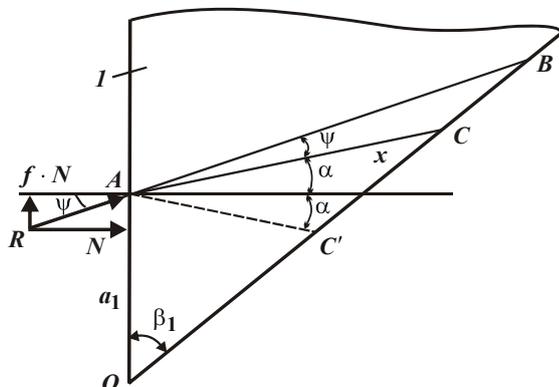


Рис. 1. Расчетная схема касательных напряжений, возникающих в режущем клине инструмента 1

использовать зависимость для определения касательного напряжения

$$\tau = \frac{R \cdot \cos(\psi - \alpha)}{x}, \quad (1)$$

где α – угол, определяющий положение плоскости скола; $x = AC$ – длина плоскости скола материала инструмента, м.

Сила резания R определяется на основе теоремы Пифагора: $R = \sqrt{N^2 + f^2 \cdot N^2}$, где N – сила, действующая по нормали к передней поверхности резца, Н; $f \cdot N$ – сила, действующая по касательной к передней поверхности резца, Н; $f = \operatorname{tg} \psi$ – коэффициент трения образующей стружки с передней поверхностью резца. После преобразований сила резания R принимает вид:

$$R = \frac{N}{\cos \psi}. \quad (2)$$

Сила N определяется на основе разложения силы резания R на две составляющие – тангенциальную P_z и радиальную P_y [4]:

$$\begin{cases} P_z = N \cdot \cos \gamma + f \cdot N \cdot \sin \gamma, \\ P_y = -N \cdot \sin \gamma + f \cdot N \cdot \cos \gamma, \end{cases} \quad (3)$$

где γ – положительный передний угол резца.

Разрешая первое уравнение системы (3) относительно силы N , имеем

$$N = \frac{P_z \cdot \cos \psi}{\cos(\gamma - \psi)}. \quad (4)$$

Согласно работе [5], тангенциальная составляющая силы резания P_z , приходящаяся на единицу ширины среза, выражается аналитической зависимостью

$$P_z = \frac{2 \cdot a \cdot \tau_{\text{сдв}}}{\operatorname{tg} \beta}, \quad (5)$$

где a – толщина среза, м; $\tau_{сдв}$ – предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала, Н/м²; $\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}$ – условный угол сдвига обрабатываемого материала.

Подставляя зависимости (4) и (5) в зависимость (2), получено:

$$R = \frac{2 \cdot a \cdot \tau_{сдв}}{\operatorname{tg} \beta \cdot \cos(\gamma - \psi)}. \quad (6)$$

Для определения длины плоскости сдвига материала инструмента x , входящей в зависимость (1), следует воспользоваться теоремой синусов косоугольного треугольника ОАС [4]:

$$\frac{x}{\sin \beta_1} = \frac{a_1}{\sin[180^{\circ} - (\beta_1 + 90^{\circ} + \alpha)]}, \quad (7)$$

где $a_1 = OA$ – расстояние от вершины резца до точки приложения сосредоточенной силы резания R , м; β_1 – угол при вершине резца.

Разрешая зависимость (7) относительно величины x , получено:

$$x = \frac{a_1 \cdot \sin \beta_1}{\cos(\beta_1 + \alpha)}. \quad (8)$$

С учетом соотношения $\beta_1 = 90^{\circ} - \gamma$ (задний угол инструмента в первом приближении принимается равным нулю) зависимость (8) выразится:

$$x = \frac{a_1 \cdot \cos \gamma}{\sin(\gamma - \alpha)}. \quad (9)$$

Подставляя зависимость (9) в (1), окончательно получена аналитическая зависимость для определения касательного напряжения

$$\tau = \frac{R \cdot \cos(\psi - \alpha)}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \sin(\gamma - \alpha). \quad (10)$$

Анализируя зависимость (10), видно, что с изменением угла α касательное напряжение τ изменяется по экстремальной зависимости. Для определения экстремального значения τ следует подчинить зависимость (10) необходимому условию экстремума: $\tau'_{\alpha} = 0$. В результате получено

$$\begin{aligned} \tau'_{\alpha} &= \frac{R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot [\sin(\psi - \alpha) \cdot \sin(\gamma - \alpha) - \cos(\psi - \alpha) \cdot \cos(\gamma - \alpha)] = \\ &= - \frac{R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \cos(\psi + \gamma - 2\alpha). \end{aligned} \quad (11)$$

Из условия $\tau'_{\alpha} = 0$ имеем $\psi + \gamma - 2\alpha = 90^{\circ}$. Откуда определяется экстремальное значение угла α :

$$\alpha = \frac{\psi + \gamma}{2} - 45^{\circ}. \quad (12)$$

Установим характер экстремума (максимум или минимум) функции касательного напряжения τ от угла α . Для этого следует получить выражение второй производной касательного напряжения τ от угла α :

$$\tau''_{\alpha} = -\frac{2 \cdot R}{a_1 \cdot \cos \gamma} \cdot \sin(\psi + \gamma - 2\alpha). \quad (13)$$

Подставляя экстремальное значение угла α , определяемое зависимостью (12), в зависимость (13), имеем: $\tau''_{\alpha} = -\frac{2 \cdot R}{a_1 \cdot \cos \gamma}$. Как видно, вторая производная

функции τ в точке экстремума отрицательна, следовательно, достигается максимум функции τ от угла α . Таким образом, установлено значение угла α , определяющее значение опасного сечения резца, в котором наиболее вероятно разрушение (скол) режущей части резца.

Из зависимости (12) вытекает, что при условии $\frac{\psi + \gamma}{2} < 45^{\circ}$ искомый угол α будет отрицательным. Это означает, что опасное сечение резца будет соответствовать положению плоскости AC' . В этом случае произойдет меньший по величине скол режущей части резца. Обеспечить данное условие можно за счет уменьшения углов ψ и γ .

Подставляя зависимость (12) в (10), определено экстремальное значение касательного напряжения:

$$\tau = \frac{R \cdot \sin^2\left(45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}\right)}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (14)$$

С учетом зависимости (6) и $\beta = 45^{\circ} + \frac{\gamma - \psi}{2}$, имеем

$$\tau = \frac{a \cdot \tau_{сдв}}{a_1 \cdot \cos \gamma}. \quad (15)$$

Такая же зависимость получена в работе [4] другим методом, что свидетельствует о достоверности данного решения. Отношение a/a_1 в первом приближении можно рассматривать равным 2, хотя в действительности оно может принимать и другие значения (больше 2-х). В случае $a/a_1=2$ зависимость (15) примет вид

$$\tau = \frac{2 \cdot \tau_{сдв}}{\cos \gamma}. \quad (16)$$

Как видно, касательное напряжение τ в опасном сечении резца определяется двумя параметрами: пределом прочности

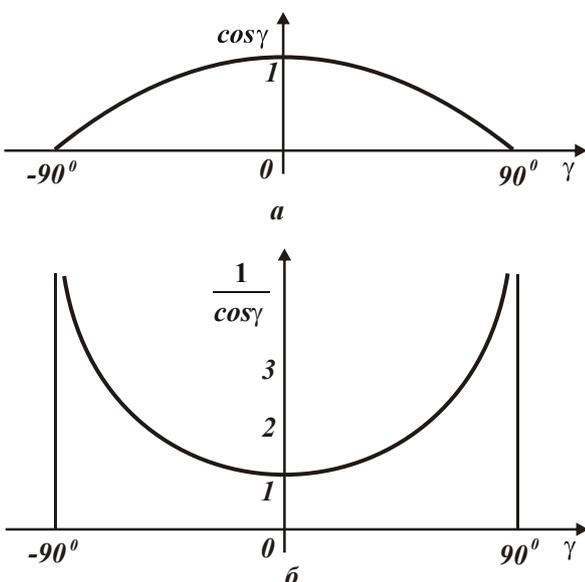


Рис. 2. Характер изменения функций $\cos \gamma$ (а) и $1/\cos \gamma$ (б)

на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ и передним углом резца γ . Чем они больше, тем больше касательное напряжение τ (рис. 2). При превышении значением τ предела прочности на сдвиг инструментального материала произойдет разрушение инструмента и процесс резания в этом случае неосуществим.

Наименьшее значение τ достигается при угле $\gamma=0$ (табл. 1). С физической точки зрения увеличение τ (с увеличением положительного переднего угла реза γ) происходит вследствие уменьшения угла при вершине реза β_1 , а увеличение τ (с увеличением отрицательного переднего угла реза γ) происходит в результате увеличения силы резания R в соответствии с зависимостью (6). Таким образом показано, что оптимальным с точки зрения прочности реза является нулевой передний угол γ . Исходя из зависимости (16), предел прочности на сдвиг инструментального материала должен быть как минимум в 2 раза больше предела прочности на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$.

Таблица 1

Расчетные значения функций $\cos \gamma$ и $1/\cos \gamma$

γ , град	0	30	45	60	70	80	90
$\cos \gamma$	1	0,866	0,707	0,5	0,342	0,174	0
$1/\cos \gamma$	1	1,154	1,414	2	2,924	5,747	∞

Данное условие справедливо для нулевого переднего угла реза. Для большего значения угла γ (положительного или отрицательного) предел прочности на сдвиг инструментального материала должен превышать предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ в большее число раз. Например, при использовании в качестве режущих элементов абразивных зерен, имеющих отрицательные передние углы ($\gamma > -60^\circ$), предел прочности на сдвиг инструментального материала должен превосходить предел прочности на сдвиг обрабатываемого материала $\tau_{сдв}$ более чем в 4 раза, т.к. $\cos 60^\circ = 0,5$.

Алмазные зерна обладают более высокой остротой режущих кромок, чем абразивные зерна. Поэтому у них передний угол может принимать меньшие отрицательные значения ($\gamma < -30^\circ$), в связи с чем соотношение пределов прочности на сдвиг инструментального и обрабатываемого материалов может быть меньше, чем при абразивном шлифовании, а при обработке алмазным зерном алмаза – равно единице. Это возможно при условии $a/a_1 \approx 1$, т.е. при весьма малых толщинах среза, что, собственно, и имеет место на практике при микрорезании алмазным зерном алмаза (при алмазной заточке лезвийных инструментов из синтетических сверхтвердых материалов).

Что касается обработки наплавленных материалов высокой твердости, то, исходя из полученных теоретических результатов, их можно обрабатывать как лезвийными, так и абразивными инструментами, обеспечивая превосходство прочности инструментального материала над прочностью обрабатываемого материала, т.е. применяя резы из твердых сплавов и синтетических сверхтвердых материалов, а также абразивные (алмазные) круги. Естественно, по твердости и прочности твердые сплавы уступают абразивным материалам. Поэтому обеспечить оптимальное соотношение прочности инструментального и обрабатываемого материалов при абразивной обработке проще, чем при лезвийной обработке. Следовательно, при обработке наплавленных материалов эффективно использовать

абразивные и алмазные круги, которые обеспечивают еще и более качественную обработку по сравнению с резанием лезвийными инструментами.

Выводы. 1. В работе получена зависимость для определения касательного напряжения, возникающего в режущем клине инструмента под действием силы резания, и установлены условия его уменьшения, состоящие в уменьшении переднего угла инструмента (как положительного, так и отрицательного) до нуля.

2. Теоретически обоснованы технологические возможности режущих (лезвийных и абразивных) инструментов с точки зрения их прочности. Определены оптимальные соотношения пределов прочности на сдвиг инструментального и обрабатываемого материалов, которые реализуются для нулевого переднего угла инструмента и исключают разрушение режущей части инструмента при резании.

3. Доказана эффективность применения при обработке наплавленных материалов абразивных кругов, которые по сравнению с лезвийными инструментами позволяют осуществить более производительную и качественную обработку.

Список литературы: 1. Рыбицкий В.А. Опыт внедрения алмазного шлифования деталей с защитными покрытиями / В.А. Рыбицкий. – К.: Общество "Знание" УССР, 1987. – 23 с. 2. Новиков Ф.В. Технологическое обеспечение высококачественной обработки деталей с износостойкими наплавками металлургического назначения / Ф.В. Новиков, В.А. Андилахай // Наукові праці Донецького національного технічного університету. Серія: Машинобудування і машинознавство. – Донецьк: ДонНТУ. – 2010. – Вип. 7 (166). – С. 53-60. 3. Андилахай В.А. Выбор оптимальной схемы шлифования контактных (наплавленных) поверхностей крупногабаритных изделий металлургического назначения / В.А. Андилахай // Труды 16-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии. – Харьков: ХНПК "ФЭД". – 2010. – С. 119-124. 4. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 3. "Резание материалов лезвийными инструментами" – Одесса: ОНПУ, 2003. – 546 с. 5. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с.

УДК 621.923

ФИЗИЧЕСКИЕ ЗАКОНОМЕРНОСТИ ПРОЦЕССА АБРАЗИВНОЙ ОБРАБОТКИ МЕЛКИХ ДЕТАЛЕЙ ЗАТОПЛЕННЫМИ СТРУЯМИ

Андилахай А.А., докт. техн. наук

(ГВУЗ "Приазовский государственный технический университет", Мариуполь)

The work carried out comprehensive experimental study of regularities of formation mikrosrezov when abraded submerged jet parts from plastic materials and found that in the process of forming both complete and incomplete mikrosrezy

Повысить эффективность зачистки сложнопрофильных деталей малой жесткости массой до 3 г можно применением струйно-абразивной обработки, осуществляемой зернистым абразивом с подачей абразивной суспензии через

сопла под высоким давлением. Этот метод обеспечивает удаление заусенцев, скругление острых кромок, очистку поверхностей деталей от окисной пленки, подготовку деталей под гальванические покрытия и др. Основным его недостатком состоит в интенсивном износе сопел, через которые прокачивается абразивная суспензия. В связи с этим, перспективным является метод обработки, осуществляемый с помощью струй сжатого воздуха, затопленных абразивной суспензией, т.к. при такой схеме обеспечивается сохранность (долговечность) сопел, подающих сжатый воздух. Сущность данного метода обработки заключается в том, что в рабочую камеру, содержащую свободно помещенные обрабатываемые детали и абразивную суспензию, подают сжатый воздух в виде струй, расположенных так, чтобы достигались обработка и перемешивание деталей, а также обеспечивалась сохранность внутренних поверхностей рабочей камеры. Вместе с тем этот метод недостаточно изучен, что требует проведения комплекса теоретических и экспериментальных исследований и выработки на их основе научно обоснованных практических рекомендаций. Поэтому изыскание путей повышения эффективности абразивной обработки деталей затопленными струями является актуальной задачей для машиностроения.

Установлено, что опубликованные в научно-технической литературе работы, посвященные исследованию струйно-абразивной обработки, а также работы, связанные с защитой поверхностей от абразивного износа, разрознены, по многим вопросам отсутствуют необходимые данные, обобщения и рекомендации, не освещены технологические процессы обработки [1 – 3]. Известные теоретические подходы к определению параметров струйно-абразивной обработки базируются в основном на положениях теории расчета деталей машин на трение и износ, в некоторых случаях сводятся к определению глубины отпечатка сферической частицы на металлической поверхности и не учитывают закономерности процесса стружкообразования, тогда как удаление обрабатываемого материала происходит в результате осуществления процесса резания и пластического деформирования. Это не позволяет в полной мере раскрыть физические закономерности и определить технологические возможности струйно-абразивной обработки. По этой причине до настоящего времени не разработана общепринятая теория, отражающая взаимодействие незакрепленного абразивного зерна и обрабатываемых деталей, движущихся в воздушной струе с жидкостью. Вместе с тем, необходимость целенаправленного управления процессом и получения стабильных результатов абразивной обработки деталей затопленными струями требует раскрытия сущности явлений, сопровождающих процесс. Поэтому целью работы является обоснование условий повышения эффективности процесса абразивной обработки затопленными струями на основе экспериментальных исследований закономерностей образования микросрезов на поверхностях деталей.

До настоящего времени получение четкого изображения микрорельефа поверхности при более чем двухсот – трехсоткратном увеличении под оптическим микроскопом практически не возможно из-за малой глубины резкости. Применение электронного микроскопа сопряжено со значительными затратами

поддержания его в рабочем состоянии, известной трудоемкостью подготовки и сложностью поиска, интересующих исследователя, фрагментов поверхности. Поэтому в работе предложено получать фотографии обработанных поверхностей с увеличением до 1600 крат с практически неограниченной глубиной резкости. Для изучения состояния рельефа поверхности использована методика компьютерного трехмерного моделирования с помощью микроинтерферометра с электронной камерой ScoreTek MDC 140N.

Моделирование рельефа поверхности посредством перехода от фрагментарных горизонтальных (послойных) снимков сечений микрорельефа ScorePhoto к трехмерному топографическому представлению позволило исследовать тенденцию изменения микрорельефа.

Для построения модели использовали программную среду трехмерного моделирования Helicon 3D Viever. Построение трехмерной модели поверхности осуществляли в несколько этапов. На первом этапе собирали фотоинформацию для получения четкого изображения элементов рельефа от наиболее глубокой впадины до наиболее высокого выступа. Для этого на исследуемой поверхности с резкостью, соответствующей максимальной глубине микрорельефа, производили снимок, который заносили в базу данных (электронную папку). Далее с шагом 0,5...1 мкм переводили резкость вверх до наиболее высокой точки микрорельефа, выполняя в каждом сечении снимок, и заносили его в базу данных. Далее, на втором этапе, для возможности обработки при помощи вычислительной техники производились анализ, селекция и суммирование снимков для получения результирующего изображения.

На следующем этапе запускали программную среду трехмерного моделирования Helicon 3D Viever и открывали полученную базу данных. Файлы со снимками, полученными на разных высотах, передавались в среду трехмерного

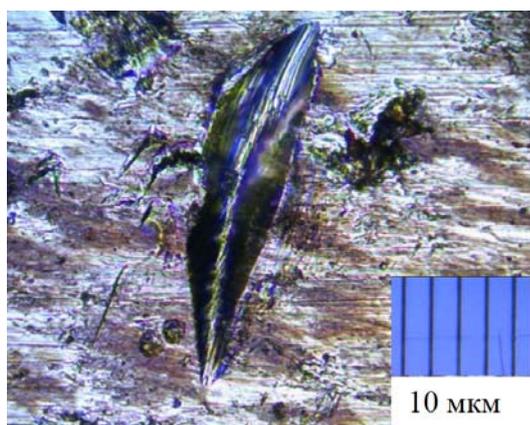


Рис. 1. След абразивного зерна на поверхности латунного (ЛС59.1) образца. Абразивный материал: шлифзерно – 63С (карбид кремния зеленый), зернистость 63П (630 мкм). $\times 625$

моделирования Helicon 3D Viever. Следующим этапом являлось создание базовой модели поверхности. Далее, базовая модель визуализировалась согласно полученным снимкам и приобретала форму поверхности, адекватной реальной.

На основе этой методики были получены фотографии, а также модели обработанной поверхности детали из латуни ЛС59.1 (рис. 1) с четким изображением следа абразивного зерна после пяти секунд абразивной обработки затопленными струями. Для наглядности на рис. 2 приведены фотографии следа абразивного зерна под разными углами зрения (в пределах $7 - 60^{\circ}$), что является своего рода панорамой поверхности детали со

следом абразивного зерна. Это дает полное представление о форме следа зерна,

его геометрических размерах и характере образования, что открывает новые возможности исследования топографии поверхности детали (шероховатости поверхности) после абразивной обработки затопленными струями.

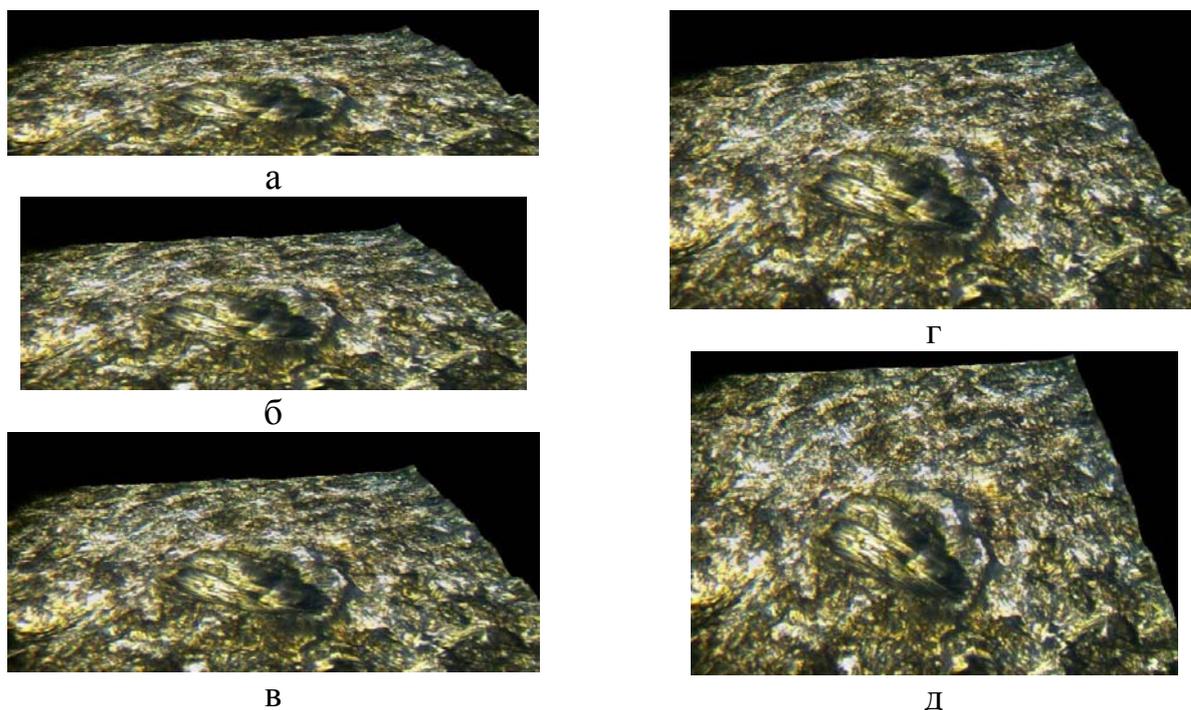


Рис. 2. Панорама поверхности детали из латуни ЛС59.1 со следом абразивного зерна после 5-ти секунд абразивной обработки затопленными струями:
а – угол зрения – 7° ; б – 15° ; в – 30° ; г – 45° ; д – 60°

Как следует из рис. 1 и 2, след абразивного зерна представляет собой углубление (кратер), по боковым поверхностям и впереди которого имеются относительно небольшие навалы металла, образованные в результате его пластического деформирования. Но основная часть металла из кратера все же удалена в виде микростружки. Это свидетельствует о том, что в данном случае кинетической энергии движущегося абразивного зерна достаточно для того, чтобы обеспечить полный микросрез и не остановиться в обрабатываемой детали.

На рис. 1 и 2 также видно, что на дне углубления (кратера) остаются характерные борозды, соответствующие профилю поверхности абразивного зерна. Проведенный анализ борозд по длине следа указывает на то, что абразивное зерно по мере внедрения в металл под острым углом практически не проворачивается, так как борозды по длине постоянны, хотя реакция силы резания, прилагаемой по касательной к вписанной в многогранник сфере (зерну), должна была бы после первого же касания придать абразивному зерну вращение, в результате чего зерно должно покатиться по поверхности детали. Из этого следует, что масса абразивного зерна, а, следовательно, и момент инерции относительно центра масс значительно превышают момент силы резания. Поэтому можно с большой степенью уверенности утверждать, что абразивные зерна с одинаковыми габаритными размерами, но с большей плотностью материала будут оставлять более длинные борозды и, следовательно, обеспечат повыше-

ние производительности обработки. Вопрос лишь в том, возможно ли сообщить высокую скорость затопленной струей зернам с большим удельным весом, такую же, как и зернам с меньшим удельным весом. Этот вывод согласуется с формулой кинетической энергии движущегося абразивного зерна.

С целью статистического анализа характера образования следов абразивных зерен при абразивной обработке затопленными струями были получены фотографии топографии обработанных поверхностей деталей для различных случаев. Так, на рис. 1 приведена фотография плоской поверхности образца из латуни ЛС59.1, на которой виден след абразивного зерна. Нетрудно видеть, что форма следа микросреза соответствует сегментообразной форме, т.е. в данном случае образуется полный срез, имеющий участки входа и выхода абразивного зерна из контакта с обрабатываемой деталью. Как показали исследования, угол входа зерна в обрабатываемый металл в этом случае небольшой – в пределах 20° . Это соответствует известным экспериментальным данным, полученным при исследовании струйно-абразивной обработки деталей из пластичных материалов [3, 4], согласно которым процесс съема пластичного материала наиболее эффективен при небольших углах атаки: $10\text{--}30^{\circ}$. В этом случае образуется полный микросрез – абразивное зерно не останавливается в обрабатываемом материале. Таким образом, экспериментально установлено, что в условиях абразивной обработки затопленными струями, так же как и при обычной струйно-абразивной обработке пластичных материалов [3] формирование полного микросреза происходит при небольшом угле входа абразивного зерна в обрабатываемый металл. Это подтверждается многочисленными фотографиями единичных срезов, образуемых на обрабатываемой поверхности детали от работы отдельных зерен (рис. 1, рис. 3,б,в).

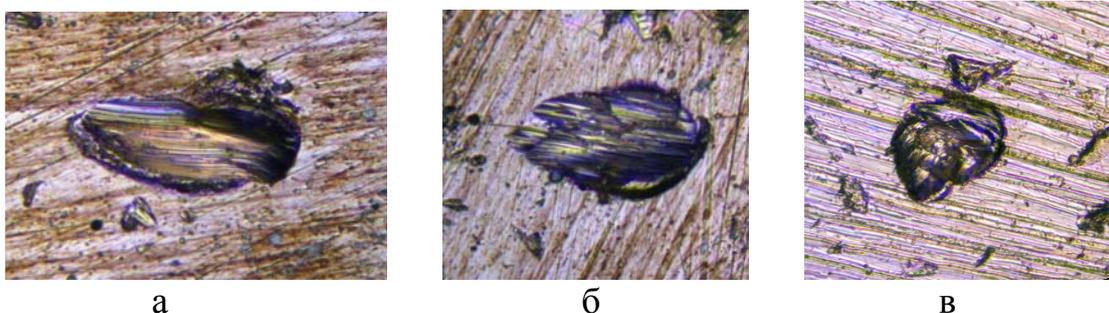


Рис. 3. След удара абразивного зерна по нормали (а) и под острым углом (б, в) к поверхности латунного образца из ЛС59.1. Абразивный материал: шлифзерно 63С (карбид кремния зеленый), зернистость 63П (630 мкм). $\times 625$

С увеличением угла входа абразивного зерна в обрабатываемый металл, как правило, полный срез не образуется (рис. 3,а, рис. 4), т.к. абразивное зерно полностью теряет скорость и, по сути, останавливается в обрабатываемом металле. Поэтому данный случай является наиболее типичным для рассматриваемого метода абразивной обработки затопленными струями, поскольку на обрабатываемой поверхности детали формируются в основном именно такие формы микросрезов. Это подтверждается экспериментальными исследованиями топо-

графии обработанной поверхности (рис. 3). Из этого можно заключить, что с увеличением угла входа абразивного зерна в обрабатываемый металл его кинетической энергии недостаточно для осуществления полного среза и поэтому происходит как бы остановка зерна в металле.

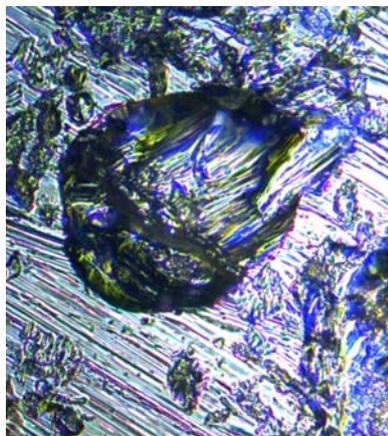


Рис. 4. След абразивного зерна с образованием валика в направлении удара

След «тупиковой» формы свидетельствует о том, что в конце следа вершина абразивного зерна по мере углубления в металл потеряла скорость, однако это еще не означает, что и само зерно остановилось. В переносном смысле можно считать, что, приближаясь под острым углом к поверхности, абразивное зерно как бы «споткнулось», оставило небольшую борозду и покатило. Это подтверждается тем, что длина борозды по отношению к поперечному размеру абразивного зерна составляет всего 2–5% (рис. 5). Для образования полного среза необходимо увеличить кинетическую энергию движущегося абразивного зерна путем увеличения скорости его движения или массы (зернистости абразивного порошка).

Установлено, что удаленный металл при взаимодействии отдельного зерна с деталью имеет форму микросреза, типичного для процессов шлифования, в частности, полученного при микрорезании латуни [5]. Это указывает на то, что процесс съема металла подчиняется законам резания (стружкообразования). Следовательно, правомочно рассмотрение процесса образования микросрезов при абразивной обработке затопленными струями с позиции теории резания.

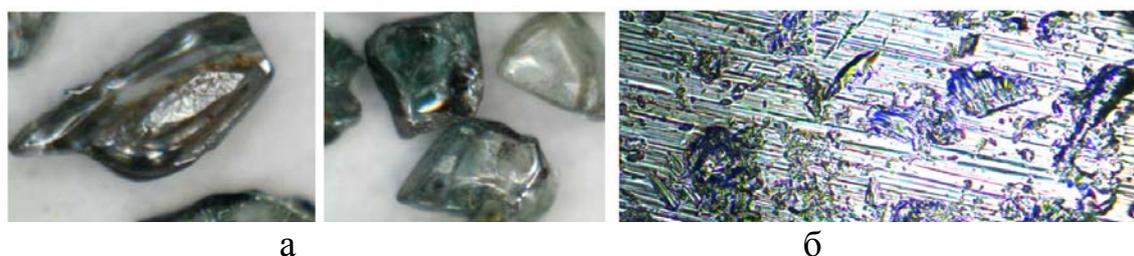


Рис. 5. Соотношение габаритных размеров абразивных зерен 63С зернистостью 40 (400 мкм) (а) и их следов на латунном образце ЛС59.1(б). $\times 50$

Выводы. 1. В работе разработана новая методика исследования топографии поверхности детали после ее абразивной обработки затопленными струями на основе компьютерного трехмерного моделирования с использованием программной среды Helicon 3D Viever с помощью микроинтерферометра с электронной камерой ScoreTek MDC 140N. Переход от фрагментарных горизонтальных (последних) снимков сечений микрорельефа ScorePhoto к трехмерному топографическому представлению позволил исследовать тенденцию изменения микрорельефа обработанной поверхности.

2. Проведены комплексные экспериментальные исследования закономерностей образования микросрезов при абразивной обработке затопленными струями деталей из пластичных материалов и установлено, что в процессе формируются как полные, так и неполные микросрезы. Полные микросрезы образуются при небольших углах входа абразивных зерен в обрабатываемый металл ($10-30^{\circ}$), а неполные срезы – при больших углах вследствие недостаточной кинетической энергии движущихся абразивных зерен, что согласуется с известными экспериментальными данными, полученными при струйно-абразивной обработке. Установлено также, что отделение металла в процессе обработки происходит в результате образования микростружек и пластического отгеснения металла. Это указывает на возможность аналитического представления рассматриваемого процесса обработки с позиции теории резания металлов с учетом закономерностей перехода от процесса пластического деформирования металла к процессу резания (стружкообразования).

Список литературы: 1. Проволоцкий А.Е. Струйно-абразивная обработка деталей машин / А.Е. Проволоцкий. – К.: Техника, 1989. – 177 с. 2. Шманев В. А. Струйно-абразивная обработка деталей ГТД / В. А. Шманев, А. П. Шулепов, А. В. Мещеряков. – М.: Машиностроение, 1995. – 143 с. 3. Исупов М. Г. Разработка, исследование технологии струйно-абразивной финишной обработки: дис. ... докт. техн. наук: спец. 05.02.08 «Технология машиностроения» / Исупов Максим Георгиевич. – М.: РГБ, 2007. – 432 с. 4. Андилахай А. А. Абразивная обработка деталей затопленными струями / А. А. Андилахай. – Мариуполь: ПГТУ, 2006. – 190 с. 5. Качество поверхности при алмазно-абразивной обработке / Э. В. Рыжов, А. А. Сагарда, В. Б. Ильицкий и др. – К.: Наук. думка, 1979. – 244 с.

УДК 621.923

КЛАССИФИКАЦИЯ ФИНИШНЫХ СПОСОБОВ ОБРАБОТКИ МЕТАЛЛОВ

Шкурупий В.Г., канд. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университете имени С. Кузнеца)

When processing a free abrasive effective lubrication of the surface layer is provided with a minimum of force influence of grain - for polishing. Classification processing methods shows that the accumulation of abrasive particles involved in the processing, may consist of nanoscale quantities of grains, and the working environment will have a different impact on the character of the surface layer

Каждое изделие, поставляемое в условиях жесткой конкуренции на внутренний и, особенно, на внешний рынок, должно обладать новым уровнем свойств и соответствовать все возрастающим требованиям, предъявляемым потенциальным потребителем к функциональным, экологическим и эстетическим свойствам. Эти тенденции повышения требований потребителей к качеству изделий отражены в международных стандартах серии ISO-9000. Получение такого уровня изделий все больше связывают с нетрадиционными конструкциями и технологическими решениями, реализация которых не всегда возможна на ос-

нове использования существующих технологических систем, оборудования и оснащения общего назначения, т.е. на основе всего того, что составляет суть традиционных технологий.

К наиболее распространенным способам финишной обработки относят шлифование, доводку и полирование. Эти способы нашли широкое применение для обработки:

- деталей топливной аппаратуры, пневматических и гидравлических агрегатов управления (плунжеров, золотников, клапанов, игл распылителей, стыковых поверхностей корпусов топливной аппаратуры и др.);

- деталей летательных аппаратов (выдвижных антенн и штанг систем пассивной ориентации искусственных спутников земли, деталей лазерной техники, деталей топливной аппаратуры, отражателей гелиосистем, деталей систем терморегулирования и др.);

- пластин для микросхем, рабочих поверхностей магнитно-мягких материалов;

- рабочих поверхностей измерительных инструментов, калибров и др.;

- рабочих поверхностей режущих инструментов.

Шероховатость рабочих поверхностей, полученных на финишных операциях, должна находиться в следующих интервалах: R_a и R_z в пределах от 0,1 до 0,02 мкм; отклонения формы и расположения поверхностей в пределах от 0,1 до 0,3 мкм. Физико-химическое состояние поверхностей должно быть без загрязнений и иметь низкое значение работы выхода электронов [1].

Рассмотрим обработку связанным абразивом: шлифованием.

Из литературы известно [2], что неравномерное распределение температуры в процессе шлифования вызывает образование прижогов и трещин, приводит к образованию участков разной твердости, к появлению остаточных напряжений и деформаций детали. Параметры шероховатости поверхности после обработки не всегда обеспечиваются шлифованием. При этом остаточные напряжения в большинстве случаев являются растягивающими, что существенно снижает усталостную прочность деталей.

Взаимодействие твердых тел инструмента и детали при шлифовании исследовалось в работах Г.М. Ипполитова [3], Е.Н. Маслова [4], А.В. Якимова [5], С.Г. Редько, А.В. Подзея и др.

Профессор А.В. Якимов [5] считает, что при шлифовании в зоне контакта круга с деталью возникают температуры, которые иногда превышают критические точки плавления шлифуемых металлов. Высокая температура сохраняется доли секунды, т.к. подавляющая часть возникающей теплоты сразу же отводится нижележащими слоями холодного металла. Но даже кратковременный нагрев вызывает структурные изменения, внешне характеризующиеся прижогами. Кроме прижогов на поверхностях деталей часто после шлифования наблюдаются трещины, возникшие под действием суммарных остаточных внутренних напряжений, которые являются следствием неоднородной пластической деформации в разных зонах поверхностного слоя.

Шлифование абразивными лентами – это разновидность процесса шлифования абразивными кругами. По сравнению с тонким шлифованием обработка абразивными лентами обеспечивает более высокое и стабильное качество поверхности при достаточно высокой производительности обработки. В настоящее время шлифование абразивными лентами широко применяется для обработки деталей из жаропрочных сплавов, конструкционных сталей, цветных металлов с припуском на обработку 0,02 – 3 мм.

Снижение износостойкости поверхности после шлифования, особенно для ответственных деталей требует использования дополнительной обработки: доводки, хонингования, притирки, полирования. При этом хонингование и суперфиниширование осуществляются связанным абразивом, а доводка (притирка) и полирование – свободным абразивом.

В.В. Медведев [6] представляет хонингование как процесс обработки поверхности зернами абразивных брусков. Бруски прижимаются к поверхности с определенным усилием и перемещаются относительно нее не менее чем в двух направлениях. Процесс хонингования определяется давлением и характеристиками брусков, окружной скоростью их перемещения. Кроме этих основных движений, бруски или деталь могут совершать дополнительные осевые или тангенциальные высокочастотные колебания.

Жесткая система прижима брусков к обрабатываемой поверхности дает возможность исправить погрешности геометрической формы и получить нужную точность формы и рельефа обработанного отверстия. При хонинговании в резании одновременно участвует большое количество активных зерен, а скорость резания и давление инструмента на обрабатываемую поверхность здесь значительно ниже, чем при шлифовании.

В процессе хонингования абразивные бруски снимают припуск 0,01–1,0 мм и более. Удаляются гребешки, микронеровности и слой основного металла. В пределах снимаемого припуска обеспечивается исправление погрешностей предыдущих операций в виде конусообразности, седлообразности и бочкообразности. Параметр шероховатости поверхности R_a после хонингования находится в пределах от 2,5 до 0,16 мкм.

Суперфиниширование представляет собой процесс отделочной обработки поверхностей деталей мелкозернистыми абразивными брусками, совершающими колебательное движение. Этот процесс главным образом применяется для уменьшения микро- и макронеровностей, снятия дефектного слоя и увеличения опорной поверхности обрабатываемой детали. Суперфинишированием уменьшаются значения параметра шероховатости поверхности R_a в пределах от 0,32 до 0,05 мкм, не исправляя погрешностей формы обработанной поверхности от предшествующей обработки (тонкое точение, шлифование, хонингование).

Рассмотрим способы обработки поверхностей деталей свободным абразивом: доводкой, полированием.

Вопросам обработки деталей абразивной доводкой посвящены работы И.В. Гребенщикова, Н.И. Богомолова, М.Н. Семибратова, А.А. Маталина, П.И.

Ящерицина, П.П. Панасова, П.Д. Дудко, З.И. Кременя, В.Н. Морозенко, П.Н. Орлова, Бельби, Пурше и других.

П.Н. Орлов считал, что физико-химические процессы при доводке сопровождаются образованием окисных пленок. Преобладание какого-либо вида разрушения обусловлено физико-механическими свойствами обрабатываемого материала детали и притира, природой и зернистостью абразива, геометрией зерна, свойствами поверхностно-активных веществ (ПАВ), динамическими параметрами процесса доводки – величинами и законом изменения давления, скорости и ускорения в процессе движения детали относительно рабочей поверхности притира.

П.П. Панасов, анализируя процесс доводки, предлагает выделить и рассматривать химико-механическую теорию, механическую теорию, теорию оплавления тончайших поверхностных слоев и комбинированную.

Сущность химико-механической теории И.В. Гребенщикова заключается в образовании окисных пленок под действием химически активных веществ и механического удаления – отрывания окисных пленок с поверхности металла изделия полирующими порошкообразными материалами (абразивы: крокус, окись хрома, окись алюминия, окись кремния и т.д.). Окисная пленка поверхностей детали и полировальника способны к адсорбции молекул смазывающих веществ пасты, причем кислотные части молекул располагаются у поверхности изделия и инструмента, а жирные – снаружи. Абразивы, адсорбируя жирные части молекул, срывают окисные пленки в местах контакта с обрабатываемой поверхностью. Открывшиеся места поверхности металла вновь покрываются окислами с последующим их срывом.

Согласно механической теории, предложенной Л.В. Шубниковым, при доводке твердых тел основным является влияние элементарных механических процессов, в результате которых разрушается материал и формируется поверхностный слой обработанных деталей.

При доводке твердых тел происходит скалывание и отрывание частиц, отделение стружки и наклеп – упрочнение обработанной поверхности материала вследствие пластических деформаций. В твердом теле при механической обработке в зависимости от условий воздействия абразива возникает упругое и пластическое деформирование или происходит пластическое или хрупкое разрушение. Характер разрушения зависит от скорости деформации твердого тела. Хрупкое разрушение твердого тела наблюдается при скорости воздействия, большей некоторой величины. Скрытое хрупкое разрушение приводит к образованию микротрещин, что предшествует явному разрушению материала.

Теория оплавления тончайших поверхностных слоев металла, которые выравниваются под влиянием сил поверхностного натяжения и, охлаждаясь, становятся аморфными, не получила широкого развития. И.В. Гребенщиков, считает, что процесс доводки едва ли способствует созданию условий, необходимых для такого оплавления, т.к. доводка ведется с обильной смазкой.

Согласно теории пластической деформации в поверхностных слоях под действием абразивных зерен металл течет, проявляется перераспределение его

и заполнение впадин неровностей. В результате доведенная поверхность становится чистой и гладкой.

Сторонники комбинированной теории считают, что процесс доводки сопровождается химическими и механическими явлениями, а также пластическими деформациями. На это обращают внимание П.И. Ящерицин и П.П. Панасов, которые предложили гипотезу, что доводка (притирка) свободным абразивом - сложный процесс резания и снятия поверхностных слоев металла, сопровождающийся быстрым окислением. Стружка, полученная автором, состояла из 97% неокисленного металла и 3% окислов. Это позволило сделать вывод, что основное значение при доводке имеют пластические деформации и резание металла.

В современной литературе рассматривается множество технологических факторов, по-разному влияющих на процесс обработки свободным абразивом. К основным факторам относятся материал и зернистость абразива, материал и конструкция притира, режимы обработки, материал обрабатываемой детали.

Материал абразива при обработке оказывает существенное влияние как на съём металла, так и на шероховатость поверхности. Поэтому многие исследователи применяли разные микропорошки и при этом изучали влияние различных ПАВ на этот процесс.

Основным абразивным материалом для обработки является электрокорунд нормальный, электрокорунд белый, карбид кремния зеленый. За последнее время промышленностью освоен выпуск новых абразивных материалов (алмаз синтетический, кубический нитрид бора и титанистый электрокорунд), которые по физико-механическим свойствам превосходят все ранее известные материалы [7]. Однако, отсутствие рекомендаций по составам паст и технологическому воздействию ограничивает их эффективное использование.

При обработке материалов средней твердости, наибольшее применение нашел электрокорунд, обладающий способностью хорошо дробиться. Он дает возможность получить шероховатость поверхности с параметрами от 0,08 до 0,16 мкм по R_a . Однако производительность обработки порошками из электрокорунда невысока.

С.М. Кедров и Н.И. Богомоллов рекомендуют вести доводку абразивными микропорошками, размеры зерен которых не более 28 мкм. Обработка более крупными зёрнами не приводит к заметному повышению производительности, вызывая резкое возрастание высотных параметров шероховатости поверхности.

С.М. Кедров [8] считает, что меньший съём металла получается при использовании микропорошков мелких фракций М3/2, больший съём - микропорошков М7/5, М28/20. Увеличение размеров зерен в 10 раз дает повышение съема металла всего лишь в 1,3 – 1,4 раза.

Н.С. Каракулов установил, что с увеличением размера зерна электрокорунда белого от М7/5 до М20/14 шероховатость поверхности растет в 1,8 – 2,2 раза, а от М20/14 до 60/40 – в 1,1 – 1,2 раза.

Значительное место при обработке свободным абразивом занимает выбор наилучшего материала притира. По этому поводу нет единого мнения среди исследователей. При доводочных процессах общепринятым материалом многие

считают чугун как наиболее износостойкий, легко поддающийся шаржированию. При доводке свободным абразивом наивысшую производительность показали притиры из стекла и чугуна. Латунные притиры обеспечивали примерно одинаковую шероховатость с чугунными притирами, но имеют в 5 раз больший износ, чем чугунные.

С.М. Кедров и Г.С. Беляев в своих работах показали, что на операциях окончательной доводки отверстий высокой точности в стальных закаленных деталях целесообразно применение притиров из мягкой стали. По сравнению с чугунными притирами стальные притиры, хотя и дают более низкую производительность и изнашиваются в 2 - 3 раза меньше, но в результате значительно повышают точность обработки.

Чугун следует использовать для тонкой доводки мелкозернистым абразивом, а медь и латунь – для грубых операций с крупным зерном.

Конструкция притира оказывает существенное влияние на точность и производительность процесса.

В настоящее время при доводке отверстий применяются различные притиры, имеющие форму гладких цилиндров или с различными канавками.

Изучением режимов резания при обработке свободным абразивом занимались многие исследователи. По данным И.Г. Космачева [9], с увеличением скорости резания производительность обработки возрастает пропорционально скорости, пока последняя не достигает 4 м/с. Дальнейшее увеличение ведет к снижению производительности, что связано с интенсивным дроблением абразивных зерен и удалением абразивной смеси с притира под действием центробежных сил. Точность размеров и формы доведенных поверхностей деталей при значительном увеличении скорости ухудшается вследствие образования жидкостного клина между деталью и притиром, а также из-за нагрева и температурных деформаций.

С увеличением давления и непрерывным ростом производительности доводки растут значения высотных параметров шероховатости поверхности. Давление является одним из основных факторов, при помощи которого можно регулировать величину снимаемого припуска в широких пределах. П.П. Панасов [10] рекомендует для стали твердости HRC52 принимать давление равным $(0,5 - 1,0) \cdot 10^2$ кПа, для стали HRC62 – $(2,5 - 5,0) \cdot 10^2$ кПа. М.Я. Щегал [11] рекомендует давление $(1,2 - 4,0) \cdot 10^2$ кПа, а Г.С. Беляев [12] – для закаленных сталей $(3,5 - 5,0) \cdot 10^2$ кПа, для латуни $5,5 \cdot 10^2$ кПа.

В.Н. Морозенко [13] установил, что при доводке с малыми давлениями можно получить матовую поверхность, обладающую повышенной износостойкостью. Образование ее автор объясняет спецификой взаимодействия абразивных зерен с обрабатываемой поверхностью. При малых давлениях не наблюдается торможение и шаржирование абразивных частиц и отсутствует массовое резание-царапание. Абразивные частицы, перекатываясь между поверхностями и соударяясь с ними, производят выкалывание микрочастиц материала и многократное упрочнение микроучастков. Поэтому необходимы дальнейшие исследования по определению режимов обработки высокоточных деталей.

Способы обработки свободными абразивами разработаны сравнительно недавно и изучены меньше, чем методы обработки закрепленным абразивом. Нормативы выбора режимов обработки практически отсутствуют, а рекомендации противоречивы. В связи с этим важно рассмотреть физико-технологические особенности этих способов обработки. Наиболее распространенным процессом является полирование. Это механическое полирование, где преобладает механическое воздействие абразива на поверхность обрабатываемого металла. Обработка может осуществляться жестким полировальником, в результате чего неровности подвергаются пластическому деформированию. Полирование можно осуществлять эластичным полировальником с абразивной суспензией или пастой. При химическом полировании определяющую роль играет химическая реакция между раствором и обрабатываемым металлом. Для электрохимического полирования характерно протекание химических реакций между электролитом и обрабатываемым изделием под воздействием электрического тока. Таким образом, механическое полирование поверхности осуществляется связанным и свободным абразивом. В первом случае инструментом служат абразивные ленты или полировальные круги с закрепленными абразивными зёрнами. Во втором случае обработка выполняется кругами и лентами, покрытыми полировальной пастой или суспензией. Полировальные операции трудоемки, особенно при обработке деталей сложной конфигурации.

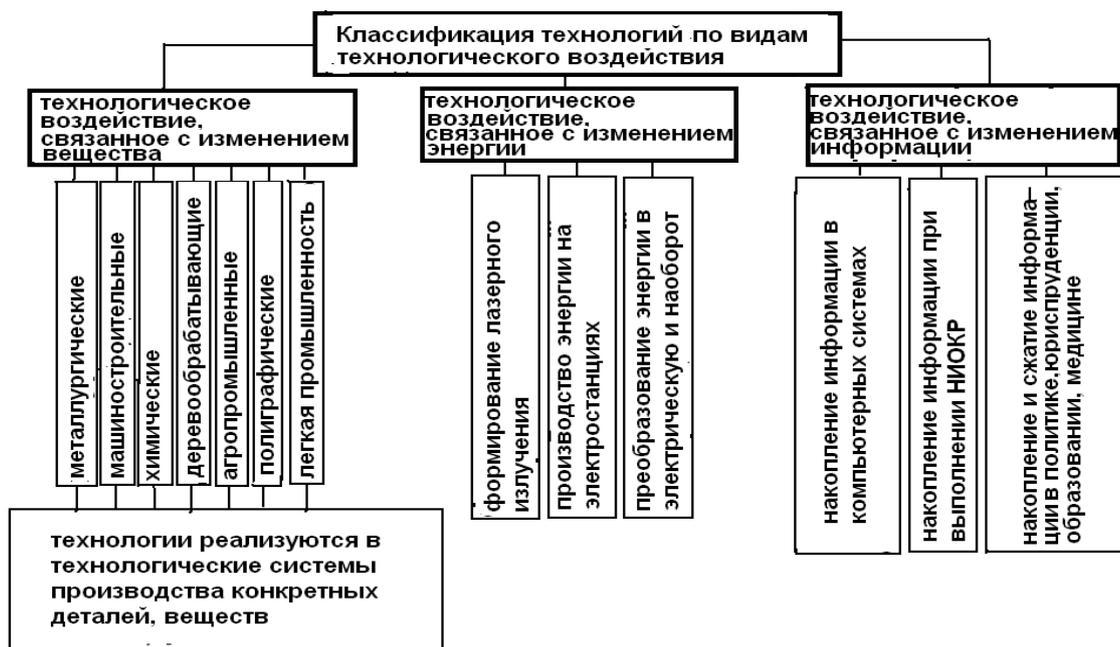


Рис. 1. Классификация технологий по характеру воздействия на предмет труда

Абразивное полирование давно известный и широко распространенный способ обработки незакрепленными абразивными частицами. Абразивные частицы удерживаются полировальником, который обеспечивает направленное перемещение рабочей среды. Существуют рекомендации по выбору материалов для полировальника, выбору абразивных частиц для рабочего состава, выбору поверхностно-активных веществ, выбору режимов обработки, однако эти дан-

ные не систематизированы и не всегда находят практическое применение. Сущность способа заключается в механическом воздействии на обрабатываемую поверхность шаржированных в полировальник и перекатывающихся зерен, осуществляющих микрорезание, царапание и поверхностное микропластическое деформирование. Нами разработана классификация способов обработки по характеру воздействия на поверхность детали (рис. 1).

На основании анализа работ в области абразивной обработки разработана классификация способов абразивной обработки (рис. 2).



Рис. 2. Классификация способов обработки свободными абразивами по характеру воздействия абразивной частицы

Выводы. 1. При обработке свободным абразивом эффективное смазывание поверхностного слоя обеспечивается при минимальных силовых воздействиях зерен – при полировании.

2. Классификация способов обработки показывает, что скопление абразивных частиц, участвующих в обработке, может состоять из наноразмерных величин зерен, и рабочая среда будет обладать иным характером воздействия на поверхностный слой.

Список литературы: 1. Бессонов А.Р. Измерение РВЭ с поверхности меди и цинка на начальных стадиях окисления / А.Р. Бессонов, Г.И. Олейников // Защита металлов. – 1971. – VII. – С. 2-6. 2. Ящерицын П.И. Тонкие доводочные процессы обработки деталей машин и приборов / П.И. Ящерицын, А.Г. Зайцев. – Минск: Наука и техника, 1976. – 326 с. 3. Ипполитов Г.М. Алмазно-абразивная обработка / Г.М. Ипполитов. – М: Машиностроение, 1969. – 336 с. 4. Маслов Е.Н. Теория шлифования материалов / Е.Н. Маслов. – М: Машиностроение, 1974. – С. 21. 5. Якимов А. В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – С. 5. 6. Медведев В. В. Отделочное хонингование / В.В. Медведев. – К.: Техника, 1973. – С. 5. 7. Синтетические алмазы в машиностроении / Под ред. В.Н. Бакуля. – К.: Наук. думка, 1976. – 351 с. 8. Кедров С.М. Доводочные станки / С.М. Кедров // Станки и инструмент, 1952. – №89. – С.23-27. 9. Справочная книга по отделочным операциям в машиностроении / Под ред. И. Г. Космачева. – Л.: Лениздат, 1966. – С. 47. 10. Панасов П. П. Исследование процесса плоской притирки свободным абразивом: дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук. – Свердловск, 1957. – С.132-135. 11. Щегал М. Я. Доводка измерительных инструментов / М.Я. Щегал. – М.: Машгиз, 1947. – 427 с. 12. Беляев Г. С. Механическое притирание поверхностей / С.Г. Беляев // Вестник машиностроения, 1952. – №8. – С. 31-44. 13. Морозенко В.Н. Исследование процесса доводки и полирования металлов свободным абразивом: дис. на соискание ученой степени канд. техн. наук. – Одесса, 1968. – С. 64-95.

УСЛОВИЯ ЭФФЕКТИВНОГО ПРИМЕНЕНИЯ СОВРЕМЕННЫХ РЕЖУЩИХ ИНСТРУМЕНТОВ НА ПРЕДПРИЯТИЯХ

Кленов О.С., канд. техн. наук (ООО “Фирма ДиМерус Инжинеринг”, Харьков)

Новиков Д.Ф. (Национальный технический университет “ХПИ”, г. Харьков)

We justify the conditions of effective use of cutting tools on machine-building enterprises with the competitive engineering firms engaged in introduction of modern high-priced foreign cutting tools of different manufacturers

Промышленные предприятия, стремясь выйти на мировые рынки с конкурентоспособной машиностроительной продукцией, широко применяют современные технологии металлообработки и образцы металлорежущего инструмента [1]. Однако, все эти новшества внедряются в условиях отсутствия нормативной базы по их использованию. В результате внедрение новых технологий происходит методом “проб и ошибок”, на основе которого оцениваются технические и экономические особенности предлагаемых инструментов, оборудования и технологий.

Инжиниринговые фирмы, которые работают на отечественном рынке металлообработки, ведут жесткую конкурентную борьбу и своими открытиями, а так же результатами исследований, крайне редко делятся между собой, ссылаясь на коммерческую тайну предприятия. В открытый же доступ такая информация поступает очень редко.

В процессе внедрения новейших технологий обработки металлорежущий инструмент является одним из важнейших компонентов. Желая улучшить конкретную технологическую операцию обработки, инжиниринговые фирмы проводят испытания инструментов разных производителей.

Как показывает практика внедрения инструментов, на операции обработки, где испытывается от трех и более инструментов разных производителей, эффективность металлообработки будет значительно выше. Это достигается за счет выбора рациональных геометрических параметров инструмента, износостойких покрытий, режимов резания и т.п.

Однако, такие испытания инструментов происходят крайне редко из-за наличия нескольких ограничивающих факторов. Во-первых, инжиниринговые фирмы испытывают значительные затраты в связи с необходимостью проведения дополнительных испытаний для выбора инструментов и режимов резания. Во-вторых, на проведение испытаний отвлекается большое количество специалистов со стороны промышленного предприятия на длительное время. В-третьих, необходима большая партия деталей для проведения испытаний. В результате в испытаниях на предприятии принимают участие всего 1–3 инжиниринговых фирмы, уже успевших себя зарекомендовать.

Наиболее часто производят испытание современного инструмента с целью замены им инструмента, произведенного еще по советским ГОСТам. В та-

ком случае любой современный инструмент зарубежного производства заведомо лучше, т.к. испытания производятся на таких же или незначительно увеличенных режимах резания. В итоге достигается следующий результат: стойкость современного инструмента и производительность обработки им значительно выше применяемого инструмента.

Примером тому является испытание резца производства Tungaloy (Япония) CNMG 120408 – НММ AN905 с целью замены резца, изготовленного из твердого сплава ВК8. Как показали испытания, японский инструмент позволил увеличить скорость резания с 5,0 м/мин до 15,7 м/мин, а так же стойкость с 1 до 3-х деталей, т.е. в результате проведения испытаний удалось повысить стойкость инструмента и производительность обработки. Однако дальнейших испытаний по определению оптимальных режимов резания не производили. Они были установлены инженером-технологом на основе его собственного опыта. Вполне вероятно, что из-за недостаточной квалификации технолога эти режимы резания могут быть малоэффективны и не позволят в полной мере реализовать потенциальные возможности инструментов, которые заложены их разработчиками в Японии, Германии, Израиле и других странах.

Когда же испытывается несколько инструментов или необходимо улучшить уже подобранный зарубежный инструмент, выбор оптимального варианта инструмента может быть произведен более качественно. Это связано с тем, что испытывается инструмент, подобранный по четко установленным критериям.

Эти выводы подтверждаются результатами испытания инструментов следующих фирм-производителей: Seco, Tungaloy, Stellram, Ceratizit при обработке материала ВЖЛ14. При одинаковых режимах резания инструменты производства фирм Seco, Tungaloy и Ceratizit показали одинаковую стойкость (20 мин), а инструмент производства фирмы Stellram – на 50% выше (30 мин).

Эффективность применения современного инструмента зависит от технологов инжиниринговых фирм, их профессионализма и опыта работы. Более крупные инжиниринговые фирмы за годы работы на рынке разработали множество различных технических решений, с помощью которых повышают свою конкурентоспособность. Но все же основной целью деятельности инжиниринговых фирм является “выигрыш” испытаний и возможность поставки партии инструмента на предприятие заказчика. Экономическое обоснование проведенного испытания необходимо для того чтобы показать преимущества одного инструмента над другим.

Возможность повышения эффективности деятельности промышленного предприятия в такой конкурентной борьбе не учитывается, т.е. промышленное предприятие является инструментом в противостоянии инжиниринговых фирм между собой, получая при этом незначительный эффект от их конкурентной борьбы. Такие выводы можно сделать из того, что многие инжиниринговые фирмы при проведении испытаний, получив положительный результат по сравнению с применяемым инструментом, останавливаются и не проводят дальнейшие испытания с целью определения оптимальных режимов резания. Крайне редко они занимаются исследованиями возможностей своего инструмента.

Внедряемый инструмент имеет значительный потенциал, и поэтому большая часть его технологических возможностей не используется. Например: при обработке стали 20Л резцом производства фирмы Tungaloy Cnmm 250924 tus T9125 на режимах резания $V = 77$ м/мин; $S = 1$ мм/об; $t = 10$ мм, его стойкость составила 11 мин. При повторных испытаниях резца на скорости резания $V = 66$ м/мин, его стойкость составила 36,75 мин, т.е. при уменьшении скорости резания на 16,6%, стойкость резца повысилась на 234%. Исходя из того, что стойкость резца изменяется в 14 раз ($234/16,6$ %) быстрее скорости резания, можно сделать вывод, что данный резец был первоначально подобран не эффективно. Как показывает опыт внедрения инструмента, его стойкость должна в оптимальных условиях изменяться в среднем в 2 раза быстрее скорости резания. Если же это условие не выполняется, то инструмент был подобран не верно, и эффективность его применения может быть отрицательна за счет высокого перерасхода.

В качестве примера неэффективного внедрения инструмента можно привести результаты испытания резца производства фирмы Iscar. Так, для обработки канавки был подобран резец и установлены режимы резания. Однако после увеличения режимов резания изменение стойкости резца (по сравнению с изменением скорости резания) произошло на 250% вместо ожидаемых 100%, т.е. в дальнейшем, если предприятие решит увеличить производственные мощности всего на несколько процентов, то затраты на инструменты возрастут в разы. Проанализировав данные испытаний, инжиниринговой фирмы удалось подобрать такой инструмент, который обеспечил реализацию технического потенциала внедряемого инструмента на технологической операции. Как видно, решить данную проблему удалось за счет анализа потенциальных возможностей инструмента и стремления инжиниринговой фирмы повысить не собственную результативность, а эффективность работы заказчика. Положительный анализ удалось провести, применяя математические методы и обширный опыт проведения испытаний инструмента.

Для улучшения технологических процессов механической обработки необходимо изменить концепцию внедрения металлорежущего инструмента. Сейчас специалисты инжиниринговых фирм при проведении испытаний пытаются “выиграть” любой ценой у конкурента. При этом не уделяется должного внимания на проведение оптимизации процесса обработки и получения максимальной отдачи от внедряемого инструмента. Поэтому необходимо изменить представление о процессе проведения испытаний внедряемого инструмента.

Если инжиниринговая фирма хочет достичь успеха при внедрении, то она должна отказаться от борьбы с конкурентами и поставить задачу по обеспечению максимального результата. Этого можно достичь за счет использования инструмента с максимальной отдачей при эффективном выборе его геометрии и покрытия. Для этого необходимо больше уделять внимания исследованию технических характеристик инструмента и взаимосвязи между ними, а также динамике изменений технических характеристик. При исследовании работоспособности инструмента необходимо применять прогрессивные математические модели и методы анализа. Например, при определении условий уменьшения себестои-

мости обработки C можно использовать аналитическую зависимость, в которой рассматриваются две изменяющиеся статьи затрат, связанные с заработной платой рабочего-станочника и расходом режущих инструментов [1, 2]:

$$C = N \cdot \tau_o \cdot S_1 \cdot k_D + N_1 \cdot \Pi, \quad (1)$$

где N – количество обрабатываемых деталей; τ_o – основное технологическое время обработки одной детали, час; S_1 – тарифная ставка рабочего, грн/час; k_D – коэффициент, учитывающий всевозможные начисления на тарифную ставку рабочего; N_1 – количество режущих инструментов, необходимое для обработки N деталей; Π – цена режущего инструмента, грн.

С учетом соотношения $N_1 = N \cdot \tau_o / T$ зависимость (1) принимает вид:

$$C = N \cdot \tau_o \cdot (S_1 \cdot k_D + \Pi_1), \quad (2)$$

где T – стойкость режущего инструмента, час; $\Pi_1 = \Pi / T$ – стоимость 1 часа работы режущего инструмента, грн/час.

Из зависимости (2) следует, что уменьшить себестоимости обработки C для заданного значения N можно уменьшением параметров τ_o , S_1 и k_D . В зависимости от того, какая из величин: $S_1 \cdot k_D$ или Π_1 будет преобладать, можно сделать вывод об ее удельном весе в общей себестоимости обработки. Так, произведение $S_1 \cdot k_D$ можно рассматривать фактически постоянной величиной, а Π_1 – переменной, зависящей от многих технологических факторов и в первую очередь от параметров Π и T . Очевидно, для современных зарубежных режущих инструментов параметры Π и T будут больше, чем для отечественных инструментов. Однако, как показывает опыт использования зарубежных инструментов, отношение $\Pi_1 = \Pi / T$ для них меньше, чем для отечественных, также как и меньше произведение $S_1 \cdot k_D$. Следовательно, удельный вес режущих инструментов в себестоимости обработки C меньше удельного веса затрат по заработной плате рабочего-станочника. Этим объясняется тот факт, что удельный вес режущих инструментов в себестоимости обработки C принимает весьма малые значения и может достигать 3%.

Таким образом, получив в результате анализа подробные сведения об инструменте, специалисты инжиниринговой фирмы способны подобрать максимально эффективную геометрию инструмента и режимы резания. С помощью этого подхода заказчик может получить максимальную отдачу от внедрения инструмента. По сравнению с традиционными подходами, когда потенциал инструмента используется не в полной мере, новый подход позволяет полностью использовать все затраты, связанные с приобретением инструмента, тем самым уменьшая себестоимость обработки.

Инжиниринговые фирмы, которые первыми будут использовать такой подход, смогут в значительной степени увеличить свою прибыль за счет использования максимального потенциала своей продукции.

Одним из примеров всестороннего анализа работоспособности инструмента является получение данных о том, как распределяется тепловая энергия в

процессе резания [3, 4]. Как известно, только 3-4% всей тепловой энергии, образующейся в процессе резания, уходит в инструмент, около 10-12% – в заготовку, а основная часть энергии уходит в стружку.

Полученные данные можно использовать при расчете режимов резания как ограничивающий фактор. При определенных режимах резания можно расчетами установить, какое количество тепловой энергии уйдет в инструмент и способен ли он выдержать это количество тепловой энергии, оставаясь в рабочем состоянии. А так же определить количество теплоты, передаваемое в деталь, с целью недопущения образования в процессе резания прижогов и других температурных дефектов на обрабатываемых поверхностях.

Таким образом, определены условия эффективного применения режущих инструментов на машиностроительных предприятиях с учетом конкурентной борьбы инжиниринговых фирм, занимающихся внедрением в производство современных дорогостоящих зарубежных режущих инструментов различных фирм-производителей.

Список литературы: 1. Жовтобрюх В.А. Повышение эффективности механической обработки деталей гидравлических систем путем выбора рациональных параметров операций по критерию себестоимости: автореф. дис. на соискание научн. степени канд. техн. наук: спец. 05.02.08 “Технология машиностроения” / В.А. Жовтобрюх. – Мариуполь, 2012. – 21 с. 2. Новіков Ф.В. Оцінка економічної ефективності технологічних процесів обробки деталей / Ф. В. Новіков, Ю. В. Шкурупій // Економіка розвитку. Науковий журнал. – Х. : ХНЕУ, 2011. – №1(57). – С. 22-24. 3. Кленов О.С. Технологічне забезпечення бездефектної обробки деталей гідроапаратури на фінішних операціях: автореф. дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.02.08 “Технологія машинобудування” / О.С. Кленов. – Одеса, 2011. – 21 с. 4. Новиков Ф.В. Теоретическое обоснование условий повышения эффективности высокоскоростной обработки / Ф.В. Новиков, О.С. Кленов // Вісник НТУ “ХПІ”. Серія: Технології в машинобудуванні. – Х.: НТУ “ХПІ”. – 2014. –№42 (1085). – С. 106–111.

УДК 628.16:621.981.3

ВИЗНАЧЕННЯ ЗУСИЛЬ НА ВАЛКИ ПРИ ГАРЯЧОЇ ПРОКАТЦІ ШТАБИ

Тришевський О.І., докт. техн. наук, Салтавець М.В.

(Харківський національний технічний університет сільського господарства
імені Петра Василенка)

The results of research to improve the accuracy of effort on the rolls during rolling strip using a mathematical model of rolling materials to refine the temperature distribution over the cross section of the strip. The results are compared with those of experimental studies pro-rollers strip mill at 2250 Alchevsk

Вступ. Потреби ринку змусили виробників металопродукції скорегувати сортамент штаб, що прокатуються, в напрямку зменшення їх товщин. Інколи це приводило до аварії на прокатних станах (поломок валків) з суттєвими збитками. Поломки валків мали місце і на листових станах Алчевського металургій-

ного комбінату (АМК) при спробі прокатати штаби меншої товщини і більшої ширини.

Аналіз останніх досліджень та літератури. Відомо, що під час пуску станів і освоєння сортаменту виробники мають аналогічні проблеми. В певній мірі це є наслідком того, що на сьогодні немає достатньо точної та надійної методики визначення силових параметрів процесу гарячої прокатки, повністю враховуючої усі аспекти процесу. Тому при проектуванні режиму прокатки, який повинен звести до мінімуму поломки обладнання, необхідно вірно оцінювати зусилля на валки.

Звичайно силу, що діє на валки, визначають за формулою [1]:

$$P = F \times p_{cp}, \quad (1)$$

де P – загальний тиск штаби на валки; $F = B \cdot L_d$ – площа контакту; B – ширина штаби; L_d – довжина зони деформації; $p_{cp} = n_\gamma \times n_\sigma \times \sigma_\phi$ – контактний тиск штаби на валки; n_γ – коефіцієнт, що враховує вплив середньої нормальної напруги ($1 \div 1,15$); n_σ – коефіцієнт напруженого стану ($0,8 \div 8$); σ_ϕ – фактичний опір деформації з урахуванням впливу температури, швидкості і ступеню деформації:

$$\sigma_\phi = n_T \cdot n_H \cdot n_V \cdot \sigma_T. \quad (2)$$

Коефіцієнти n_T, n_H, n_V враховують вплив на опір деформації відповідно температури, наклепу і швидкості деформації. Межа текучості σ_T є основною характеристикою механічних властивостей штаби, що деформується.

Характер впливу температури прокатки на σ_ϕ залежить від величини і швидкості деформації, а вплив останньої, в свою чергу, від температури і наклепу. Вплив швидкості деформації на тиск штаби на валки при прокатці вивчено недостатньо.

При визначенні довжини зони деформації використовують залежність:

$$L_d = \sqrt{R \times \Delta h}, \quad (3)$$

де R – радіус валка; Δh – обтиснення в проході.

Мета досліджень, постановка проблеми. Виробничникам дуже важко точно визначити зусилля на валки, користуючись залежностями (1) – (3), бо значення коефіцієнту n_σ змінюється в дуже широких межах ($0,8 \div 8$). Значення коефіцієнтів n_T, n_H, n_V залежать від температури, а температура по перерізу штаби в зоні деформації – невідома. Практично режими обтиснення визначають експериментальним шляхом на діючому обладнанні. Внаслідок цього, трапляються поломки обладнання. З урахуванням зазначеного метою даного дослідження є підвищення точності визначення зусиль на валках при прокатці штаби з використанням матеріалів математичної моделі прокатки для уточнення розподілу температури по перерізу штаби.

Матеріали досліджень. Для розробки методики оцінки зусиль штаби на валки були використані данні дослідження тиску штаби на валки при прокатці 106 слябів в чистовій кліті на стані 2250 АМК [2]. Внаслідок того, що вплив швидкості деформації на тиск штаби на валки при прокатці вивчено недостат-

ньо, а коефіцієнт напруженого стану n_σ практично невідомий приймали, що коефіцієнти $n_\sigma = n_T = n_H = n_V = 1$, бо припустиму похибку в 15% вже закладено в значення коефіцієнту n_γ ($1 \div 1,15$). Максимальне значення похибки в 15 %, що допустима в інженерних розрахунках, при підстановці в рівняння коефіцієнту, значення якого змінюються не на 10÷15%, а в 10 разів ($n_\sigma = 0,8 \div 8$) [3] витримати неможливо.

Відомо, що межа текучості металу σ_T при розтягуванні залежить від діаметру зразка [4]. У відповідності до стандарту зразок для іспитів приймається діаметром 7,5 мм. Оскільки у стандартах відсутня інформація про значення межі текучості при високих температурах, зрозуміло, що ці дані необхідно або знайти у технічній літературі, або визначити самостійно. Найбільшу похибку при обчисленні вносить помилкове визначення фактичної величини опору деформації σ_ϕ , замість якої часто приймають межу текучості σ_T , або межу міцності σ_B [3]. В табл. 1 представлено результати, що були отримані при виконанні роботи [2].

Згідно з технологічною інструкцією ТИ 229-ПГЛ-О34-109-98 "Производство толстолистовой стали на стане 2250" (Алчевск, 1998 г.), припустиме зусилля прокатки на кліть становить 2600 т.

Як видно з табл. 1, прокатка перших трьох слябів показала, що зусилля на валки у всіх проходах, крім першого, перевищують припустимі. Окрім того, при спробі скористатися експериментальними даними [2] і залежностями (1) – (3) отримали значення, що перевищують питомі тиски при холодній прокатці – 70 кг/мм² (табл. 1).

Таблиця 1

Тиск штаби на валки у чистовій кліті стана 2250 АМК

Сталь	Ширина листа, м	Сляб, №	Прохід, №	Тиск штаби на валки Р, т	Температура прокатки, °С	Питомий тиск р, кг/мм ²
1	2	3	4	5	6	7
65Г	2	1	1	2293		20,87
			2	2868	830	33,01
			3	3273		45,03
			4	3153	825	66,27
			5	3022		92,97
65Г	2	2	1	2293		20,87
			2	2838	915	32,67
			3	2838		39,05
			4	3176	810	66,75
			5	2934		90,27
65Г	2	3	1	2472		22,5
			2	3022	940	34,79
			3	3593		49,43
			4	3455	870	72,61
			5	3552		109,28

Дані для стовпців 1–6 (табл. 1) взято з роботи [2]. Експериментальні дослідження на Алчевському металургійному комбінаті підтвердили, що існуючі теоретичні методи визначення зусиль при прокатці базуються на не зовсім точному уявленні про характер течі металу у зоні деформації.

Відомо, що при зниженні температури на 20°C (від 1200°C), зусилля на валки, при гарячій прокатці, збільшуються на 10 % [1]. Таким чином, при похибці під час визначення температури на 20°C , що становить 1,67 % (від 1200°C), маємо похибку при визначенні зусиль на валки на межі допустимої в інженерних розрахунках (10%). Практично, до цього часу, не було змоги встановити характер змін температури у середині штаби, що прокатується. Температуру штаби визначали, в основному, після її перерізу, шляхом замірів у виробничих умовах [5, 6, 7]. Після створення математичних моделей для обчислення теплового стану штаби [8] і розробки пакетів Windows- сумісних програм на мові C++ для їх реалізації, з'явилась можливість визначити температуру по перерізу штаби на стадії проектування технологічного процесу.

На рис. 1 поєднанні данні експериментальної роботи [2], присвяченої визначенню тиску штаби на валки чистової кліти стану 2250 АМК, з теоретичними розрахунками температури штаби по перерізу після першого проходу виконаними згідно з математичною моделлю для обчислення теплового стану штаби [8]. Як видно з рис.1, температура поверхні штаб у зоні деформації знижується з 1020°C до 697°C . Температура середини штаби у зоні деформації залишається практично незмінною.

Після першого проходу в кліті поверхня штаби на ділянці до другого проходу встигає відігрітися за рахунок тепла підповерхневих шарів. Температура середини, навпаки, знижується. Різниця температур поверхні і середини на вході в зону деформації при другому проході становить лише 16°C .

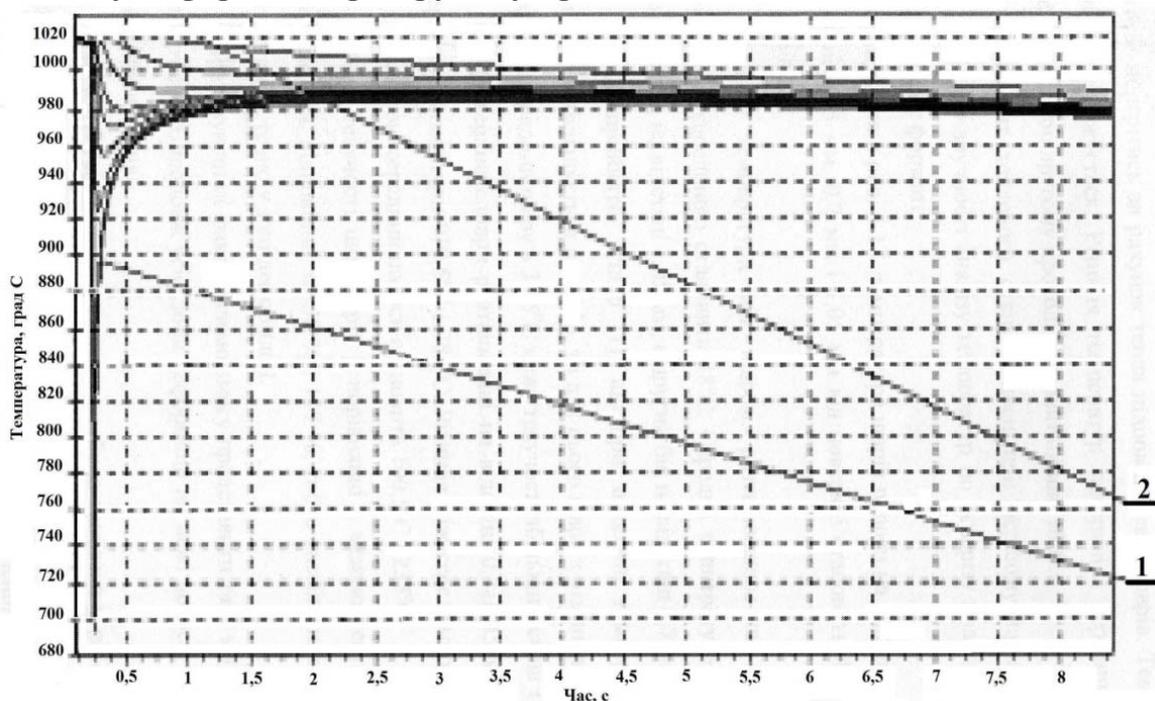


Рис. 1. Теплове поле штаби при прокатці в чистовій кліті стану 2250 АМК:
1 – температура поверхні штаби; 2 – температура середини штаби

Фрагмент теплового стану штаби на першому проході представлено на рис. 2 для зручності аналізу температур по перерізу штаби в зоні деформації, у збільшеному форматі.

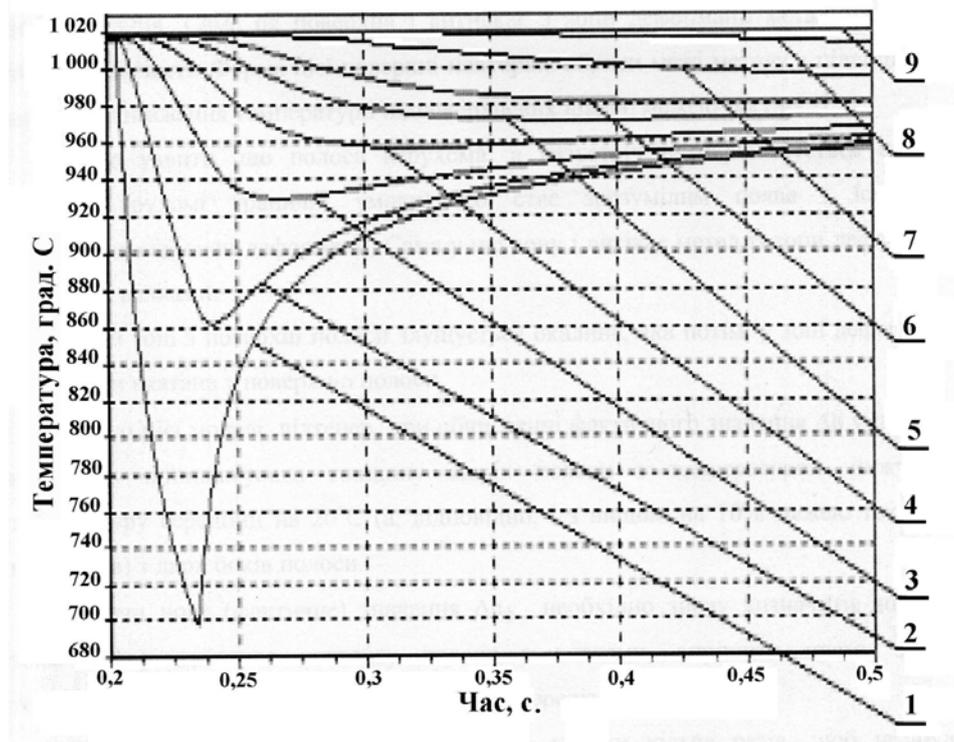


Рис. 2. Фрагмент теплового поля штаби:

- 1) - поверхня; температура на відстані від поверхні штаби: 2) - 0,35 мм; 3) - 0,7 мм; 4) - 1,05 мм; 5) - 1,4 мм; 6) - 1,8 мм; 7) - 2,9 мм; 8) - 4 мм; 9) - середина штаби

Як видно з рис. 2, температура шарів штаби на виході з зони деформації на відстані 0,35 мм, 0,7 мм і 1,05 мм від поверхні становить 874°C; 965°C і 1002°C, відповідно.

Різниця температури між шаром, розташованим на відстані 1,05 мм від поверхні, і серединою становить 18°C. Середня температура шару, один бік якого знаходиться на відстані 1,05 мм, а другий бік на відстані 0,7 мм становить 983,5°C.

Якщо прийняти, згідно [1], що при зниженні температури на 20°C межа текучості збільшується на 10 %, то для цього шару з різницею температур середини штаби і середини шару в 36,5°C межа текучості збільшиться на 18,2%.

Підповерхневі шари розташовані на відстані 0,7÷0,35 мм і 0,35÷0 мм мають середні температури 919,5°C і 785°C. Різниця між середньою температурою шарів і температурою середини штаби становить 100,5°C і 235°C.

Межа текучості цих шарів у порівнянні з межею текучості середини штаби збільшилася, відповідно, на 50 % і 117 %, тобто настільки, що не може навіть бути мови про їх течію у зоні деформації.

Враховуючи ці факти, маємо змогу представити таку модель течії металу в зоні деформації. Впродовж усієї зони деформації на межі штаба - окалини - валок існує зона прилипання.

Це збігається з припущенням, яке було зроблене у роботі [3]. Підповерхневі шари, з межею текучості більшою ніж межа текучості неохолоджених (внутрішніх) шарів штаби, залишаються нерухомими по відношенню до поверхні валків. В зоні деформації, точки на протилежних поверхнях валків переміщуються назустріч одна одній. Відстань між ними зменшується до мінімальної - на лінії, що з'єднує вісі валків. Внаслідок цього метал, що має більшу межу текучості, ніж основна маса штаби, і нерухомий по відношенню до валків, утворює нову поверхню деформування. Саме ця поверхня і витискає з зони деформації метал з меншою межею текучості. Форма цієї поверхні повторює обриси межі металу з підвищеною, внаслідок зниження температури підповерхневих шарів, межею текучості. Якщо уявити, що штаба нерухома, а назустріч їй переміщується кліть з валками (рухомі граничні умови), то стає зрозумілим поява і існування позако-нтактної зони деформації. Саме у цю зону і витікає метал із зони деформації, стиснутої валками. У цій зоні з поверхні штаби злущується окалина, яка потім, у зоні деформації, може бути вкатана у поверхню штаби.

Згідно цієї моделі, відтепер, при обчисленні фактичного значення Δh у проході, необхідно приплюсувати товщину шарів штаби з температурою нижче за температуру середини на 20°C (а, відповідно, і з вищою на 10% межею текучості цих шарів) з двох боків штаби. Маючи нове (фактичне) значення Δh_{ϕ} , необхідно знову визначити довжину зони деформації, час контакту штаби з валками, вирішити пряму задачу теплопровідності і з'ясувати температури по перерізу штаби. Таким, ітеративним шляхом необхідно пройти кілька разів, щоб не було суттєвої різниці при обчисленні довжини зони деформації.

У табл. 2 приведені результати експериментальних досліджень у яких наведено повні данні щодо температури по проходах на відміну до прокатки слябів №1,2,3, а результати експериментальних досліджень тиску штаби на валки порівнюються з розрахунками, що виконані з урахуванням фактичного значення Δh у проходах.

Як видно з табл. 2, тепер похибка при обчисленні зусиль прокатки не перевищує 6,8%, що припустимо в інженерних розрахунках.

Похибка у 6,6 % має місце при обчисленні тиску штаби на валки при прокатці листа $5 \times 1700 \times 11000$ мм із сталі марки Ст.45 (сляб № 63). Швидше за все ця похибка пов'язана з точністю визначення температури під час експериментальної прокатки. Як видно з табл. 2, при прокатці сталі цієї ж марки і листа таких же розмірів (сляб № 65) похибка обчислення зусиль прокатки становить усього 1,4 %. Перевищення припустимих для стану 2250 АМК зусиль (2600 т) на валки мали місце практично при прокатці всіх слябів. Найбільші зусилля спостерігалися в третьому проході (3306 т) при прокатці слябу № 53. Тільки при прокатці слябів № 42 (перший прохід), № 53 і № 59 (п'ятий прохід), № 63, № 65, № 66 (перший та п'ятий проходи), тиск штаби на валки був меншим за максимально припустимий (2600 т).

Поломки валків і результати експериментальних досліджень на стані 2250 АМК свідчать, що виробники користувалися недостовірними методами обчислення зусиль при прокатці і змушені були експериментально підбирати техно-

логічні режими, ризикуючи створити аварійну ситуацію на стані з поломкою валків або їх підшипників.

Таблиця 2

Оцінка достовірності теоретичного обчислення питомого тиску штаби на валки

Марка сталі	Ширина штаби, м	Сляб, №	Прохід №	Товщина на вхіді, мм	Товщина на виході, мм	Зусилля прокатки, т	Температура °С	Розрахункові зусилля, т	Похибка обчислень %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Ст.3сп	1,8	42	1	24,6	16,6	2536	1010	2427	4,3
			2	16,6	11,8	2828	990	2900	2,5
			3	11,8	8,7	2777	950	2805	1,0
			4	8,7	6,8	2902	935	2810	3,4
			5	6,8	6,0	2159	860	2085	3,4
Ст.3сп	2	53	1	24	16,0	2902	970	3000	3,4
			2	16	10,5	3321	955	3466	4,4
			3	10,5	7,0	3306	910	3337	0,9
			4	7,0	5,8	3176	885	3263	2,7
			5	5,8	5,0	2431	830	2368	2,6
Ст.3Гсп	2	59	1	22	13,5	2702	980	2887	6,8
			2	13,5	9,1	3285	965	3265	0,6
			3	9,1	6,8	3306	920	3264	1,3
			4	6,8	5,6	3080	890	3159	2,6
			5	5,6	5,0	2246	820	2149	4,3
45	1,8	63	1	22,4	13,9	2317	1010	2470	6,6
			2	13,9	9,6	2687	1000	2635	1,9
			3	9,6	7,2	2924	940	2883	1,4
			4	7,2	5,9	2702	930	2673	1,1
			5	5,9	5,0	2046	820	2115	3,4
45	1,8	65	1	22,4	13,9	2363	1020	2397	1,4
			2	13,9	9,6	2745	1000	2635	3,3
			3	9,6	7,2	2903	940	2883	0,7
			4	7,2	5,9	2709	925	2673	1,3
			5	5,9	5,0	2052	840	2085	1,6
Ст.3сп	1,8	66	1	22,4	13,9	2505	1000	2571	2,6
			2	13,9	9,6	2965	980	2811	5,2
			3	9,6	7,2	2934	930	2967	1,1
			4	7,2	5,9	2694	915	2651	1,6
			5	5,9	5,0	2100	840	2085	0,7

Висновки. 1. Використання даних математичної моделі теплового стану штаби при прокатці дозволяє при визначенні зусиль прокатки враховувати реальний розподіл температури по перерізу штаби.

2. Порівняння величини розрахункових зусиль, отриманих з урахуванням реального розподілу температури по перерізу при прокатці штаби на стані 2250 Алчевського металургійного комбінату, з експериментальними даними показало, що точність визначення зусиль прокатки підвищилась та не перевершувала 6,8%.

Список літератури: 1. Прокатные станы: Справочник / В.Г. Антипин, Д.К. Нестеров, В.Г. Кизиев и др. – М.: Металлургия, 1992. - Т. 3. Листопрокатные станы и профилегибочные агрегаты. – 428 с. 2. Экспериментальное исследование усилий прокатки в чистовой клети стана 2250 // Комитет промышленной политики Украины. ОАО Алчевский металлургический комбинат, ЧК НКП "Аверс", УкрНИИмет. – Харьков, 2000. – 39 с. 3. Целиков А.И. Теория прокатки / А.И. Целиков, А.И. Гришков. – М.: Металлургия, 1970. – 358 с. 4. ГОСТ 25.504-82. Расчеты и испытания на прочность: Утвержден и введен в действие 18.05.1982. – М.: Изд-во стандартов, 1972. – №12. – 81 с. 5. Клименко В.М. Поле температуры по сечению раската при прокатке / В.М. Клименко, А.Д. Вейсбейн, А.А. Минаев // Сталь. – 1978. – № 4. – С. 348-349. 6. Температурное поле металла при прокатке на обжимных станах / В.М. Клименко, А.А. Минаев, А.Д. Вейсбейн и др. // Обрабатываемость стали в горячем состоянии: Труды международного симпозиума. – Острава, 1978. – С. 353-360. 7. Теоретические и экспериментальные исследования влияния неравномерности температурного поля при прокатке высоких полос на усилие деформации / А.Д. Вейсбейн, В.М. Клименко, А.А. Минаев и др. – Донецк, 1981. – Деп. в УкрНИИТИ 30.07.1981, № 2991. 8. Тришевский О.И. Разработка математической модели теплового состояния полосы при прокатке / О.И. Тришевский, Н.В. Салтавец // Сталь. - 2009. - № 2. - С. 42-49.

УДК 621.9.02

ТЕОРЕТИЧЕСКИЙ АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ ОБРАБОТКИ ОТВЕРСТИЙ ОСЕВЫМИ МНОГОЛЕЗВИЙНЫМИ ИНСТРУМЕНТАМИ

Брижан Т.М.

(ГВУЗ “Приазовский государственный технический университет”, Мариуполь)

In this paper, based on the analytic representation of cutting forces in machining holes axial multiple tip tools have received a new theoretical solution of the nature of changes in the magnitude of the elastic displacement occurring in the technological system and determining error processing holes

Практикой установлено, что применение одно- и многолезвийных осевых инструментов приводит к появлению различных погрешностей обработки отверстий, связанных в первую очередь с упругими перемещениями и колебаниями, возникающими в технологической системе. Поэтому поиск условий уменьшения механических погрешностей обработки отверстий имеет большое теоретическое и практическое значение, в особенности на операциях зенкерования и развертывания, на которых окончательно формируются параметры точности и качества обрабатываемых поверхностей. В связи с этим актуальной является задача математического моделирования упругих перемещений, возникающих в технологической системе при обработке отверстий осевым многолезвийным инструментом, определяющих параметры точности обработки.

Проблеме повышения точности обработки отверстий осевыми многолезвийными инструментами в научно-технической литературе уделено значительное внимание [1–3]. Однако, полученные результаты носят в основном эмпирический характер, что не позволяет в полной мере выявить технологические возможности уменьшения погрешностей обработки отверстий. Отсутствие в

теоретических работах аналитического представления силы резания ограничивает возможности обоснования условий повышения точности обработки отверстий. Поэтому перспективным направлением в этом плане следует рассматривать теоретический подход, предложенный в работах [4, 5], который позволяет определить величину упругого перемещения, возникающего в технологической системе при рассверливании и соответственно оценить погрешности обработки отверстий. Дальнейшим развитием этого подхода является теоретический анализ величины упругого перемещения, возникающего при обработке отверстий осевыми многолезвийными инструментами (зенкерами и развертками). В связи с этим, настоящая работа посвящена, по сути, разработке математической модели определения величины упругого перемещения, возникающего при зенкерении и развертывании отверстий. Цель работы – теоретическое обоснование условий повышения точности обработки отверстий осевыми многолезвийными инструментами на основе исследования упругих перемещений, возникающих в технологической системе.

Для решения поставленной задачи можно воспользоваться результатами исследований, приведенных в работе [6], согласно которым при рассверливании отверстия в случае несовпадения осей обрабатываемого отверстия (радиусом r) и инструмента (радиусом R) величина упругого перемещения y , возникающего в технологической системе, определяется аналитической зависимостью (рис. 1):

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

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

Расчетами установлено, что разность глубин резания равна:

$$(t_1 - t_2) = 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha, \quad (2)$$

где Δ – сдвиг оси сверла относительно оси обрабатываемого отверстия, м; α – угол, определяющий положение лезвий сверла.

Как следует из зависимостей (1) и (2), наибольшее значение величины упругого перемещения y достигается при угле $\alpha = 0$:

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}, \quad (3)$$

Уменьшить величину y можно уменьшением Δ , σ , S и увеличением c и $K_{рез}$.

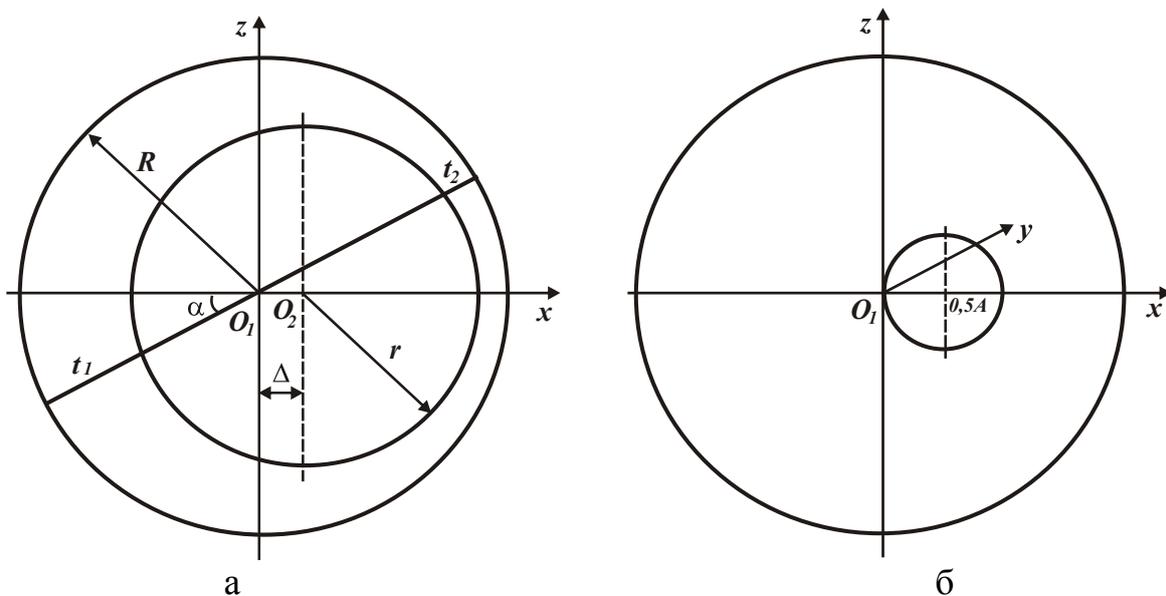


Рис. 1. Расчетная схема погрешности обработки отверстия при рассверливании (а) и траектория движения оси сверла во времени (б)

Зависимость (1) описывает положение оси сверла в разные моменты времени. Для более наглядного графического представления об изменении положения оси сверла следует выразить величину y через координаты x и z :

$$x = y \cdot \cos \alpha = A \cdot \cos^2 \alpha ; \quad (4)$$

$$z = y \cdot \sin \alpha = A \cdot \cos \alpha \cdot \sin \alpha , \quad (5)$$

где $A = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{c \cdot K_{рез}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}$.

Представляя $\cos \alpha = \sqrt{\frac{x}{A}}$; $\sin \alpha = \sqrt{1 - \cos^2 \alpha} = \sqrt{1 - \frac{x}{A}}$, зависимость (5)

выразится: $z = A \cdot \sqrt{\frac{x}{A}} \cdot \sqrt{1 - \frac{x}{A}}$ или $z^2 + x^2 = A \cdot x$ или

$$z^2 + \left(x - \frac{A}{2}\right)^2 = \frac{A^2}{4}. \quad (6)$$

В итоге пришли к уравнению окружности радиусом $A/2$ со смещением ее центра вдоль оси x на величину $A/2$ (рис. 1б). Следовательно, положение оси сверла в разные моменты времени (в зависимости от положения лезвий сверла) описывается уравнением окружности радиусом $A/2$. Очевидно, чем меньше параметр A , тем точнее будет обрабатываемое отверстие.

Используя полученное решение, можно определить положение оси осевого инструмента, например, зенкера с 4 лезвиями в разные моменты времени, т.е. в зависимости от положения лезвий инструмента. Для этого необходимо установить суммы проекций радиальных составляющих силы резания от работы всех лезвий инструмента на оси ox и oz (рис. 2):

$$(P_y)_x = (P_{y1} - P_{y3}) \cdot \cos \alpha + (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \cos(90^\circ - \alpha); \quad (7)$$

$$(P_y)_z = (P_{y1} - P_{y3}) \cdot \sin \alpha - (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \sin(90^\circ - \alpha), \quad (8)$$

где $(P_{y1} - P_{y3}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha$; $(P_{y2} - P_{y4}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4 \cdot K_{pez}} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos(90^\circ - \alpha)$.

Принимая в первом приближении, что условное напряжение σ не зависит от глубины резания и остается постоянной величиной, после преобразований зависимостей (7) и (8) получено:

$$(P_y)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{pez}} \cdot (\cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{pez}}; \quad (9)$$

$$(P_y)_z = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{pez}} \cdot (\cos \alpha \cdot \sin \alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) = 0. \quad (10)$$

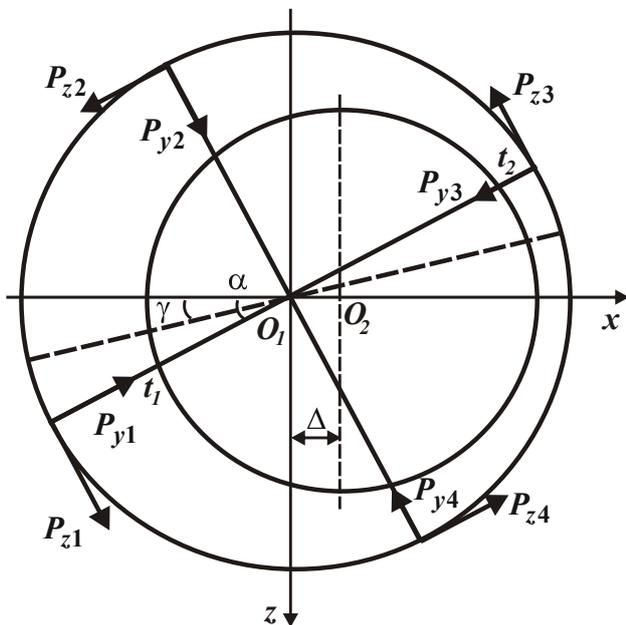


Рис. 2. Расчетная схема погрешности обработки отверстия зенкером с четырьмя лезвиями с учетом угла γ

Из зависимостей (9) и (10) вытекает, что при условии $\Delta=0$, т.е. при съеме равномерного припуска, величина упругого перемещения в направлении осей x и z равна нулю, что указывает на отсутствие погрешности обработки отверстия. Из зависимостей (9) и (10) также вытекает, что положение изогнутой оси инструмента в установившемся процессе обработки остается неизменным независимо от положения лезвий инструмента, которое определяется углом α . Отсутствие в зависимостях (9) и (10) угла α указывает на то, что в данном процессе обработки образуется точное отверстие радиусом R . Погрешность обработки связана лишь с отклонением оси отверстия

от оси инструмента на величину упругого перемещения y . Данная величина определяется с учетом зависимости (9), рассматривая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$:

$$y = \frac{(P_y)_x}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{pez} \cdot c} \cdot (\Delta - y). \quad (11)$$

Разрешая уравнение (11) относительно неизвестной величины y , имеем

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{pez}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (12)$$

Из зависимости (12) вытекает, что величина упругого перемещения y в установившемся процессе обработки не зависит от угла α . Из этого можно сделать вывод о том, что при несоосном расположении инструмента и обрабатываемого отверстия возможно возникновение вынужденных колебаний в технологической системе в связи с образованием волн на обрабатываемой поверхности в течение начального неустановившегося процесса обработки, когда величина упругого перемещения y изменяется от нуля до значения, определяемого зависимостью (12). Поэтому, устраняя образующиеся волны за счет создания разнонаклонных зубьев развертки [3], можно уменьшить интенсивность колебаний, что согласуется с известными экспериментальными данными. Этим обоснована физическая сущность возникновения вынужденных колебаний в технологической системе при развертывании отверстий.

Сравнивая зависимость (12) с аналогичной зависимостью (3), полученной при обработке отверстия инструментом с двумя лезвиями, видно, что при обработке отверстия инструментом с 4 лезвиями величина y меньше, т.к. больше знаменатель (12). Это указывает на эффективность применения операции зенкерования отверстия после его рассверливания с точки зрения уменьшения погрешности обработки. Однако, эффект будет достигаться при условии, когда второе слагаемое знаменателя в (12) будет больше единицы. В противном случае величина упругого перемещения $y \rightarrow \Delta$.

Для оценки достоверности решения необходимо аналитически установить направление действия наибольшей неуравновешенной радиальной составляющей силы резания, определяемой углом γ (рис. 2). Неуравновешенная радиальная составляющая силы резания в этом случае описывается:

$$\begin{aligned} (P_y)_\gamma &= (P_{y1} - P_{y3}) \cdot \cos(\alpha - \gamma) + (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \cos(90^\circ - \alpha + \gamma) = \\ &= \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}} \cdot \Delta \cdot [\cos \alpha \cdot \cos(\alpha - \gamma) + \cos(90^\circ - \alpha) \cdot \cos(90^\circ - \alpha + \gamma)] = \\ &= \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}} \cdot \Delta \cdot [\cos \alpha \cdot \cos(\alpha - \gamma) + \sin \alpha \cdot \sin(\alpha - \gamma)] = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}} \cdot \Delta \cdot \cos \gamma. \quad (13) \end{aligned}$$

Как видно, функция $(P_y)_\gamma$ с увеличением угла γ изменяется по экстремальной зависимости, поскольку при угле $\gamma=0$ тригонометрическая функция $\cos \gamma$ принимает наибольшее значение, равное единице. Следовательно, наибольшее значение неуравновешенной радиальной составляющей силы резания достигается при угле $\gamma=0$ и равно $\frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot K_{рез}} \cdot \Delta$, что идентично зависимости (9). Это свидетельствует о правильности полученного решения.

Важно оценить влияние на погрешности обработки отверстия тангенциальных составляющих сил резания P_z , действующих на каждое лезвие инструмента (рис. 2). Для этого необходимо спроецировать тангенциальные составляющие сил резания P_z на оси ox и oz :

$$(P_z)_x = (P_{z1} - P_{z3}) \cdot \sin \alpha - (P_{z2} - P_{z4}) \cdot \sin(90^\circ - \alpha); \quad (14)$$

$$(P_z)_z = (P_{z1} - P_{z3}) \cdot \cos \alpha + (P_{z2} - P_{z4}) \cdot \cos(90^\circ - \alpha), \quad (15)$$

где $(P_{z1} - P_{z3}) = (P_{y1} - P_{y3}) \cdot K_{pez} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha$;

$$(P_{z2} - P_{z4}) = (P_{y2} - P_{y4}) \cdot K_{pez} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{4} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos(90^\circ - \alpha).$$

После преобразований получено:

$$(P_z)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2} \cdot (\cos \alpha \cdot \sin \alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) = 0; \quad (16)$$

$$(P_z)_z = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2} \cdot (\cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2}. \quad (17)$$

Как видно, в направлении оси ox тангенциальные составляющие сил резания P_z , действующие на лезвия инструмента, уравновешиваются, поэтому упругое перемещение y равно нулю. В направлении оси oz тангенциальные составляющие сил резания P_z не уравновешиваются. Следовательно, погрешности обработки отверстия при съеме неравномерного припуска обусловлены неуравновешенностью как радиальных, так и тангенциальных составляющих силы резания. Это принципиально новое решение, поскольку принято считать, что погрешности обработки отверстия обусловлены неуравновешенностью лишь радиальных составляющих силы резания. Упругое перемещение, равное величине z в направлении оси oz , с учетом зависимости (17), рассматривая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$, определится:

$$z = \frac{(P_z)_z}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c} \cdot (\Delta - y). \quad (18)$$

Входящее в зависимость (18) упругое перемещение y определяется неуравновешенностью радиальных составляющих сил резания P_y , действующих на лезвия инструмента, и описывается зависимостью (12).

Из зависимости (18) следует, что величина упругого перемещения z не зависит от угла α , т.е. не изменяется во времени. Следовательно, в процессе обработки ось инструмента находится в деформированном (изогнутом) состоянии, однако не изменяет во времени своего положения, определяемого величинами упругих перемещений y (по оси ox) и z (по оси oz).

Заслуживает внимания определение положения оси осевого инструмента с 8 лезвиями (развертки) в разные моменты времени обработки отверстия при съеме неравномерного припуска, т.е. в зависимости от положения лезвий инструмента. В этом случае суммы проекций радиальных составляющих силы резания от работы всех лезвий инструмента на оси ox и oz (рис. 3) будут определяться четырьмя слагаемыми:

$$(P_y)_x = (P_{y1} - P_{y3}) \cdot \cos \alpha + (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \cos(90^\circ - \alpha) + \\ + (P_{y5} - P_{y7}) \cdot \cos(\alpha - 45^\circ) + (P_{y6} - P_{y8}) \cdot \cos[90^\circ - (\alpha - 45^\circ)]; \quad (19)$$

$$(P_y)_z = (P_{y1} - P_{y3}) \cdot \sin \alpha - (P_{y2} - P_{y4}) \cdot \sin(90^\circ - \alpha) + \\ + (P_{y5} - P_{y7}) \cdot \sin(\alpha - 45^\circ) - (P_{y6} - P_{y8}) \cdot \sin[90^\circ - (\alpha - 45^\circ)], \quad (20)$$

$$\text{где } (P_{y1} - P_{y3}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos \alpha; \quad (P_{y6} - P_{y8}) = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{8 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot 2 \cdot \Delta \cdot \cos[90^\circ - (\alpha - 45^\circ)].$$

После преобразований получено:

$$(P_y)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha) + \\ + \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot [\cos^2(\alpha - 45^\circ) + \sin^2(\alpha - 45^\circ)] = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{\text{рез}}}; \quad (21)$$

$$(P_y)_z = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot (\cos \alpha \cdot \sin \alpha - \sin \alpha \cdot \cos \alpha) + \\ + \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4 \cdot K_{\text{рез}}} \cdot [\cos(\alpha - 45^\circ) \cdot \sin(\alpha - 45^\circ) - \sin(\alpha - 45^\circ) \cdot \cos(\alpha - 45^\circ)] = 0. \quad (22)$$

В итоге пришли к таким же зависимостям, как и в случае обработки инструментом с 4 лезвиями. Величина упругого перемещения y , исходя из зависимости (21), будет определяться такой же зависимостью (12):

$$y = \frac{\Delta}{\left(1 + \frac{2 \cdot c \cdot K_{\text{рез}}}{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}\right)}. \quad (23)$$

Следовательно, увеличение количества лезвий инструмента не снижает величину y , т.е. погрешность обработки, связанная с несовпадением осей обрабатываемого отверстия и инструмента (в связи с неравномерностью снимаемого припуска), остается как в случае обработки инструментом с 4 лезвиями.

Важно оценить влияние на погрешности обработки отверстия тангенциальных составляющих сил резания P_z , действующих на каждое лезвие инструмента (рис. 3). Для этого спроецируем тангенциальные составляющие сил резания P_z на оси ox и oz , аналогично зависимостям (14) и (15):

$$(P_z)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4} \cdot [\cos \alpha \cdot \sin \alpha - \cos(45^\circ - \alpha) \cdot \sin(45^\circ - \alpha) + \\ + \cos(45^\circ + \alpha) \cdot \sin(45^\circ + \alpha) - \cos(90^\circ - \alpha) \cdot \sin(90^\circ - \alpha)] = \\ = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4} \cdot [\cos \alpha \cdot \sin \alpha - \cos(45^\circ - \alpha) \cdot \sin(45^\circ - \alpha) + \\ + \sin(45^\circ - \alpha) \cdot \cos(45^\circ - \alpha) - \sin \alpha \cdot \cos \alpha] = 0; \quad (24)$$

$$(P_z)_z = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4} \cdot [\cos^2 \alpha + \cos^2(45^\circ - \alpha) + \cos^2(45^\circ + \alpha) + \cos^2(90^\circ - \alpha)] = \\ = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{4} \cdot [\cos^2 \alpha + \sin^2 \alpha + \cos^2(45^\circ - \alpha) + \sin^2(45^\circ - \alpha)] = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2}. \quad (25)$$

Как следует из зависимости (24), проекции тангенциальных составляющих сил резания P_z , действующих на лезвия инструмента, в направлении оси ox уравниваются. Поэтому упругое перемещение y равно нулю. В направлении оси oz тангенциальные составляющие сил резания P_z не уравниваются. При этом значение величины $(P_z)_z$ остается таким же, как и при обработке инструментом с 4-я лезвиями, согласно зависимости (17). В конечном итоге это приводит к возникновению в направлении оси oz упругого перемещения, равного величине z , которое с учетом зависимости (25), рассматривая в ней вместо величины Δ величину $(\Delta - y)$, определится:

$$z = \frac{(P_z)_z}{c} = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi}{2 \cdot c} \cdot (\Delta - y). \quad (26)$$

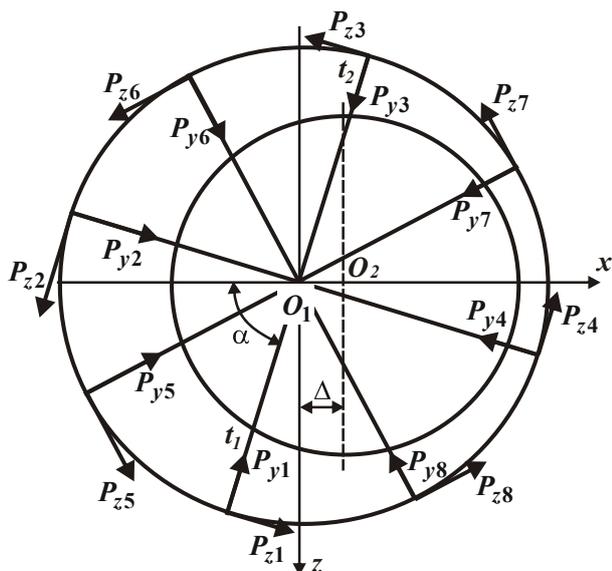


Рис. 3. Расчетная схема погрешности обработки отверстия разверткой с восемью лезвиями

В итоге пришли к зависимости (18), полученной при обработке инструментом с 4 лезвиями. Следовательно, увеличение количества лезвий многолезвийного инструмента с 4 до 8 не внесло изменений в закономерности формирования упругих перемещений в направлении осей ox и oz .

Упругое перемещение y , входящее в зависимость (26), определяется неуравновешенностью радиальных составляющих сил резания P_y , действующих на лезвия инструмента, и описывается зависимостью (12). Из

зависимостей (21) и (25) вытекает, что при условии $\Delta=0$, т.е. при съеме равномерного припуска, величина упругого перемещения в направлении осей x и z равна нулю, что указывает на отсутствие погрешности обработки отверстия.

Расчетами установлено, что величина упругого перемещения y не изменяется и при обработке осевым инструментом с большим количеством лезвий, например, 16; 32 и т.д., т.к. в этом случае выполняются условия, описываемые зависимостями (9), (10), (16) и (17). Например, положение оси осевого инструмента (развертки) с 6 лезвиями в разные моменты времени определится следующим образом. По аналогии с зависимостями (9) и (10) суммы проекций радиальных составляющих силы резания от работы всех лезвий инструмента на оси ox и oz (рис. 4) аналитически выражаются:

$$(P_y)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{3 \cdot K_{рез}} \cdot [\cos^2 \alpha + \cos^2(60^\circ - \alpha) + \cos^2(60^\circ + \alpha)]; \quad (27)$$

$$(P_y)_z = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{3 \cdot K_{рез}} \times [\cos \alpha \cdot \sin \alpha + \cos(60^\circ - \alpha) \cdot \sin(60^\circ - \alpha) + \cos(60^\circ + \alpha) \cdot \sin(60^\circ + \alpha)] \quad (28)$$

С учетом тригонометрических преобразований:

$$\begin{aligned} & \left[\cos^2 \alpha + \cos^2(60^\circ - \alpha) + \cos^2(60^\circ + \alpha) \right] = \\ & = 0,5 \cdot \left[3 + \cos 2\alpha + \cos(120^\circ - 2\alpha) + \cos(120^\circ + 2\alpha) \right] = 0,5(3 + \cos 2\alpha - \cos 2\alpha) = 1,5; \\ & \left[\cos \alpha \cdot \sin \alpha + \cos(60^\circ - \alpha) \cdot \sin(60^\circ - \alpha) + \cos(60^\circ + \alpha) \cdot \sin(60^\circ + \alpha) \right] = \\ & = 0,5 \cdot \left[\sin 2\alpha - \sin(120^\circ - 2\alpha) + \sin(120^\circ + 2\alpha) \right] = 0,5(\sin 2\alpha - \sin 2\alpha) = 0, \end{aligned}$$

зависимости (27) и (28) примут вид:

$$(P_y)_x = \frac{\sigma \cdot S \cdot \cos \varphi \cdot \Delta}{2 \cdot K_{рез}}; \quad (P_y)_z = 0.$$

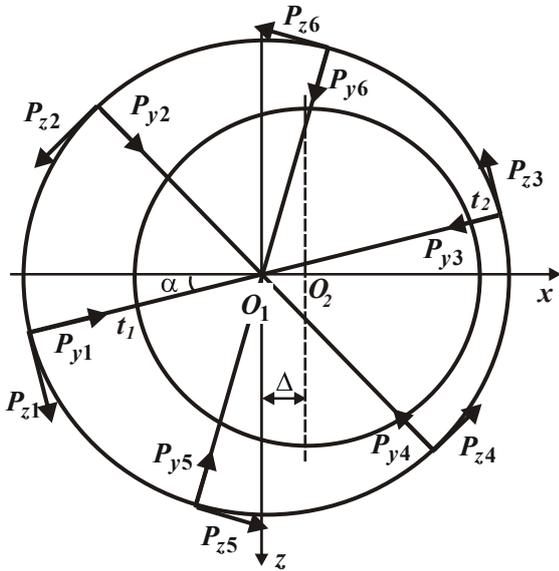


Рис. 4. Расчетная схема погрешности обработки отверстия разверткой с шестью лезвиями

В итоге пришли к зависимостям (9) и (10). Следовательно, увеличение количества лезвий инструмента, начиная с трех лезвий, не влияет на величину упругого перемещения y , которая также не зависит и от положения лезвий инструмента при резании, т.е. остается постоянной во времени при установившемся процессе резания.

Это свидетельствует об эффективности применения разверток с небольшим количеством лезвий и указывает на то, что процесс развертывания отверстия можно рассматривать устойчивым во времени даже при съеме неравномерных припусков. Потеря устойчивости процесса и возникновение колебаний в технологической системе в этом случае может происходить из-за наличия волн на обрабатываемой поверхности, образующихся в переходной период [3], когда величина упругого перемещения y изменяется от нуля до установившегося значения, определяемого зависимостью (12). Чем меньше это значение, тем меньше будет высота волн и соответственно амплитуда колебаний. Поэтому уменьшить величину y можно главным образом уменьшением радиальных и тангенциальных составляющих силы резания, например, за счет создания наклонных зубьев развертки и т.д.

Потеря устойчивости процесса и возникновение колебаний в технологической системе в этом случае может происходить из-за наличия волн на обрабатываемой поверхности, образующихся в переходной период [3], когда величина упругого перемещения y изменяется от нуля до установившегося значения, определяемого зависимостью (12). Чем меньше это значение, тем меньше будет высота волн и соответственно амплитуда колебаний. Поэтому уменьшить величину y можно главным образом уменьшением радиальных и тангенциальных составляющих силы резания, например, за счет создания наклонных зубьев развертки и т.д.

Список литературы: 1. Маталин А.А. Точность механической обработки и проектирование технологических процессов / А.А. Маталин. – М.: Машиностроение, 1970. – 390 с. 2. Физико-математическая теория процессов обработки материалов и технологии машиностроения / Под общ. ред. Ф.В. Новикова и А.В. Якимова. В десяти томах. – Т. 1. "Механика резания материалов" – Одесса: ОНПУ, 2002. – 580 с. 3. Евтушенко В.А. Обработка отверстий в труднообрабатываемых материалах развертками с разнонаклонными зубьями: дис. ... канд. техн. наук: 05.03.01 / В.А. Евтушенко. – К.: КПИ, 1986. – 260 с. 4. Иванов И.Е. Высокоэффективная технология изготовления резьбовых отверстий в горловинах баллонов на автоматических линиях: монография / И.Е. Иванов, Ф.В. Новиков, Е.И. Иванов. – Мариуполь: Изд. ПГТУ. – 2011. – 209 с. 5. Новіков Ф.В. Теоретичні основи механічної обробки високоточних деталей: монографія / Ф.В. Новіков, І.О. Рябенков. – Х. : Вид. ХНЕУ, 2013. – 352 с. 6. Брижан Т.М. Ма-

тематическая модель определения закономерностей формирования погрешностей механической обработки отверстий / Т.М. Брижан // Вісник Приазовського державного технічного університету: зб. наук. праць. Серія: Технічні науки. – Маріуполь: ПДТУ, 2014. – Вип. 28. – С. 167-173.

УДК 621.92.01

ТЕМПЕРАТУРА ПРИ ШЛИФОВАНИИ ПРЕРЫВИСТЫМИ И ВЫСОКОПОРИСТЫМИ КРУГАМИ

Лищенко Н.В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

A unified approach and a working methodology are proposed to determine the temperature at the macro- and micro-interrupted grinding, respectively, for grinding by both interrupted and highly-porous grinding wheels on the basis of a mathematical model to determine the temperature at the macro- and micro-interrupted grinding

С учетом результатов предыдущей статьи тех же авторов «Температура шлифования при импульсном тепловом потоке на поверхности» предлагается следующий подход к определению температурного поля при дискретном (макро – и микропрерывистом) воздействии теплового потока. Известно, что при отсутствии принудительного охлаждения обрабатываемой поверхности к температурным полям от действия смещенных во времени дискретных источников тепла применим принцип суперпозиции: смещенные по времени температурные поля от дискретных источников тепла можно складывать путем суммирования температур в одних и тех же пространственных координатах. Сущность принципа суперпозиции применительно к прерывистому шлифованию заключается в следующем. Температурное поле от отдельного прямоугольного микроимпульса теплового потока, действующего на интервале времени $0 \leq \tau \leq T_1$, может быть заменено суммой температурных полей от действия двух непрерывных по времени источников. Первый тепловой источник является положительным ($+q_{MAX}$). Он непрерывно действует на интервале времени $0 \leq \tau \leq \infty$. Второй тепловой источник (сопрягаемый с первым источником) является отрицательным источником ($-q_{MAX}$). Он действует непрерывно на интервале времени $T_1 \leq \tau \leq \infty$. Такая методика представления одиночного импульса теплового потока известна применительно к одиночному интервалу времени действия теплового потока при обычном шлифовании сплошным кругом [1, 2]. Длительность τ_H этого интервала характеризует макроцикл шлифования. Применительно к прерывистому кругу такой способ представления одиночного импульса теплового потока сохраняется, только вместо времени макроцикла τ_H используется время микроцикла T_1 . Такая попытка сделана в ряде работ, однако

величина плотности теплового потока в полученной зависимости является переменной. Это некорректно в связи с нарушением принципиального требования $q_{MAX} = \text{const}$, при котором получено решение соответствующего дифференциального уравнения для определения температуры шлифования.

Применяя принцип суперпозиции, например, для первых пяти микроциклов нагрева и охлаждения температурное поле описывается зависимостью, представляющей собой сумму пяти разностей. Обозначив $q_{MAX} = q$, получим выражение для температуры, вызванной воздействием первых пяти микроциклов шлифования $T_5 = T_5(q, \tau)$:

$$\begin{aligned}
 T_5 = & \frac{2q}{\lambda} \left(\sqrt{a\tau} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a\tau}} - \sqrt{a(\tau - T_1)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T_1)}} + \right. \\
 & + \sqrt{a(\tau - T)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T)}} - \sqrt{a(\tau - T - T_1)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - T - T_1)}} + \\
 & + \sqrt{a(\tau - 2T)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 2T)}} - \sqrt{a(\tau - 2T - T_1)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 2T - T_1)}} + \\
 & + \sqrt{a(\tau - 3T)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 3T)}} - \sqrt{a(\tau - 3T - T_1)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 3T - T_1)}} + \\
 & \left. + \sqrt{a(\tau - 4T)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 4T)}} - \sqrt{a(\tau - 4T - T_1)} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a(\tau - 4T - T_1)}} \right). \quad (1)
 \end{aligned}$$

Для макро- и микропрерывистого шлифовального круга общее количество импульсов n (число микроциклов прерывистого шлифования) на интервале времени нагрева $0 \leq \tau \leq \tau_H$ можно определить по формуле:

$$n = \frac{\sqrt{D \cdot t} \cdot V_{кр}}{V(l_1 + l_2)}. \quad (2)$$

На основе зависимости (1) для любого числа n методом суперпозиции может быть получена следующая рекуррентная формула для определения температуры $T = T(q, \tau)$ на участке нагрева

$$\begin{aligned}
 T = & \frac{2q}{\lambda} \left(\sum_{i=1}^n \sqrt{a[\tau - (i-1)T]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T]}} - \right. \\
 & \left. - \sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]} \cdot \text{ierfc} \frac{x}{2\sqrt{a[\tau - (i-1)T - T_1]}} \right). \quad (3)
 \end{aligned}$$

Для построения графика зависимости температуры шлифования от времени с учетом результатов предыдущей статьи тех же авторов, принимаем следующие исходные данные: $D = 390$ мм (из возможного интервала 300...400 мм), $l_1 = 20$ мм, $l_2 = 15$ мм, $V_{кр} = 35$ м/с, $V = 2$ м/мин, $t = 0,028$ мм, $q_{MAX} = 40 \cdot 10^6$ Вт/м², $\lambda = 42$ Вт/(м·°С), $a = 8 \cdot 10^6$ м²/с.

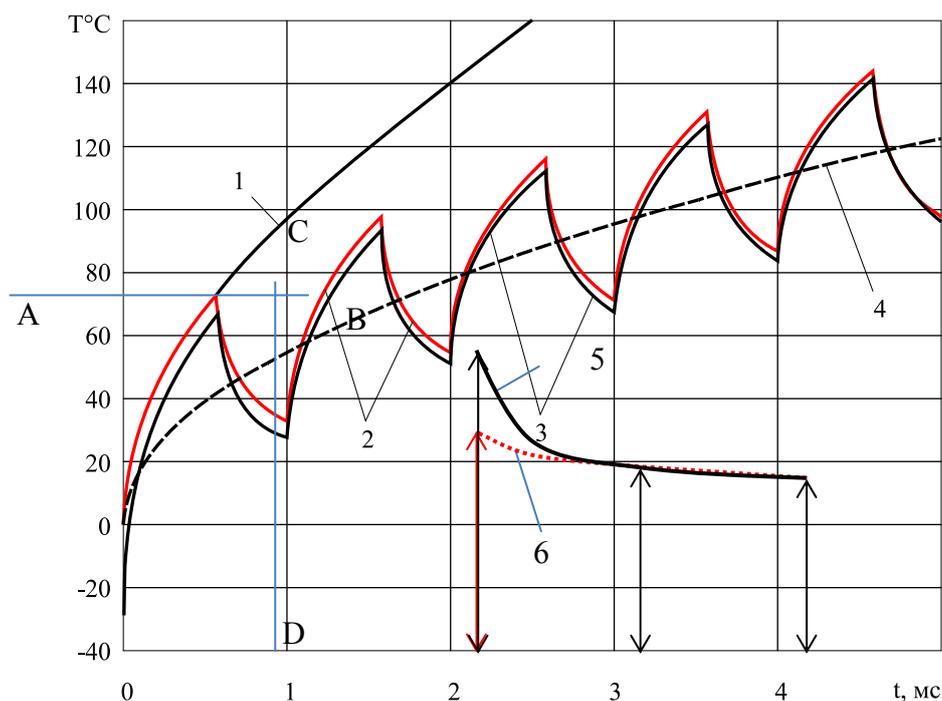


Рис. 1. Температура шлифования в начале макроцикла нагрева на участке переходного процесса: 1 – от воздействия постоянной плотности теплового потока $q(\tau) = q_{MAX} = 40 \text{ Вт/мм}^2$; 2 – полученная методом суперпозиции по уравнению (3); 3 – суммарная установившаяся температура по модели (2)...(5) предыдущей статьи; 4 – непрерывно возрастающая часть установившейся температуры по уравнению (3) из предыдущей статьи

При этих условиях $l_1 + l_2 = 35 \text{ мм}$, число режущих выступов на прерывистом круге $N = 35$, время одного полного оборота круга 35 мс , время воздействия неподвижного плоского теплового источника $\tau_H = 100 \text{ мс}$, количество оборотов круга за время τ_H составляет 2,9. Таким образом, в состав одного макроцикла прерывистого шлифования длительностью $\tau_H = 100 \text{ мс}$ входит 100 микроциклов длительностью $T = 1 \text{ мс}$, при этом за время одного оборота круга происходит 35 микроциклов шлифования.

Время действия режущего выступа составляет

$$T_1 = \frac{l_1}{V_{кр}} = \frac{20 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,5714 \cdot 10^{-3} \text{ с (0,5714 мс)}.$$

Время отсутствия теплового импульса (над точкой контакта проходит впадина длиной l_2)

$$T - T_1 = \frac{l_2}{V_{кр}} = \frac{15 \cdot 10^{-3}}{35} = 0,42857 \cdot 10^{-3} \text{ с (0,4286 мс)}.$$

Коэффициент заполнения периода прямоугольного импульса

$$s = \frac{T_1}{T} = \frac{0,5714}{1} = 0,5714.$$

Расчеты выполняем в среде MathCAD (рис. 1). Из анализа данных на рис.1 видно, что математическая модель (2)...(5) из предыдущей статьи имеет наибольшую погрешность на интервале первого микроцикла шлифования: суммарная температура, полученная по формуле (2), изменяется от -27°C до $+66^{\circ}\text{C}$ (кривая 3 на рис.1), в то время как температура, полученная методом суперпозиции по формуле (8), изменяется от 0 до $+73^{\circ}\text{C}$ (кривая 2). Начиная со второго микроцикла и далее различие между графиками 2 и 3, построенными по формулам (2)...(5) из предыдущей статьи и формуле (3), уменьшается, что вызвано затуханием переходного процесса изменения температуры. Затухающие по величине амплитуды 1-ого, 3-ого и 5-ого импульсов для кривых 3 и 2 изменяются, стабилизируясь, по графикам 5 и 6, соответственно (рис.1). Непрерывно возрастающая составляющая температуры (кривая 4 на рис. 1) является экспоненциально подобной, однако в отличие от экспоненциального закона медленнее стабилизируется, продолжая нарастать. Причем, это нарастание происходит с замедляющимся темпом по мере увеличения длительности макроцикла шлифования на интервале $0 \leq \tau \leq \tau_H$. Начиная с 5-ого импульса различием между графиками 2 и 3 (рис.1) можно пренебречь, переходный процесс заканчивается, так как относительная ошибка при определении максимальной температуры не превышает 2 %.

Постоянную времени (time constant) переходного процесса изменения температуры можно найти из следующего условия. Максимальное значение амплитуды первого импульса температуры, полученного методом суперпозиции (прямая АВ на рис.1) принадлежит непрерывно возрастающей компоненте температуры (точка пересечения прямой АВ с кривой 4). Линия CD, проходящая через указанную точку пересечения отсекает на абсциссе координату времени, равную постоянной времени.

Это можно записать в виде математического условия:

$$\frac{2q_{MAX}}{\lambda} \sqrt{\frac{aT_1}{\pi}} = \frac{2q_{AVE}}{\lambda} \sqrt{\frac{a\tau_i}{\pi}}, \quad (4)$$

где τ_i – постоянная времени переходного процесса изменения температуры.

Учитывая соотношение между параметрами q_{MAX} и q_{AVE} , из (4) получаем

$$\tau_i = \frac{T}{s} = TQ, \quad (5)$$

где Q – скважность прямоугольного импульса теплового потока ($Q > 1$).

Для рассматриваемого случая ($s = 0,5714$) постоянная времени переходного процесса τ_i по формуле (5) составляет: $\tau_i = \frac{1}{0,5714} = 1,75$ мс.

Известно, что время экспоненциального переходного процесса, при котором выходная величина принимает 95 % от своего установившегося значения, приближенно равно утроенному значению постоянной времени изменения выходной величины (температуры). Исходя из этого правила с учетом формулы (5), время переходного процесса T_i составит:

$$T_i = 3\tau_i = 3\frac{T}{s} = 3TQ < \tau_H. \quad (6)$$

Для данного случая время переходного процесса составляет $1,75 \cdot 3 = 5,25$ мс, что соответствует выбранному интервалу времени на рис. 1.

Общая формулировка задачи оптимизации дискретного теплового воздействия заключается в определении геометрических параметров микропрерывистого шлифовального круга, которые обеспечивают наименьшую максимальную температуру шлифования на интервале времени действия теплового источника при шлифовании $0 \leq \tau \leq \tau_H$.

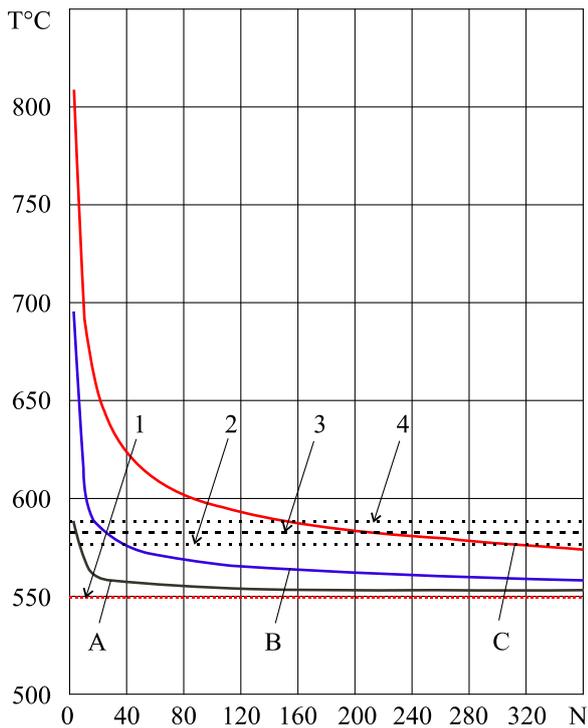


Рис. 2. Изменение температуры $T^{\circ}\text{C} = \Theta_{SUM}(N)$ макро- и микропрерывистого шлифования при $q_{AVE} = const = 22,856 \text{ Вт/мм}^2 \text{ в}$ зависимости от числа режущих выступов N шлифовального круга при различном коэффициенте заполнения s : А, В, С – $s = 0,8; 0,5; 0,2$

Для решения указанной задачи оптимизации в интервале времени установившихся значений температур $T_i < \tau < \tau_H$ по уравнениям (2)..(5) предыдущей статьи определены максимальные температуры прерывистого шлифования в зависимости от количества выступов N на микропрерывистом круге, которое изменяли от 3 до 350. Графики построены для трех различных значений коэффициента заполнения $s = \frac{T_i}{T} : 0,2; 0,5; 0,8$ (рис. 2).

Видно, что зависимость $\Theta_{SUM}(N)$, полученная при фиксированном значении s , является нелинейной. Температура резко уменьшается на начальном интервале изменения N , а затем незначительно продолжает уменьшаться. Уменьшение параметра s от $s = 0,8$ (кривая А на рис. 2) до $s = 0,2$ (кривая С) приводит к увеличению максимальной температуры во всем интервале изменения числа режущих выступов N . В указанном диапазоне изменения s наименьшая температура имеет место при $s = 0,8$.

Критерий оптимизации для определения оптимальных геометрических параметров прерывистых кругов – наименьшая температура прерывистого шлифования. При этом необходимо обеспечить условие одинаковой интенсивности шлифования для всех сравниваемых конструкций макро- и микропрерывистых шлифовальных кругов, которое приводит к постоянству средней плотности теплового потока на микроцикле шлифования. Учитывая характер изменения графиков на рис. 2 (резкое уменьшение температуры на начальном участке

и дальнейшее незначительное ее понижение) принимаем следующую методику определения оптимальных величин N и s :

1. Проводят линию, параллельную оси абсцисс на уровне температуры, соответствующей максимальному на интервале $0 \leq \tau \leq \tau_n$ значению установившейся составляющей температуры. В данном случае эта температура составляет $549,226^\circ\text{C}$ (линия 1, рис. 2). Параллельно этой линии и выше ее, например выше на 5, 6 и 7 % от уровня $549,226^\circ\text{C}$ проводят три параллельные прямые (линии 2,3, и 4) таким образом, чтобы каждая из этих прямых пересекала все три графика. Находят интервалы для оптимальных значений N для каждого из графиков, построенных при следующих значениях s : 0,2; 0,5 и 0,8. Например, уровни температур, соответствующие 5 %, 6 % и 7 % следующие (рис. 2): $576,69^\circ\text{C}$ (линия 2); $582,18^\circ\text{C}$ (линия 3); $587,59^\circ\text{C}$ (линия 4).

В соответствии с рассмотренной методикой получены интервалы изменения оптимального числа N при различных значениях s (табл. 1).

Таблица 1

Оптимальные интервалы геометрических параметров прерывистых кругов

Минимальные уровни температур	s		
	0,2	0,5	0,8
5 % ($576,69^\circ\text{C}$)	$N \geq 311$	$N \geq 40$	$N \geq 7$
6 % ($582,18^\circ\text{C}$)	$N \geq 228$	$N \geq 25$	$N \geq 5$
7 % ($587,59^\circ\text{C}$)	$N \geq 152$	$N \geq 17,8$	$N \geq 3$

Видно, что наименьшие значения N (7, 5, 3) имеют место при $s = 0,8$ в последовательности, построенной в порядке возрастания минимальных уровней температур. С увеличением s от 0,2 до 0,8 при одном и том же минимальном уровне температур значения N уменьшаются. При повышении минимального уровня температуры на 2 % (с 5 до 7 %) количество рекомендуемых выступов уменьшается более, чем в 2 раза, например, для $s = 0,8$ – от 7 до 3, а для $s = 0,2$ – от 311 до 152. При выполнении на шлифовальном круге выступов в количестве $N \geq 152$; $N \geq 228$ и $N \geq 311$ требования к параметру s снижаются. Так как самые низкие температуры имеют место при большом количестве выступов при любом коэффициенте заполнения s .

Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения N и s отражает наметившуюся тенденцию замены обычных прерывистых кругов соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами. При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов обычного прерывистого круга), расположенных на периферии высокопористого круга, требования к скважности (величина обратная коэффициенту заполнения) их расположения на окружном шаге уменьшаются. Эта тенденция характеризует переход от макро- (обычные прерывистые круги) к микропрерывистости (высокопористые круги). Преимуществом высокопористых кругов, по сравнению с обычными прерывистыми кругами, является отсутствие дополнительной механической обработки по формированию режущих выступов на круге, поскольку тепло-

вые источники – режущие зерна круга формируются естественным образом при изготовлении высокопористых кругов.

По данным работы [4] определены параметры дискретных тепловых источников – зерен и мгновенная максимальная температура под зерном (табл.2). При этом использованы следующие новые обозначения: z_{ϕ} – фактическое число режущих зерен на площадке контакта; $S_{\text{зерн}}$ – площадь контакта абразивного зерна с заготовкой $P_{\text{зерн}}$ – мощность резания, приходящаяся на одно режущее зерно.

Таблица 2

Расчетные параметры тепловых источников – зерен высокопористого круга

Размер зерна, мм	l_1 мм	l_2 мм	$l_1 + l_2$ мм	Q	z_{ϕ}	$S_{\text{зерн}}$ мм ²
0,25	0,25	3,35	3,60	14,00	3,94	0,0490
0,40	0,40	4,30	4,70	11,76	3,07	0,1256
0,50	0,50	6,00	6,50	13,00	2,20	0,1960
0,25	76,57	1562,73	111,578	340,30	972,280	2897
0,40	98,27	782,4	66,200	260,68	742,857	1716
0,50	137,14	699,69	53,800	188,49	538,500	1450

Видно, что мгновенные максимальные температуры от действия отдельных режущих зерен составляют 1716...2897°C, что превышает температуру плавления обрабатываемого материала. Однако при этом необходимо учитывать, что это теоретические (расчетные) температуры, которые после приведения их к средней температуре на площадке контакта изменяются в интервале, показанном на рис. 2.

Выводы. 1. Наиболее рациональные конструктивные параметры обычных прерывистых шлифовальных кругов выбирают исходя из следующих установленных закономерностей:

- увеличение числа режущих выступов на круге при постоянном коэффициенте заполнения (величина обратная скважности импульсов теплового потока) приводит к снижению температуры шлифования, например, при коэффициенте заполнения 0,5 увеличение числа режущих выступов от 3 до 35 приводит к снижению температуры от 646,392 С до 577,375 С).

- увеличение коэффициента заполнения при постоянном числе режущих выступов также приводит к снижению температуры шлифования (например, при числе режущих выступов 15 увеличение коэффициента заполнения от 0,2 до 0,8 приводит к уменьшению температуры от 666,101°C с до 562,225°C).

- одновременное увеличение числа режущих выступов N и коэффициента заполнения s приводит к более эффективному, чем в указанных выше случаях, снижению температуры шлифования, например, одновременное увеличение N от 3 до 35 и s от 0,2 до 0,8 приводит к снижению температуры от 808,088°C до 557,753°C.

2. Данные табл. 1 позволяют выбирать коэффициент заполнения окружного шага, например, при $N = 3$ необходимо выбирать коэффициент заполне-

ния $s \geq 0,8$, а при $N = 35 - s \geq 0,5$. Т.е. с ростом числа N требования к величине s уменьшаются. Например, при $N = 300$ коэффициент заполнения s выбирают из условия $s \geq 0,2$ (при условии $s < 0,2$ температура будет дополнительно и значительно увеличиваться), в то время как при $N = 3$ необходимо выбирать $s \geq 0,9$ (при условии $s \leq 0,9$ температура будет дополнительно и значительно увеличиваться).

3. Установленная закономерность уменьшения температуры прерывистого шлифования по мере увеличения численных значений N и s отражает наметившуюся тенденцию замены обычных прерывистых кругов соответствующими по габаритным размерам высокопористыми шлифовальными кругами, отдельные режущие зерна которых эквиваленты режущим выступам микропрерывистого шлифовального круга. При большом количестве режущих зерен (на порядок и больше числа режущих выступов обычного прерывистого круга), расположенных на периферии высокопористого круга требования к скважности их расположения уменьшаются (см. п. 2). Эта тенденция характеризует переход от макро – к микропрерывистости в технологии изготовления абразивного инструмента.

Список литературы: 1. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 2. Лищенко Н.В. Исследование влияния смазочно-охлаждающей жидкости на температуру шлифования / Н.В. Лищенко // Тр. Одес. политехн. ун-та. – Одесса, 2011. – Вып. 2(36) . – С. 80 – 86. 3. Карслоу Г., Егер Д. Теплопроводность твердых тел / Г. Карслоу, Д. Егер. – М.: Наука, 1964. – 487 с. 4. Корчак С.Н. Производительность процесса шлифования стальных деталей / С.Н. Корчак. – М.: Машиностроение, 1974. – 280 с.

УДК 531.717.8

ИЗМЕРЕНИЕ И СПЕКТРАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ШЕРОХОВАТОСТИ И ВОЛНИСТОСТИ ОБРАБОТАННОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Лищенко Н. В., канд. техн. наук

(Одесская национальная академия пищевых технологий)

Сабиров Ф.С., докт. техн. наук

(Московский государственный технологический университет «Станкин»)

Ларшин В.П., докт. техн. наук

(Одесский национальный политехнический университет)

A technique is provided and an example is given to understand a digital surface profilogram processing in accordance with Ukrainian national standard and other international standards to determine height and step parameters surface irregularities

Неровности поверхности деталей машин и приборов, характеризующие качество этой поверхности, оказывают существенное влияние на эксплуатационные характеристики изделий машиностроения. Методология назначения и оценки качества поверхности используется на различных этапах жизненного

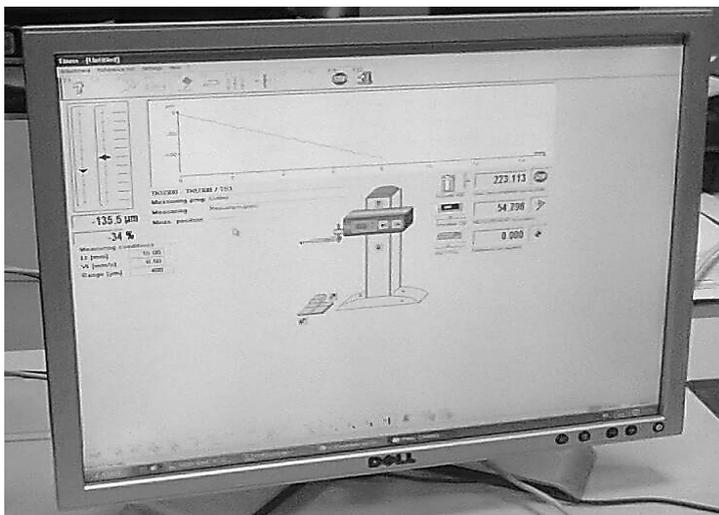
цикла изделия: при конструкторской и технологической подготовке производства, собственно производстве и при контроле (тестировании) выпускаемой продукции. Принято считать, что теория неровностей входит в состав более общей теории размерных параметров, так как все размерные параметры деталей влияют совместно на эксплуатационные свойства соединений этих деталей. Например, при трении и износе соединений деталей совместное влияние на КПД и долговечность изделий оказывают зависящие от размеров зазоры, отклонения формы (овальность конусообразность и др.), волнистость и шероховатость поверхности [1].

В соответствии с физико-технологической теорией неровностей поверхности сформулированы некоторые теоремы (теоретические утверждения), например, теоремы суперпозиции, разложения, о спектрах поверхности, о размерных параметрах, о частотной диагностике и другие. Показано, что физически обоснованные параметры оптимизации качества поверхности аналитически выражаются через спектры неровностей [1]. Нормирование и анализ параметров качества и спектров неровностей создают основу для технологического обеспечения качества поверхности и тем самым в определенной мере качества продукции. Однако, основное затруднение для перехода на подобную систему анализа, стандартизации и нормирования неровностей поверхности заключается в отсутствии серийно выпускаемой аппаратуры для измерения физически обоснованных параметров и спектров неровностей поверхностей [1].

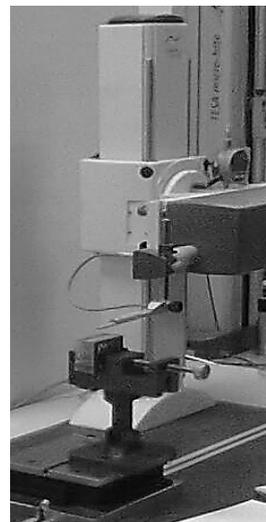
В последнее время появились компьютеризированные методы измерения и анализа параметров качества обработанной поверхности, основанные на единой концепции анализа независимо от вида измеряемой микро- или макронеровности (шероховатость, волнистость, профиль) [2]. Эта концепция основана на спектральном анализе неровностей независимо от их метрологической классификации при цифровой обработке данных. Инструментом разделения неровностей в интервале их изменения «от микро до макро» является цифровая фильтрация предварительно оцифрованной профилограммы, полученной при помощи современной компьютеризированной аппаратуры. Однако, в литературе нет сведений о методике проведения такого цифрового анализа данных. Имеющиеся сведения разрознены, основаны на разной терминологии и принятых обозначениях. Как правило, эти сведения частично приведены в руководствах к портативным измерительным приборам со встроенными микроконтроллерами (фирма Mitutoyo, Япония) и лабораторным компьютеризированным станциям типа Hommel-Etamic T8000 (компания JENOPTIC AG, Германия).

Например, Hommel-Etamic T8000 (в дальнейшем T8000) – это лабораторный прибор (станция) для контроля шероховатости (микронеровности) и контура (макронеровности) поверхности. Предназначен для определения большинства параметров шероховатости по действующим в настоящее время стандартам и расчета специальных параметров. Модульная конструкция прибора позволяет максимально точно подобрать комплектацию прибора с учетом задач заказчика и производить одновременные измерения шероховатости, волнистости и профиля поверхности. Прибор обеспечивает хранение измерительных про-

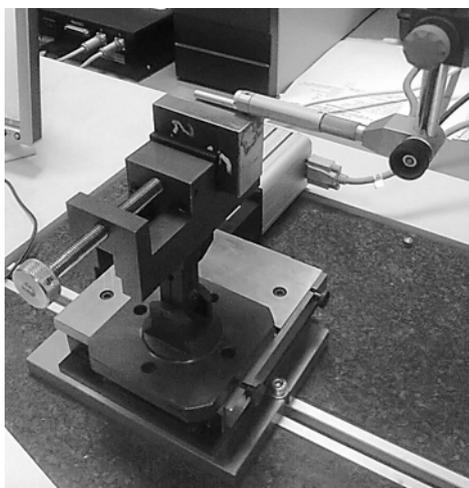
грамм и протоколов, распечатку данных на любых принтерах, поддерживаемых операционной системой Windows. Имеется возможность сопряжения со всеми программами Windows, например, Word, Excel, Write, Access и т.д. Имеется возможность контроля микронеровностей (шероховатость, волнистость) и макропрофилей, а также определения топографии поверхности [3]. Прибор Т8000 настольного типа выполнен в виде координатно-измерительной машины с ЧПУ (рис. 1).



а



б



в

Рис. 1. Настройка прибора Т8000 на измерение после установки в тиски образца 5.2: *а* – схема настройки (на мониторе прибора) при управлении перемещением датчика; *б* – вертикальное перемещение датчика перед касанием с образцом; *в* – исходное положение датчика перед измерением

Он содержит моторизованную колонну типа Wavelift, поворотную опору привода, привод механизма подачи типа Waveline, 2-х координатный измерительный стол без электропривода, гранитную плиту с Т-образным пазом. Прибор расположен на инструментальном столе GTR-4, имеющем нишу с принтером и систему пассивного подавления вибраций. Имеется два контактных элемента: безопрный щуп для измерения шероховатости (волнистости) поверхности (набор ТКU 300 /600) и датчик для измерения контура типа Wavecontour. Программное обеспечение типа TURBO ROUGHNESS, TURBO WAVE, TURBO CONTOUR и EVOVIS используется для измерений параметров шероховатости, волнистости, геометрических параметров профиля поверхности и

топографии, соответственно. Обеспечивает быстрый расчет параметров шероховатости, волнистости и контура в соответствии со стандартом DIN EN ISO 4287. Используемые цифровые фильтры для разграничения видов неровностей следующие: RC дискретно вычисляемый (мм) по DIN 4768; Гаусса (M1) цифровой фильтр (мм) по DIN EN ISO 11562, часть 1, (50% Гаусса); двойной Гаусса (M2) для определения относительной опорной длины и Rk-параметров по DIN EN ISO 13565-1.

Предельная длина волн (отсечка шага) для всех фильтров (RC, Гаусса M1 и M2) составляет: 0,025; 0,08; 0,25; 0,8; 2,5; 8 мм. Предельная длина коротких волн λ_s выбирается по ступеням λ_c / λ_s : 30; 100; 300. Базовая длина (sampling length) для шероховатости l_r (или отсечка шага λ_c): 0,08; 0,25; 0,8; 2,5; 8 мм. Скорость трассирования v_t : 0,05; 0,15; 0,5 мм/с. Длина трассирования (traversing length) l_t : 0,48; 1,5; 4,8; 15; 48 мм или переменная от 0,1 до 200 мм (рис. 2).

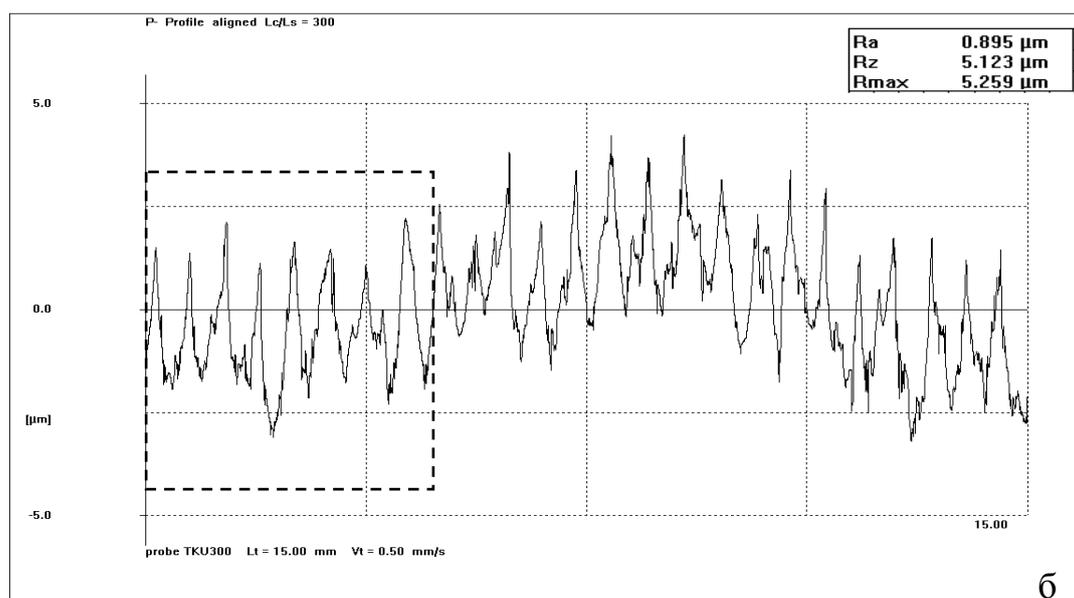
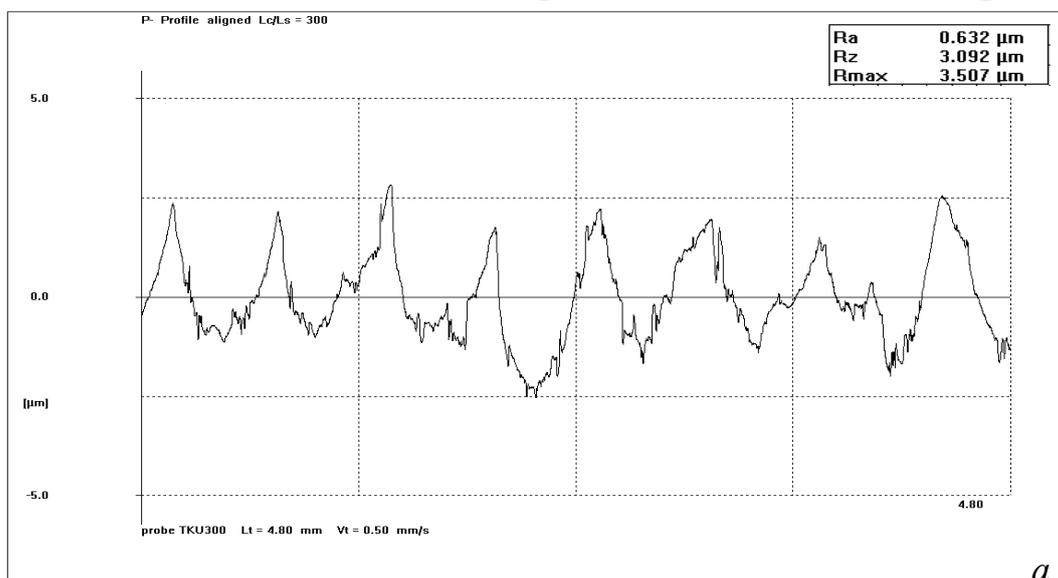


Рис. 2. Профилограммы образца 5.2. на участках трассирования 4,8 мм (а) и 15 мм (б). Пунктиром отмечен участок 4,8 мм, выбираемый из интервала 15 мм

Длина оценки ln (evaluation length): 0,40; 1,25; 4,0; 12,5; 40 мм или переменная отсечка предельной длины волн [3]. Радиус кривизны щупа r_{cp} в режиме измерения шероховатости (волнистости) составляет 2 или 5 мкм, а в режиме измерения профиля: 22; 250; 500; 1000; 2000; 3000 мкм [4].

Алгоритм обработки данных для оценки шероховатости и волнистости содержит два этапа: получение оцифрованного первичного профиля (primary profile), подвергаемого фильтрации, и оценка параметров шероховатости или волнистости в зависимости от цели анализа. На первом этапе цифровой сигнал, характеризующий измеренный профиль (traced profile) пропускают через фильтр низких частот (low-pass filter) с величиной отсечки λ_s (пропускает низкие частоты или волны с большой длиной шага, отсекает волны с длиной шага менее λ_s). При измерении шероховатости полученный после фильтрации сигнал primary profile (не содержит высоких частот, превышающих $1/\lambda_s$) направляют на вход фильтра высоких частот (high-pass filter) с величиной отсечки шага λ_c (базовая длина шероховатости lr). При измерении волнистости сигнал primary profile направляют на вход полосового фильтра (band-pass filter), который пропускает интервал длин волн между отсечкой шага шероховатости λ_c и отсечкой шага формы профиля λ_f . В первом случае получают сигнал профиля шероховатости R-profile (Roughness profile), во втором – сигнал профиля волнистости W-profile (Waviness profile). После обработки этих двух сигналов (шероховатости и волнистости) определяют соответствующие параметры шероховатости и волнистости, например, R_a , R_z , R_{max} (для шероховатости) и W_a , W_q , W_t (для волнистости).

При выборе длины трассирования учитывают соотношения, приведенные в первых двух колонках таблицы.

Таблица

Рекомендации по выбору длины трассирования lt [3]

R_a , мкм	R_z , мкм	$\lambda_c = lr$, мм	ln , мм	lt , мм	r_{cp} , мкм	λ_s , мкм
$0,006 < R_a < 0,02$	$0,025 < R_z < 0,1$	0,08	0,4	0,48	2	2,5
$0,02 < R_a < 0,1$	$0,1 < R_z < 0,5$	0,25	1,25	1,5	2	2,5
$0,1 < R_a < 2$	$0,5 < R_z < 10$	0,8	4	4,8	2; 5	2,5
$2 < R_a < 10$	$10 < R_z < 50$	2,5	12,5	15	5	8
$10 < R_a < 80$	$50 < R_z < 200$	8	40	48	10	25

В качестве примера показана процедура определения параметра шероховатости R_z , которая отличается от принятой в ГОСТ 2789-73 (рис. 3). Отличие заключается в том, что на базовой длине lr находят величину параметра R_z не по десяти, а по двум точкам. При этом на длине трассирования $lt = 15$ мм и длине оценке $ln = 12,5$ мм имеется пять участков с базовой длиной $lr = 2,5$ мм. Потому среднее значение R_z находят не по одной, а по пяти базовым длинам, т.е. при большей протяженности участка измерения. Как следует из рис.3, $R_{z1} = 20$ мкм; $R_{z2} = 25$ мкм; $R_{z3} = 20$ мкм; $R_{z4} = 12$ мкм; $R_{z5} = 12$ мкм. Среднее значение

высоты неровностей $R_z = 17,8$ мкм (вместо $R_z = 14,149$ мкм, найденного прибором T8000 в автоматическом режиме). Максимальное значение $R_{z\max} = R_{z2} = 25$ мкм (вместо $R_z = 23,046$ мкм). Среднеарифметическое значение $R_a = 2,763$ мкм.

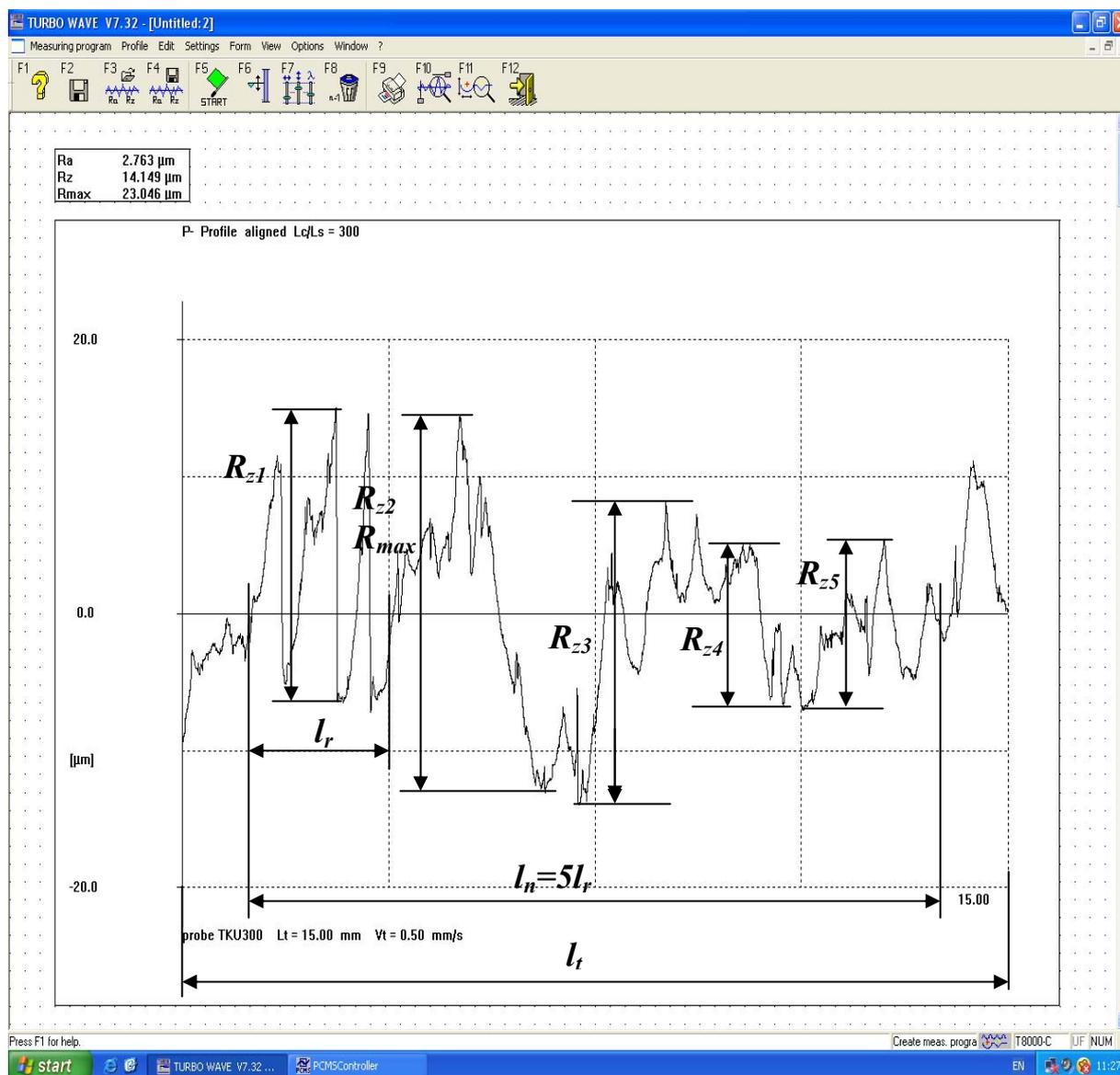


Рис. 3. Определение параметра R_z для образца 2.1 при длине трассирования 15 мм в соответствии со стандартом DIN EN ISO 4287

Как следует из рис. 3, длина трассирования l_t представляет собой сумму интервалов pre-travel, длины оценки l_n (evaluation length) и post-travel. При этом участки pre-travel и post-travel необходимы для фазокорректированной (phase correct) фильтрации.

Для моделирования работы описанного выше программного обеспечения в Московском государственном технологическом университете «Станкин» разработана автономная программа оцифровки и анализа первичной профилограммы (primary profile) путем цифровой обработки рисунка этой профилограммы в формате «.bmp» (рис. 4).

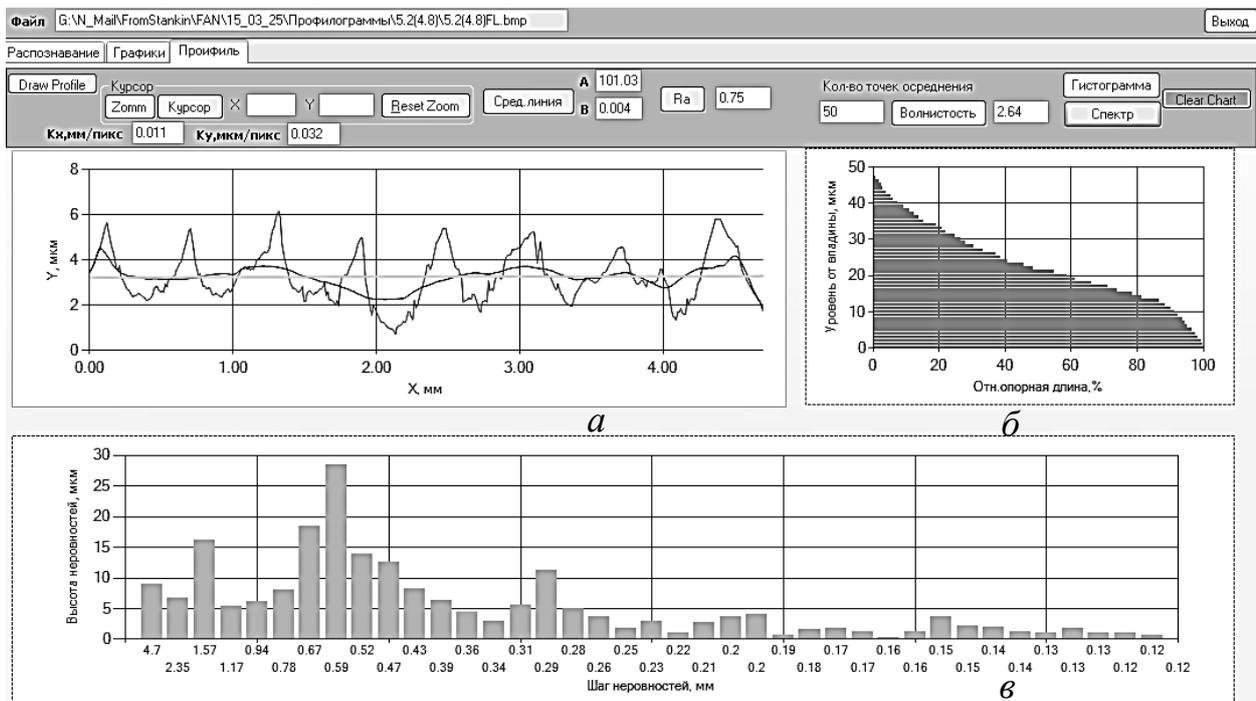


Рис. 4. Анализ профилограммы образца 5.2 при длине трассировки 4,8 мм: *а* – выделение средней линии *mean line*; *б* – относительная опорная длина профиля в зависимости от уровня сечения профиля; *в* – спектральный состав профилограммы в зависимости от шага неровностей

Исследования по спектральному (гармоническому) анализу неровностей обработанной поверхности выполняются совместно с аналогичным анализом вибраций, зафиксированных при экспериментальных исследованиях процессов обработки этой поверхности [5, 6]. Такой подход позволяет получить спектр гармонических составляющих профиля и определить наличие в спектре тех или иных гармоник, в том числе обнаружить частотные компоненты, содержащиеся в вибрациях элементов технологической системы при механической обработке исследуемых поверхностей. Теоретические предпосылки этого подхода изложены в основах соответствующей физико-технологической теории [1], однако они не получили должного развития. Причиной тому, как отмечено выше, явилось отсутствие доступных компьютеризированных приборов и станций для цифровой обработки (с единых позиций) сигналов вибраций и неровностей.

Выводы. 1. Описана методика измерения и даны примеры спектрального анализа параметров шероховатости и волнистости на современных компьютеризированных приборах и станциях в соответствии со стандартом DIN EN ISO 4287 при использовании фильтров RC (DIN 4768), Гаусса (M1) по DIN EN ISO 11562, часть 1 (50% Гаусса), двойного Гаусса (M2) для определения относительной опорной длины и R_k -параметров по DIN EN ISO 13565-1.

2. Разработана методика и создано программное обеспечение оцифровки первичной профилограммы поверхности, полученной в виде графического рисунка в формате «.bmp». Это позволяет получить спектральный состав профилограммы независимо от программного обеспечения станции Hommel-Etamic T8000.

3. Проведенная работа позволила с единых позиций проводить спектральный анализ профилограммы обработанной поверхности и виброграммы колебаний в упругой системе металлорежущего станка с целью поиска корреляционных связей между динамическими явлениями в зоне резания и их следствием в виде профилограммы обработанной поверхности.

Список литературы: 1. Дунин-Барковский И.В. Измерения и анализ шероховатости, волнистости и некруглости поверхности / И.В. Дунин-Барковский, А.Н. Карташова. – М.: Машиностроение, 1978. – 232 с. 2. Табенкин А.Н. Шероховатость, волнистость, профиль. Международный опыт / А.Н. Табенкин, С.Б. Тарасов, С.Н. Степанов. Под ред. канд. техн. наук Н.А. Табачниковой. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2007. – 136 с. 3. Hommel-Etamic T8000 (компания JENOPTIK) / <http://www.metrologi.ru/production/item/1700-hommel-tester-t8000>. 4. ...волнистости и профиля поверхности НОММЕЛ-ЕТАМИС... / <http://www.neokon.lt/wp-content/uploads/T8000.pdf>. 5. Лоповок Т.С. Волнистость поверхности и ее измерение / Т.С. Лоповок. – М.: Изд-во стандартов, 1973. – 184 с. 6. Лищенко Н.В. Влияние вибраций на волнистость обрабатываемой поверхности при фрезеровании / Н.В. Лищенко // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві: зб. наук. праць [Текст]. – Вип. 3(8) . – О.: Наука і техніка, 2015. – С. 254–260.

УДК 621.923

СТРУКТУРНАЯ МОДЕЛЬ ПРОЦЕССА РЕЗАНИЯ И ПРИНЦИПЫ ЕГО УПРАВЛЕНИЯ

Стрельчук Р.М., канд. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет имени С. Кузнеца)

The article shows a structural model of the cutting process, defined the optimum process control processing by the action of disturbing factors

При управлении обработкой резанием приходится решать сложнейшую задачу оптимизации, противоречивую по своему содержанию: необходимо увязать экономические критерии и надежность процесса с физико-химическими явлениями, протекающими в зоне резания. Характер стружкообразования, нарост, диффузионные, адгезионные, электрические и магнитные явления могут стать решающим фактором целесообразности и эффективности автоматизации обработки резанием и ее управления. С физической точки зрения процесс резания материалов не имеет самостоятельного значения. Диалектически его можно представить как одновременное и взаимосвязанное проявление совокупности физических явлений, действие которых, в свою очередь, обусловлено элементарными актами атомного масштаба. Физические явления можно подразделить на главные и сопутствующие. К главным физическим явлениям, которые определяют реализацию функционального назначения резания – формообразование новой поверхности, относятся упругая и пластическая деформации, упрочнение и динамический возврат обрабатываемого материала, и его разрушение. Упругая деформация из-за ее обратимости и ничтожного вклада в энергетику резания обычно не рассматривается.

Структурная модель процесса резания.

Процесс резания можно рассматривать как сложный физико-химический механизм взаимодействия инструмента с обрабатываемым материалом в условиях рассеяния свойств всех составляющих элементов технологической системы. Параметры, которые определяют протекание процесса резания, можно разделить на входные, функциональные и выходные. Входные параметры подразделяют на определяющие, управляемые и возмущающие.

К определяющим параметрам относят марку обрабатываемого материала, выбранный метод механической обработки, требования к точности и качеству обработки и другие параметры [1].

Управляемые параметры включают в себя параметры, которые допускают целенаправленный выбор при проектировании техпроцесса или их изменение в ходе обработки. Управляемыми параметрами являются марка инструментального материала, конструкция и геометрия режущего инструмента, модель станка, режим обработки, состав, способ и интенсивность подачи смазывающе-охлаждающей технологической среды и т.д.

Среди возмущающих параметров процесса резания можно выделить систематические и случайные параметры. К числу систематических возмущающих параметров можно отнести закономерное изменение скорости, глубины резания, геометрии инструмента, которые вызваны конструктивными особенностями обрабатываемых деталей и кинематикой резания [2].

Распространенной ситуацией при обработке деталей типа тел вращения, например ступенчатых валов, является точение одним резцом цилиндрических поверхностей разного диаметра с постоянной частотой вращения заготовки. В этом случае непрерывно меняются условия контакта инструмента с заготовкой и интенсивность износа резца. К возмущающим параметрам резания, имеющим случайную природу, относят также неконтролируемые изменения физико-механических свойств заготовки и инструмента, припуска, статические и динамические характеристики оборудования и технологической системы и др.

Функциональные параметры количественно характеризуют физико-химический механизм собственно процесса резания, определяя его протекание во времени. В процессе резания происходит формоизменение заготовки (статистически однородной по своим свойствам в первом приближении системы) в готовую деталь – систему с распределенными параметрами, т.е. с набором новых характеристик. Для общей оценки такой системы целесообразно пользоваться интегральными параметрами. С этой точки зрения пластическая деформация и упрочнение обрабатываемого материала в зоне резания достаточно полно описываются такими функциональными параметрами, как действующее напряжение, время деформирования и температура. С их помощью можно оценить составляющие силы резания, напряжения на передней и задней гранях инструмента, удельную энергоемкость процесса, рассчитать интегральную характеристику физико-механического состояния упрочненного металла (скрытую энергию деформирования), а также относительную деформацию, плотность дислокаций, глубину упрочнения и др.

Внешним проявлением функционального состояния технологической системы резания является сила резания и ее составляющие, термоЭДС как эквивалент температуры в зоне обработки, виброакустический сигнал (ВА-сигнал), акустическая эмиссия (АЭ-сигнал), характер и интенсивность изнашивания рабочих поверхностей инструмента и др.



Рис. 1. Структурная модель процесса резания

К числу выходных, или вторичных, параметров процесса резания относят производительность и точность обработки, свойства поверхностного слоя детали, экономические показатели и надежность процесса. Схематически процесс резания как системы взаимодействия рассмотренных параметров представлен на рис. 1. Рассматриваемая модель в отличие от модели "черного ящика" дает возможность прогнозировать выходные параметры процесса резания через функциональные связи с определяющими, управляемыми и возмущающими параметрами. При этом формализация взаимосвязи является следствием раскрытия физического механизма резания.

В условиях, когда взаимодействие элементов технологической системы подвержено действию контролируемых возмущающих факторов, процесс резания сопровождается рассеянием во времени функциональных и выходных параметров обработки. Поэтому его необходимо анализировать как стохастический процесс и соответственно определять оптимальные пути повышения стабильности его выходных параметров [3].

Управление процессом резания.

Качество и надежность управления стабильностью обработки зависят от числа и значимости управляемых параметров и степени их влияния на функциональные параметры. Чем выше степень влияния управляемых параметров на процесс обработки, тем надежнее управление и выше стабильность выходных параметров процесса. Чем больше включается в управление значимых параметров резания на стадии его проектирования и при обработке, тем выше гарантия эффективной эксплуатации автоматизированной станочной системы и технологическая надежность процесса.

Стабильность выходных параметров обусловлена стабильностью функциональных параметров, величина и характер рассеяния которых определяются интенсивностью и стабильностью физико-химических явлений, протекающих в

зоне обработки. Стабилизация одного из функциональных параметров – силы резания, термоЭДС, ВА-сигнала, АЭ-сигнала – или их набора в процессе обработки лежит в основе адаптивного управления.

Вероятностная задача надежности управления при обработке резанием может быть решена с использованием теории случайных процессов. Нормальное протекание процесса резания в этом случае соответствует условию, когда относительное перемещение резца и заготовки $y(\tau)$, например, меньше по модулю некоторого допустимого значения y_0 , т.е. $y(\tau) < y_0$.

Функция надежности при резании определяется как вероятность того, что некоторое значение y не превысит барьер y_0 за время обработки T :

$$P(T) = \left\{ \begin{array}{l} \sup |y(\tau)| < y_0 \\ 0 \leq \tau \leq T \end{array} \right\}. \quad (1)$$

Процесс обработки резанием, если представить его как преобразование заготовки в виде статистически однородной системы в готовую деталь, как систему с распределенными параметрами, то в общем виде указанную трансформацию можно описать системой уравнений конечно-разностного типа:

$$X^{k+1} = F_k(X^k, U^k, P^0, \eta^k, \varepsilon^k), \quad (2)$$

где $k = 0, 1, 2, \dots, N$ – момент изменения состояния системы, которые совпадают, как правило, с моментами измерений состояния системы резания.

Рассмотрим составляющие элементы уравнения (2). Вектор $X^k = [X_1^k, X_2^k, \dots, X_n^k]$; $k = 1, N$ определяет состояние системы резания в момент времени k (его компоненты – фазовые координаты), т. е. является вектором функциональных параметров процесса резания. Вектор $U^k = [U_1^k, U_2^k, \dots, U_m^k]$ – вектор управления в момент времени k .

Вектор $P^k = [P^0, \eta^k, \varepsilon^k]$ является вектором, определяющим состояние системы резания, включая P^0 – вектор определяющих, или обязательных, параметров; η^k – вектор систематических возмущений параметров и ε^k – вектор случайных возмущающих параметров. Фазовые координаты и вектор управления должны удовлетворять системе технологических ограничений

$$G(X, U, P) \leq 0, \quad (3)$$

где $G = [G_1, G_2, \dots, G_s]$ – заданная вектор-функция.

Задачу оптимального управления процессом обработки при действии возмущающих факторов в общем виде можно сформулировать следующим образом. Пусть в области $G \leq XUP$ прямого произведения X, U, P задан функционал W , который определяет качество управления $W = W(X, U, P)$. Требуется найти дискретную функцию управления $U = [U^1, U^2, \dots, U^n]$ таким образом, чтобы перевести систему уравнений (2) из начального состояния $X(0)$ в конечное $X(N)$ так, чтобы выполнялись ограничения (3) и функционал MW достигал оптимального значения:

$$\begin{aligned}
 MW &= \text{opt}MW(X,U,P), \\
 (X,U) &\in G
 \end{aligned}
 \tag{4}$$

где MW – математическое ожидание.

Следует отметить, что при наличии случайного возмущения вектора ε в ограничении (3) берется MG . Конструктивная реализация функций U находит воплощение на станках, оснащенных системами адаптивного управления.

Выводы. Таким образом, можно отметить, что при наличии случайного возмущения вектора ε в ограничении (3) берется MG . Конструктивная реализация функций U находит воплощение на станках, оснащенных системами адаптивного управления.

Список литературы: 1. Концепции развития механической обработки материалов и создания металлорежущих станков / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в нар. хоз-ве: Тез. докл. V Междунар. науч.-техн. конф., г. Харьков. 28-29 мая 2002 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 3–7. 2. Направления повышения производительности механической обработки / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков // Физические и компьютерные технологии в нар. хоз-ве: Тез. докл. VI Междунар. науч.-техн. конф. г. Харьков. 10-11 окт. 2002 г. – Харьков: ХНПК “ФЭД”, 2002. – С. 3–5. 3. Перспективы развития процессов резания материалов лезвийными и абразивными инструментами / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков // Вісн. Харків. держ. техн. ун-ту сільського госп-ва – Харків: ХДТУСГ, 2002. – Вип.10. – С. 24–30.

УДК 621.923

ЭФФЕКТИВНОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ПРЕРЫВИСТОГО ШЛИФОВАНИЯ

Рябенков И.А., канд. техн. наук (ГП ХМЗ “ФЭД”, Харьков)

The paper theoretically grounded new conditions reduce the cutting temperature with intermittent grinding and shows ways to increase its effective application in grinding hard materials

Создание конкурентоспособной машиностроительной продукции требует применения современных технологий металлообработки, позволяющих добиться существенного повышения технико-экономических показателей обработки. Важное место среди этих технологий занимает шлифование, поэтому его применение и дальнейшее совершенствование имеет большое практическое значение. Необходимо отметить, что большой вклад в развитие процессов шлифования внес профессор Якимов Александр Васильевич, под руководством которого разработаны научные основы шлифования, в которых всесторонне теоретически и экспериментально обоснованы условия снижения силовой и тепловой напряженности процесса шлифования и соответственно повышения показателей точности, качества и производительности обработки. Новым направлением в технологии машиностроения стало созданное профессором Якимовым А.В. прерывистое шлифование, которое обеспечивает снижение температуры реза-

ния и повышение качества обрабатываемых поверхностей за счет применения прерывистых кругов и широко используется в производстве при обработке различных металлических и неметаллических материалов. Благодаря работам Якимова А.В. наука о технологии машиностроения стала формализованной математической наукой, в которой основные положения о повышении показателей точности, качества и производительности обработки математически обоснованы и доведены до численных расчетов. Это открывает новые возможности проектирования и оптимизации технологических процессов, выбора наилучших вариантов обработки деталей машин. Поэтому в работе рассматриваются вопросы дальнейшего совершенствования прерывистого шлифования с целью обеспечения снижения тепловой напряженности процесса шлифования за счет применения прерывистых кругов.

Согласно схеме шлифования прямолинейной детали, движущейся по нормали к рабочей поверхности круга с заданной скоростью V_{dem} , тангенциальная P_z и радиальная P_y составляющие силы резания описываются [4]:

$$P_z = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{dem0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau; \quad (1)$$

$$P_y = \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{dem0}}{V_{кр}} \cdot \operatorname{tg}(\psi + \gamma) + c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot \tau, \quad (2)$$

где σ – условное напряжение резания, Н/м²; F – площадь поперечного сечения обрабатываемого прямолинейного образца, м²; V_{dem0} – фактическая линейная скорость съема материала, м/с ($V_{dem0} \leq V_{dem}$); $V_{кр}$ – скорость круга, м/с; ψ – условный угол трения зерна с обрабатываемым материалом; γ – условный (отрицательный) передний угол зерна; c – жесткость технологической системы, Н/м; f_1 – коэффициент трения связки круга с материалом.

Исходя из зависимостей (1) и (2), составляющие силы резания P_z и P_y с течением времени обработки τ неограниченно увеличиваются. Это приводит к снижению точности и качества обработки.

Температура резания при шлифовании θ в этом случае определяется:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \left[\sigma \cdot V_{dem0} + \frac{f_1 \cdot c \cdot (V_{dem} - V_{dem0}) \cdot V_{кр} \cdot \tau}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (3)$$

где $q = \frac{P_z \cdot V_{кр}}{F}$ – плотность теплового потока, Вт/м²; $l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$ – глубина проникновения возникающего при шлифовании тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали, м; λ – коэффициент теплопроводности обрабатываемого материала, Вт/(м·К); c – удельная теплоемкость обрабатываемого материала, Дж/(кг·К); ρ – плотность обрабатываемого материала, кг/м³.

Наличие в зависимости (3) второго слагаемого, обусловленного трением связки круга с обрабатываемым материалом, позволяет по-новому раскрыть технологические закономерности изменения температуры резания при шлифо-

вании θ . Так, из зависимости (3) следует, что с увеличением параметров f_1 , c , $(V_{dem} - V_{dem0})$, $V_{кр}$, τ и уменьшением F температура резания увеличивается. Это ведет к снижению качества обрабатываемых поверхностей и производительности обработки и согласуется с известными экспериментальными данными. При шлифовании по упругой схеме, т.е. с постоянным значением P_y , тангенциальная составляющая силы резания P_z и коэффициент шлифования $K_{ш} = P_z / P_y$ определяются зависимостями:

$$P_z = \left(1 - \frac{f_1}{K_{рез}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{dem0}}{V_{кр}} + f_1 \cdot P_y; \quad (4)$$

$$K_{ш} = \left(1 - \frac{f_1}{K_{рез}}\right) \cdot \frac{\sigma \cdot F \cdot V_{dem0}}{V_{кр} \cdot P_y} + f_1, \quad (5)$$

где $K_{рез} = P_{z_{рез}} / P_{y_{рез}} = ctg(\psi + \gamma)$ – коэффициент резания.

Соответственно температура резания θ при шлифовании по упругой схеме определяется:

$$\theta = \frac{q \cdot l_2}{\lambda} = \frac{P_z \cdot V_{кр} \cdot l_2}{\lambda \cdot F} = \left[\left(1 - \frac{f_1}{K_{рез}}\right) \cdot \sigma \cdot V_{dem0} + \frac{f_1 \cdot P_y \cdot V_{кр}}{F} \right] \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}. \quad (6)$$

Из зависимости (6) следует, что температура резания θ при шлифовании увеличивается с увеличением времени обработки τ лишь за счет увеличения глубины проникновения тепла в поверхностный слой обрабатываемой детали

$l_2 = \sqrt{\frac{2 \cdot \lambda \cdot \tau}{c \cdot \rho}}$, т.е. не столь значительно по сравнению с шлифованием по жест-

кой схеме – зависимость (3). Это допускает достаточно продолжительный контакт круга с обрабатываемой деталью, тогда как при шлифовании по жесткой схеме с целью снижения температуры резания возможен непродолжительный контакт. Данная закономерность указывает на эффективность применения упругой схемы шлифования с точки зрения уменьшения температуры резания, несмотря на то, что при этом может значительно увеличиться параметр l_2 по сравнению с жесткой схемой шлифования.

Исходя из зависимости (3), уменьшить температуру резания θ при шлифовании по жесткой схеме можно различными путями, например, уменьшая первое и второе слагаемые зависимости (3), а также уменьшая время обработки τ . Однако уменьшение параметров V_{dem0} и τ неэффективно, т.к. это ведет к снижению производительности обработки. Поэтому основным условием уменьшения температуры резания при шлифовании θ следует рассматривать выполнение условия $V_{dem0} = V_{dem}$ за счет исключения в процессе шлифования трения связки круга с обрабатываемым материалом. Это может быть достигнуто путем применения прерывистого шлифования или эффективных методов правки круга, обеспечивающих его высокую режущую способность.

Температуру резания при прерывистом шлифовании θ можно аналитически установить следующим образом. Время контакта рабочего выступа прерывистого круга (длиной l_{01}) с обрабатываемым материалом равно $\tau = l_{01} / V_{кр}$. Неудаленный материал за время прохождения впадиной прерывистого круга (длиной l_{02}) зоны шлифования удаляется последующим рабочим выступом круга с большей скоростью:

$$V_{дем0_1} = V_{дем0} \cdot \frac{(l_{01} + l_{02})}{l_{01}} = V_{дем0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right). \quad (7)$$

Следовательно, чем больше отношение l_{02} / l_{01} , тем больше скорость $V_{дем0_1}$. Подставляя зависимость (7) в зависимость (3) без учета второго слагаемого и с учетом $\tau = l_{01} / V_{кр}$, получено:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}}. \quad (8)$$

Согласно этой зависимости, увеличение скорости круга $V_{кр}$ способствует снижению температуры резания при прерывистом шлифовании θ . Длина рабочего выступа прерывистого круга l_{01} оказывает неоднозначное влияние на температуру θ . В связи с этим важно установить характер изменения температуры резания при прерывистом шлифовании θ в зависимости от длины l_{01} . Для этого следует подчинить зависимость (8) необходимому условию экстремума:

$$\theta'_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot (0,5 \cdot l_{01}^{-0,5} - 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5} \cdot l_{02}) = 0. \quad (9)$$

Тогда

$$l_{01} = l_{02}. \quad (10)$$

Для определения характера экстремума функции θ следует установить знак ее второй производной в точке экстремума, т.е. в точке $l_{01} = l_{02}$:

$$\theta''_{l_{01}} = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \sqrt{\frac{2}{c \cdot \rho \cdot \lambda \cdot V_{кр}}} \cdot 0,5 \cdot l_{01}^{-1,5}. \quad (11)$$

Как видно, в точке экстремума $l_{01} = l_{02}$ вторая производная функции θ принимает положительное значение. Это указывает на наличие минимума функции θ (рис. 1). Этим доказана эффективность применения прерывистого шлифования с точки зрения снижения температуры резания при шлифовании θ . Чтобы оценить истинные технологические возможности прерывистого шлифования, необходимо зависимость (8) представить в виде:

$$\theta = \sigma \cdot V_{дем0} \cdot \left(1 + \frac{l_{02}}{l_{01}}\right) \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(2 \cdot n) \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}}, \quad (12)$$

где n – количество рабочих выступов прерывистого круга для $l_{01} = l_{02}$.

После преобразований окончательно зависимость (12) выразится:

$$\theta = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{(0,5 \cdot n) \cdot c \cdot \rho \cdot \lambda}} = \frac{\theta_0}{\sqrt{0,5 \cdot n}}, \quad (13)$$

где $\theta_0 = \sigma \cdot V_{\text{дет0}} \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot \tau}{c \cdot \rho \cdot \lambda}}$ – температура резания при обычном шлифовании сплошным кругом.

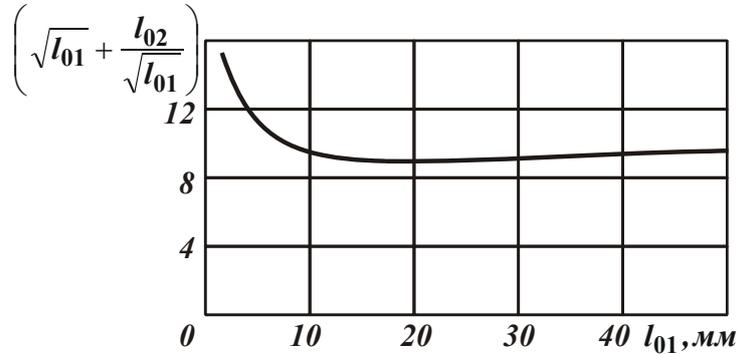


Рис. 1. Зависимость множителя $\left(\sqrt{l_{01}} + \frac{l_{02}}{\sqrt{l_{01}}} \right)$ от длины рабочего выступа l_{01} для $l_{02} = 20$ мм

Как видно, зависимость (13) отличается от исходной зависимости (8), справедливой для обычного шлифования сплошным кругом, наличием в знаменателе множителя $(0,5 \cdot n)$. С увеличением этого множителя температура резания при прерывистом шлифовании θ уменьшается, что указывает на целесообразность использования прерывистых кругов. На рис. 2 показан характер изменения θ от n , установленный на основе зависимости (13).

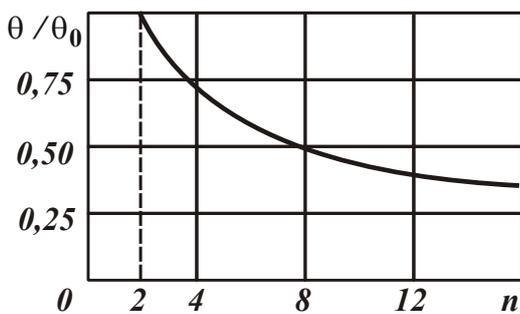


Рис. 2. Зависимость θ / θ_0 от n

Как следует из рис. 2, с увеличением количества рабочих выступов прерывистого круга n от 2 до 8 отношение θ / θ_0 уменьшается в 2 раза, а при изменении n от 2 до 16 отношение θ / θ_0 уменьшается почти в 3 раза по сравнению с обычным шлифованием сплошным кругом. Полученные таким образом расчетные значения отношения θ / θ_0 согласуются с экспериментальными

данными, приведенными в работе [1], что свидетельствует о достоверности разработанной расчетной схемы температуры резания при прерывистом шлифовании θ .

Необходимо отметить, что полученные расчетные значения отношения θ / θ_0 справедливы при условии полного охлаждения зоны шлифования за время прерывания процесса шлифования, т.е. за время прохождения впадиной прерывистого круга зоны шлифования. Однако, как установлено в работе [1], выполнить на практике данное условие достаточно сложно, т.к. обрабатываемый металл за время прерывания процесса шлифования полностью не охлаждается.

Это не позволяет реализовать на практике в полной мере преимущества прерывистого шлифования. Реально удается уменьшить температуру резания при прерывистом шлифовании θ в меньшее количество раз, чем это установлено теоретически. Так, согласно экспериментальным данным, приведенным в работе [3], температура резания при шлифовании θ гарантированно может быть уменьшена на 40%. Это составляет достаточно большую величину, позволяющую в ряде случаев (при шлифовании сложнопрофильных поверхностей деталей, изготовленных из труднообрабатываемых материалов) обеспечить качественную обработку. Однако для более радикального решения проблемы снижения температуры резания и повышения качества обработки (исключения прижогов, микротрещин и других температурных дефектов) необходимо обеспечить более существенное уменьшение температуры резания. Поэтому, используя полученное теоретическое решение, после проведения соответствующих исследований можно добиться уменьшения температуры резания θ более чем в 2–3 раза (согласно рис. 1).

Список литературы: 1. Якимов А.В. Оптимизация процесса шлифования / А.В. Якимов. – М.: Машиностроение, 1975. – 176 с. 2. Сипайлов В.А. Тепловые процессы при шлифовании и управление качеством поверхности / В.А. Сипайлов. – М.: Машиностроение, 1978. – 167 с. 3. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов, А.Н. Паршаков, В.И. Свирщев и др. – К.: Техніка, 1983. – 184 с. 4. Рябенков И.А. Оценка влияния интенсивности трения связки круга с обрабатываемым материалом на эффективность процесса шлифования / И.А. Рябенков, Ф.В. Новиков // Вісник НТУ “ХПІ”. Збірник наукових праць. Серія: Інноваційні технології та обладнання обробки матеріалів у машинобудуванні та металургії. – Х.: НТУ “ХПІ”, 2014. – № 43 (1086). – С. 143–147. 5. Качество и производительность абразивно-алмазной обработки: учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 212 с.

УДК 621.822.681.2:369.6

ДО МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ БЕЗЦЕНТРОВОГО ШЛІФУВАННЯ ДОРІЖОК КОЧЕННЯ ВНУТРІШНІХ КІЛЕЦЬ РОЛИКОПІДШИПНИКІВ

Марчук В.І., докт. техн. наук, **Равенець Л.М.**
(Луцький національний технічний університет)

Developed a dynamic model of the mortise grinding bodies of revolution, given its technological characteristics and elastic-mass system parameters. In the works of Professor A. Yakimova has developed a model of cutting forces for machining process single grain and then combining the individual forces in the total force on the length of contact of the circle with the part

Технологічні особливості перебігу процесу шліфування, зміна ріжучих властивостей шліфувального круга і пружна податливість системи, які викликають появу нестационарних фаз зміни швидкості подачі інструменту, а також зростаючі вимоги до якості оброблення поверхонь внутрішніх кілець роликотопідшипників викликають необхідність врахування динаміки процесу оброб-

лення. Починаючи від першого контакту (торкання) шліфувального круга з деталлю подальше переміщення круга X_n пов'язане зі зніманням припуску на оброблення. Під час цього виникає сила різання P , складові якої нормальна сила P_n викликає появу пружних деформацій системи (переміщення x_p). Вказані переміщення змінні в часі і тому приводять до зміни положення зони контакту

$$x_a(t) = x_d(t) - x_p(t). \quad (1)$$

Тоді структурна схема динамічного контуру безцентрового шліфування кілець підшипників може бути подана згідно з рис. 1.

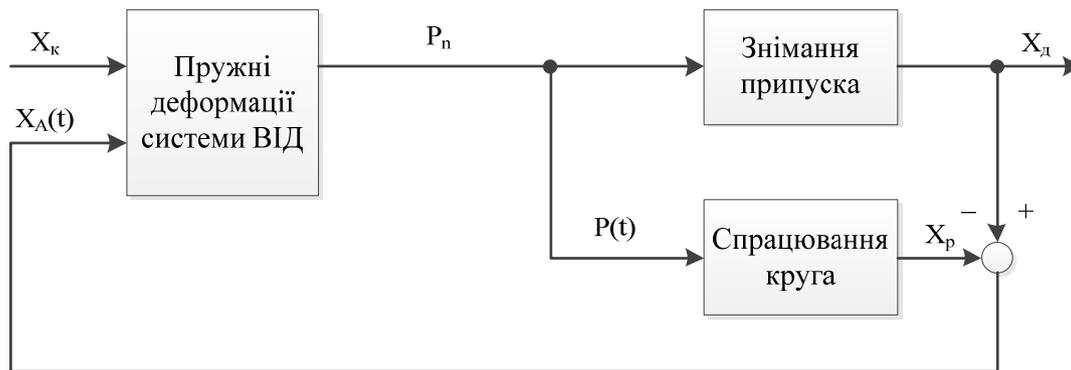


Рис. 1. Структурна схема динамічного контуру безцентрового шліфування робочих поверхонь кілець

Аналізуючи динаміку процесу шліфування бачимо, що на перший план виступають два явища: нормальна сила шліфування P_n за умови стрибкоподібної зміни швидкості врізної подачі круга V_n зростає із запізнюванням, залежним від релаксації системи ВІД; існує можливість виникнення коливань в системі, що викликані наявністю хвилястості або некруглої поверхні деталі і шліфувального круга.

Літературні джерела [1, 3] вказують різні початкові умови під час моделювання динаміки процесу врізного шліфування в залежності від призначення. Проте, до сьогоднішнього дня абсолютно відсутня яка-небудь єдина теорія коливань під час шліфування. Загалом, збудження коливань під час шліфування є, перш за все, результатом розвитку хвилястості на зовнішній поверхні шліфувального круга або деталі, первинним джерелом якої можуть бути:

- процес правки круга і неминучі при цьому коливання шліфувального круга під впливом правлячого інструменту [3],
- процес різання, який сам по собі генерує коливання, які мають характер білого шуму з широким діапазоном (одночасна участь в процесі великої кількості абразивних зерен, що створюють імпульсні збурення) [2],
- непостійність довжини контакту круга з деталлю через непостійність ріжучих властивостей на його зовнішній поверхні (напр., в результаті мікрозношування) [4].

В представлених вище роботах здійснено спробу оцінити динаміку процесу шліфування з відомими граничними умовами. В них були згадані всі основні елементи ВІД не об'єднані в загальну адекватну модель.

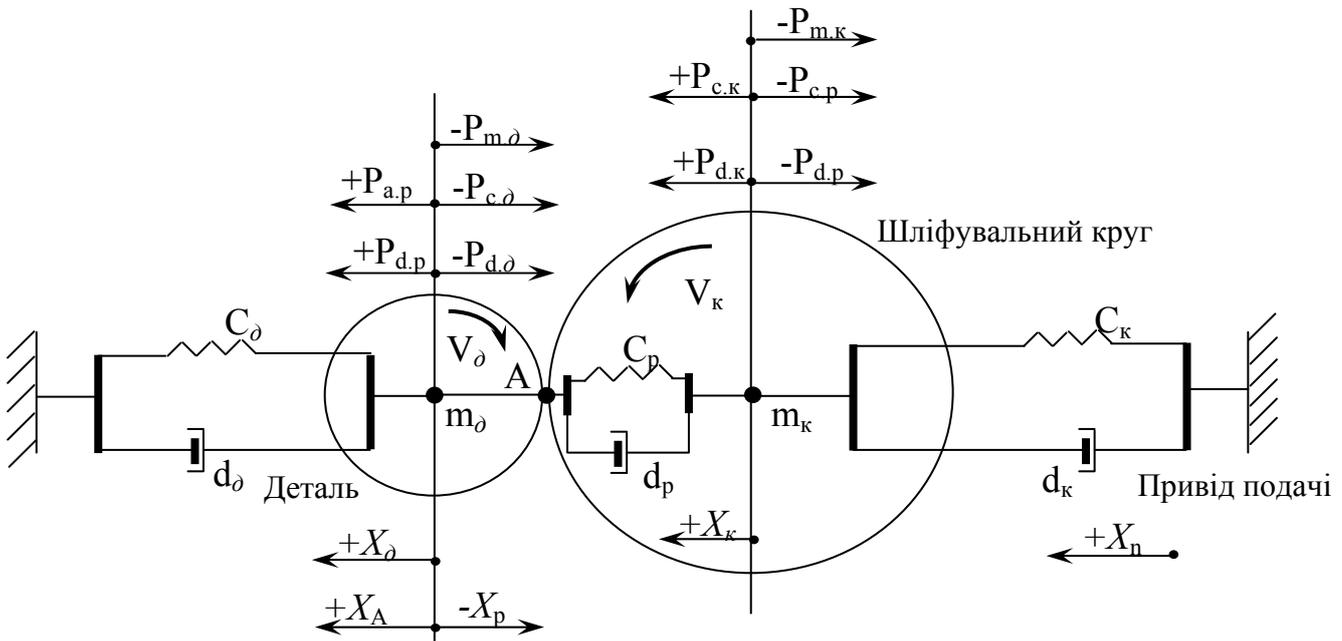


Рис.2. Динамічна схема процесу круглого шліфування на автоматі SWa AGL125

Виходячи з прийнятих передумов, розрахункова динамічна схема процесу круглого шліфування на автоматі SWa AGL 125 може бути представлена у вигляді двохмасової системи з пружними та демпфуючими зв'язками (рис. 2).

На схемі прийняті наступні позначення: m_δ - маса деталі і її шпинделя; m_κ - маса круга і його шпинделя; c_δ - приведена жорсткість шпинделя деталі, передньої бабки та їх опорних вузлів; c_κ - приведена жорсткість шпинделя круга та супорта; c_p - радіальна жорсткість круга; d_δ та d_κ - коефіцієнти демпфування відповідно шпинделів деталі і круга; d_p - коефіцієнт демпфування круга; x_δ - переміщення деталі; x_p - радіальне спрацьовування круга; x_a - переміщення зони контакту деталі і круга; x_κ - переміщення круга; x_n - переміщення супорта круга.

Сили пружності, які виникають в системі, визначаються залежностями:

$$\begin{aligned} P_{c\delta} &= c_\delta x_\delta(t); \\ P_{cp} &= c_p (x_\kappa(t) - x_p(t)); \\ P_{c\kappa} &= c_\kappa (x_n(t) - x_\kappa(t)). \end{aligned} \quad (2)$$

Сили демпфування в системі

$$\begin{aligned} P_{d\delta} &= d_\delta \dot{x}_\delta(t); \\ P_{dp} &= d_p (\dot{x}_\kappa(t) - \dot{x}_p(t)); \\ P_{d\kappa} &= d_\kappa (\dot{x}_n(t) - \dot{x}_\kappa(t)). \end{aligned} \quad (3)$$

Сили інерції:

$$\begin{aligned} F_{m\delta} &= m_{\delta}\ddot{x}_{\delta}(t); \\ F_{m\kappa} &= m_{\kappa}\ddot{x}_{\kappa}(t). \end{aligned} \quad (4)$$

Застосовуючи принцип Даламбера, записуємо рівняння балансу сил:

$$\begin{aligned} P_{m\delta} + P_{c\delta} + P_{d\delta} - P_{cp} - P_{dp} &= 0; \\ -P_{m\kappa} + P_{ок} + P_{d\kappa} - P_{cp} - P_{dp} &= 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Підставивши (2)-(4) в (4), одержуємо рівняння руху мас динамічної системи:

$$\begin{aligned} m_{\delta}\ddot{x}_{\delta}(t) + c_{\delta}x_{\delta}(t) + d_{\delta}\dot{x}_{\delta}(t) &= c_p(x_{\kappa}(t) - x_p(t)) + d_p(\dot{x}_{\kappa}(t) - \dot{x}_p(t)); \\ -m_{\delta}\ddot{x}_{\kappa}(t) + c_{\kappa}(x_n(t) - x_{\kappa}(t)) + d_{\kappa}(\dot{x}_n(t) - \dot{x}_{\kappa}(t)) &= \\ = c_p(x_{\kappa}(t) - x_p(t)) + d_p(\dot{x}_{\kappa}(t) - \dot{x}_p(t)); \end{aligned} \quad (6)$$

Для забезпечення зручності аналізу динамічної системи рівняння руху представимо у вигляді, застосовувши перетворення за Лапласом. Тоді рівняння (6) набувають вигляду:

$$\begin{aligned} (m_{\delta}s^2 + d_{\delta}s + c_{\delta})x_{\delta}(s) &= d_p s(x_{\kappa}(s) - x_p(s)) + c_p(x_{\kappa}(s) - x_p(s)); \\ (m_{\kappa}s^2 + (d_{\kappa} + d_p)s + (c_{\kappa} + c_p))x_{\kappa}(s) &= (d_{\kappa}s + c_{\kappa})x_n(s) + (d_p s + c_p)x_p(s). \end{aligned} \quad (7)$$

З балансу сил, які діють на маси динамічної системи, згідно схеми на рис. 2, нормальна сила різання у відповідності до перетворень Лапласа

$$P_n^{(s)} = (d_p s + c_p)(x_{\kappa}(s) - x_p(s)) = (m_{\delta}s^2 + d_{\delta}s + c_{\delta})x_{\delta}(s). \quad (8)$$

Пружні переміщення елементів верстата, у відповідності з (7) представимо:

$$\begin{aligned} x_{\delta}(s) &= G_p(s) \cdot G_{\delta}(s) \cdot (x_{\kappa}(s) - x_p(s)); \\ x_{\kappa}(s) &= G_{\kappa}(s) \cdot x_n(s) + G_A(s) \cdot x_p(s). \end{aligned} \quad (9)$$

де $G_p(s)$ - передавальна функція нормальної сили; $G_{\delta}(s)$ - передавальна функція пружного переміщення деталі; $G_{\kappa}(s)$ - передавальна функція пружного переміщення круга; $G_A(s)$ - передавальна функція зони контакту круга з деталлю. Їх можна представити рівняннями:

$$\begin{aligned} G_p(s) &= d_p s + c_p = \frac{P_n(s)}{x_{\kappa}(s) - x_p(s)}; \\ G_{\delta}(s) &= \frac{1}{m_{\delta}s^2 + d_{\delta}s + c_{\delta}} = \frac{x_{\delta}(s)}{P_n(s)}; \\ G_{\kappa}(s) &= \frac{c_{\kappa} + d_{\kappa}s}{m_{\kappa}s^2 + (d_{\kappa} + d_p)s + c_{\kappa} + c_p} = \frac{x_{\kappa1}(s)}{x_n(s)}; \\ G_A(s) &= \frac{d_p s + c_p}{m_{\kappa}s^2 + (d_{\kappa} + d_p)s + c_{\kappa} + c_p} = \frac{x_{\kappa2}(s)}{x_p(s)}. \end{aligned} \quad (10)$$

В рівняннях (10) $x_{\kappa1}$ та $x_{\kappa2}$ - складові переміщення круга відповідно від його подачі та впливу радіального спрацьовування:

$$\begin{aligned} x_{\kappa1} &= G_{\kappa}(s) \cdot x_n(s); \\ x_{\kappa2} &= G_A(s) \cdot x_p(s). \end{aligned} \quad (11)$$

Визначаючи з рівнянь (10) переміщення $x_o(s)$ та $x_p(s)$, у відповідності до (1) знаходимо повну пружну деформацію системи ВІД в зоні контакту шліфувального круга з деталлю:

$$x_A(s) = x_o(s) - s_p(s) = \frac{P_n[G_o(s) \cdot G_p(s) \cdot (G_A(s) - 1) - 1] + G_p(s) \cdot G_k(s) \cdot x_n(s)}{G_p(s)(G_A(s) - 1)}. \quad (12)$$

З рівнянь (10) одержуємо нормальну силу, яка викликає пружну деформацію:

$$P_n = G_p(s)[G_k(s) \cdot x_n(s) + (G_A(s) - 1) \cdot x_p(s)]. \quad (13)$$

Нормальна сила таким чином являє. Собою похідну від переміщення подачі x_n уздовж осі X і викликає появу напружень круга (G_p) і верстата (G_k і G_A). На пружну деформацію x_A системи ВІД впливають і переміщення подачі x_n , і переміщення елементів динамічної моделі процесу шліфування, на характеристики якого впливає зворотній зв'язок між нормальною силою і деформацією. Цей зв'язок може бути керованим в залежності від механізму знімання припуску на оброблення деталі і радіального спрацьовування шліфувального круга. Знаючи пружно-масові і демпфуючі параметри системи ВІД, скориставшись передавальними функціями (10), можна розрахувати частотні характеристики.

Пружно-масові параметри системи стосовно шліфувального верстата SWa AGL 125 представлені в табл. 1. Радіальна жорсткість круга c_p прийнята у відповідності до роботи [3].

Таблиця 1

Пружно-масові і демпфуючі параметри системи ВІД

Одиниця	Жорсткість		Демпфування		Маса	
	Н/мкм		НХс/мкм		кг	
Привід подачі	c_n	100	d_x	0,00135	m_k	200
Шліфувальний круг	c_p	10	d_s	0,000117	m_p	12
Деталь	c_o	8	d_s	0,000164	m_o	0,5

Коефіцієнти демпфування d окремих ланок системи ВІД обчислені:

$$d_i = \frac{\Psi_d c_i}{2\pi\omega_i}. \quad (14)$$

Коефіцієнт Ψ_d залежить від матеріалу, і для металів приймається приблизно 0,03; ω_i - частота власних коливань даної пружно-масової демпфуючої ланки, при якій демпфування є домінуючим, а c - її жорсткість. В результаті підстановки значень з табл. 1 в передавальні функції системи ВІД (10) були розраховані частотні характеристики, представлені в табл. 2. З представлених тут чотирьох частотних характеристик впливає, що мінімальна гранична частота знаходиться вище області частот низькочастотної моделі (близько 10 Гц). Тому ці часткові передавальні функції з достатньою точністю можуть бути апроксимовані своїми граничними стаціонарними значеннями $\lim G(s \rightarrow 0)$. В цьому випадку вказані передавальні функції враховують лише коефіцієнти жорстко-

сті c_i елементів системи ВІД. Під час подальшої заміни передавальних функцій рівнянь (12) і (13) коефіцієнтами жорсткості при сумісному рішенні одержуємо рівняння нормальної сили шліфування:

$$P_n = \frac{c_p c_d c_k}{c_d c_k + c_d c_p + c_p c_k} (x_n - x_A) = c_c (x_n - x_A), \quad (15)$$

де c_c - коефіцієнт загальної жорсткості системи ВІД.

Таблиця 2

Частотні характеристики передавальних функцій системи ВІД

Привід подачі $G_{XK} = \frac{c_k + d_k s}{m_k s^2 + (d_k + d_p)s + (c_k + c_p)}$	$\lim_{p \rightarrow 0} G_{XK} = \frac{c_k}{c_k + c_p}$
Зона контакту круга $G_{XK} = \frac{c_p + d_p s}{m_k s^2 + (d_k + d_p)s + (c_k + c_p)}$	$\lim_{s \rightarrow 0} G_{XK} = \frac{c_p}{c_k + c_p}$
Нормальна сила $G_p = d_p s + c_p$	$\lim_{p \rightarrow 0} G_p = c_p$
Деталь $G_D = \frac{1}{m_d s^2 + d_d s + c_d}$	$\lim_{p \rightarrow 0} G_D = \frac{1}{c_d}$

Одержані результати і залежність (15) підтверджують важливість врахування пружних властивостей системи. Основним параметром, який забезпечує знімання припуску на оброблення деталі в процесі шліфування, є сила різання P . Крім того, сила різання залежить від кінематичних параметрів, матеріалу і геометричних форм деталі, властивостей і структури шліфувального круга, конструктивних та експлуатаційних показників верстату, особливостей технологічного процесу тощо.

Внаслідок такої великої кількості діючих чинників, а також випадкового характеру утворення стружки численними абразивними зернами, що знаходяться в зоні контакту сила різання описується, в основному, емпірично.

В роботах професора Якімова О.В. була розроблена модель сили різання для процесу оброблення одиничним зерном з наступним об'єднанням одиничних сил в загальну силу на довжині контакту круга з деталлю. Цей метод знайшов продовження у роботах [4, 5], в яких на базі окремих зерен і статистичного їх розподілу в зоні контакту аналогічно описані сили різання. У цих дослідженнях для одиничного зерна використана формула для точіння, а саме:

$$P = k_c A_c^m \quad 0 < m < 1, \quad (16)$$

де k_c - питома сила різання, яка залежить від властивостей оброблюваного матеріалу; A_c - поперечний перетин шару, який зрізається; m - коефіцієнт, що враховує геометрію ріжучих частини.

Висновки: Встановлена стратегія моделювання динаміки процесу шліфування доріжок кочення внутрішніх кілець, яка полягає у визначенні оптимального співвідношення взаємозв'язків параметрів процесу формоутворення, динамічних характеристик технологічної системи шліфування і параметрів геометричної структури шліфованої поверхні. Метою технологічного керування процесом шліфування є забезпечення гранично можливої швидкості реалізації траєкторії руху шліфувального круга з одночасним регулюванням вихідних параметрів процесу формоутворення.

Список літератури: 1. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с. 2. Управление процессом шлифования / А.В. Якимов, А.М. Паршаков, В.И. Свирщев и др. – К.: Техніка, 1983. – 184 с. 3. Корсаков В.С. Формирование поверхностей шлифуемых прерывистыми абразивными кругами / В.С. Корсаков, В.Г. Гусев // Известия вузов. – М.: Машиностроение, 1984. – №4. – С. 133–138. 4. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: дис. ... докт. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1995. – 330 с. 5. Марчук В.І. Про вплив технологічних чинників суперфінішної обробки кілець роликотідшипників на вихідні параметри процесу / В.І. Марчук, Л.М. Равенець // Інформаційні технології в освіті, науці та виробництві: зб. наук. пр. – Одеса.: АО Бахва, 2015. – Випуск № 3(8). – С.83–89.

УДК 621.923

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ БЕЗЦЕНТРОВОГО ШЛІФУВАННЯ ПОВЕРХОНЬ ОБЕРТАННЯ КІЛЕЦЬ ПІДШИПНИКІВ

Марчук І.В., канд. техн. наук
(Луцький національний технічний університет)

In the theoretical mathematical model frequency response transfer functions of the technological system objects Centre less grinding work surfaces rings revealed the minimum cutoff frequency oscillations (within 10,000 Hz), corresponding to the high-frequency range. The equations for determining the normal grinding force depending on the variation of the overall stiffness of the system from, radial movement of the grinding wheel, error removal allowance. The approach to modeling technological system-element forming promising allowed to use a modular construction general mathematical model of grinding surfaces of the rings with the corresponding hardware implementation of automatic control and duty cycle control parameter for grinding cutting force

З метою забезпечення й стабілізації параметрів якості та точності шліфованих поверхонь обертання кілець підшипників актуальним завданням є розроблення наукових підходів до моделювання процесу шліфування. Більшість поверхонь обертання кілець роликотідшипників обробляються на безцентрово-шліфувальних верстатах. В попередніх роботах [1, 2, 3, 4] розглядалися особливості моделювання динаміки процесу шліфування.

Розроблені математичні моделі процесу безцентрового шліфування поверхонь обертання внутрішніх кілець роликотідшипників з врахуванням пружно-масових параметрів системи ВІД, механізму знімання припуску на

обробку і радіального спрацювання шліфувального круга дозволяють об'єднати їх в одну інтегральну модель, яка забезпечить керування окремими функціональними блоками досліджуваної системи з метою створення системи управління параметрами обробки. Одержана комплексна функціональна модель врізного шліфування, яка представлена на рис. 1.

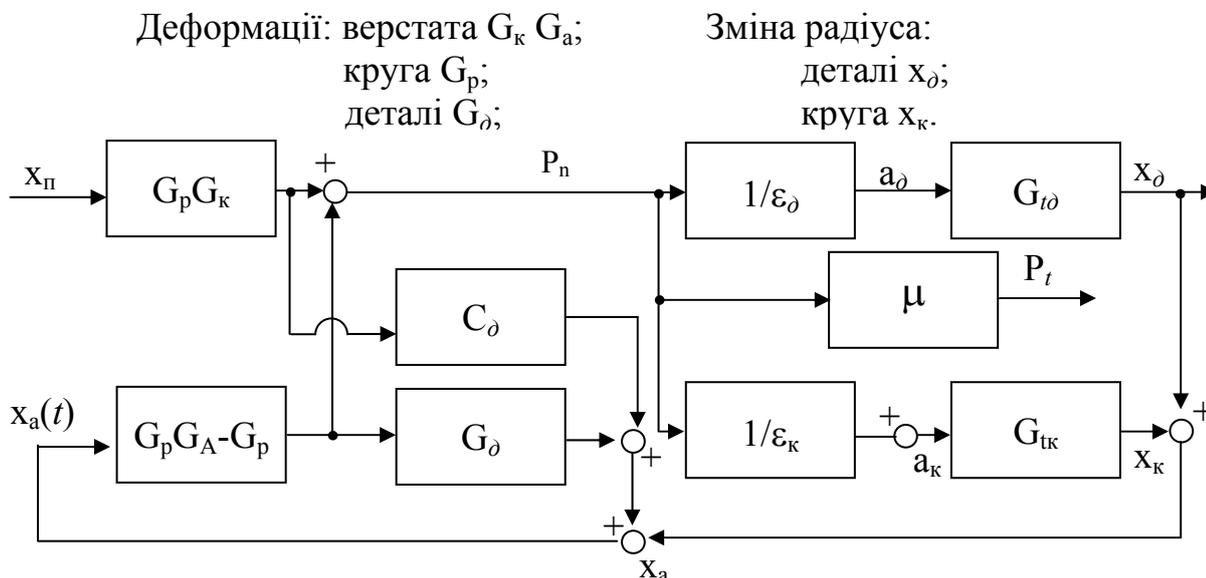


Рис. 1. Структура загальної моделі динаміки процесу круглого безцентрового шліфування

З приведених на рис. 1 зв'язків можна зробити висновок, що функціональний блок пружних переміщень є багатопараметричним. Вхідними параметрами є: переміщення подачі круга x_n , скоректоване знімання припуску x_d і зменшення діаметру круга x_k , а також переміщення зони контакту $x_A(t)$. Вихідними параметрами в цьому випадку є нормальна сила P_n і пружні переміщення x_A у системі ВІД. У функціональному блоці зміни припуску і круга вхідними параметрами є нормальна сила P_n і параметри, що характеризують правку круга. Вихідними параметрами - знімання припуску на обробку x_d і радіальне спрацювання круга x_k . Представлені таким чином зв'язки моделі врізного шліфування зовнішніх циліндричних поверхонь дійсні лише у разі наявності контакту круга з деталлю. У разі відходу круга від оброблюваної деталі модель стає недійсною. В процесі шліфування ця умова, в основному, виконується.

Власні дослідження автора, а також результати досліджень [1, 2, 3, 4] у області аналізу динаміки сил шліфування показали, що динамічні характеристики процесу мають принципове значення в двох часткових випадках. По-перше, в передавальних функціях G_p , G_k реакції нормальної сили P_n на зміну швидкості подачі V_n вздовж осі X виступають частоти нижче 10 Гц. По-друге, вібрації при шліфуванні з'являються при частотах вище 10 Гц. Тому для їх аналізу повинна бути використана високочастотна модель процесу шліфування.

При низькочастотних передавальних функціях допустиме фізичне спрощення моделі процесу з врахуванням впливу лише окремих параметрів процесу у області частот, які не перевищують 10 Гц.

Для спрощення рівнянь та необхідно встановити порядок величин коефіцієнтів α і β . Значення коефіцієнта α може бути в першому наближенні прийнято рівним 80 Н/мкм. Відповідно до одержуємо, що значення коефіцієнта β може бути прийняте рівним 4000 Н/мкм. Оскільки нормальна сила P_n в рівній мірі впливає як на оброблювану деталь, так і на шліфувальний круг, що, приймаючи співвідношення коефіцієнтів $\alpha/\beta = 0,02$, засвідчуємо, що радіальне спрацювання шліфувального круга складає 2% від знімання припуску на обробку.

Максимальне значення радіального спрацювання, яке залежить від процесу правлення, з врахуванням рівняння (1) можна визначити:

$$a_{A \max} = a_A(0) = \lim_{\kappa \rightarrow \infty} \frac{\gamma s}{1 + \tau_\kappa s} = \frac{\gamma}{\tau_\kappa} = 0,08 \quad \text{мкм} \quad (1)$$

де: τ_κ - тимчасова постійна (норма 15 с)

По відношенню до типових значень глибини різання $a_\partial = 1 \div 4$ [мкм], величина $a_{A \max}$ є настільки малою, що нею можна нехтувати.

Звідси вплив радіального зносу круга можна вважати зневажливо малим по відношенню до знімання припуску на обробку x_∂ .

З врахуванням цих спрощень дійсне переміщення круга $x_\kappa(t)$ можна розрахувати виходячи із зміни шляху подачі $x_n(t)$ і пружного переміщення $x_A(t) = P_n(t)/c_c$ системи ВІД:

$$x_\kappa(t) = x_n(t) - x_A(t) = x_n(t) - [1/c_p + 1/c_\kappa + 1/c_\partial]P_n(t) = x_n(t) - P_n(t)/c_c. \quad (2)$$

У залежності (2) відсутнє радіальне спрацювання шліфувального круга $x_\kappa(t)$, як величина, зневажливо мала по відношенню $x_\kappa(t)$. Тому надалі спрацювання круга розглядається як контролюючий збурюючий параметр.

Підставляючи (2) в рівняння (3), одержуємо залежність нормальної сили від переміщення круга:

$$P_n(t) = a_p P_n(t - T_\partial) + b_p [x_n(t) - x_n(t - T_\partial)], \quad (3)$$

де

$$a_p = \frac{\alpha}{\alpha + T_\partial c_c}; \quad b_p = \frac{c_c \alpha}{\alpha + T_\partial c_c}. \quad (4)$$

З рівняння (3) видно, що дійсна нормальна сила залежить від її значення при попередньому оберті і від різниці подачі протягом цього оберту.

Для розробки алгоритмів регулювання і діагностики в техніці регулювання звичайно використовуються передавальні функції між вхідним сигналом (переміщення x_n) і вихідним (нормальна сила P_n), а саме

$$G_{P1}(s) = \frac{P_n(s)}{x_n(s)} = \frac{b_p(1 - e^{-T_\partial s})}{1 - a_p e^{-T_\partial s}}. \quad (5)$$

Перетворюючи далі рівняння до дискретно-часового вигляду одержуємо:

$$G_{P1}(z) = \frac{P_n(z)}{x_n(z)} = \frac{b_p(1-z^{-d})}{1-a_p z^{-d}}, \quad (6)$$

де $z = e^{T_0 s}$ - оператор; T_0 - тривалість пробних сигналів; $d = T_0 / T_0$ - кількість сигналів на один оберт виробу.

Якщо за час одного оберту деталі зчитується d сигналів $x_n(t)$ і $P_n(t)$ при тривалості сигналу $T_0 = T_0 / d$, то з рівняння (3) одержуємо наступне дискретно-часове рівняння в різницях для опису динаміки процесу шліфування:

$$P_n(k) = a_p P_n(k-d) + b_p [x_n(k) - x_n(k-d)], \quad kT_0 = T_0, \quad 2T_0, \quad 3T_0, \quad \dots \quad (7)$$

Для $d=1$ (тобто одне зчитування або реєстрація на один оберт деталі) одержуємо відповідну безперервну інерційну модель 1 степеня. Якщо замість переміщення $x_n(t)$ прийняти в якості вхідного параметра його швидкість $v_n = dx_n / dt$, то одержуємо інерційну систему 1-ї степені, передавальна функція якої описується рівнянням

$$\tilde{G}_{P1}(s) = \frac{P_n(s)}{\dot{x}_n(s)} = \frac{\alpha}{1+T_p s} = \frac{K_p}{1+T_p s}. \quad (8)$$

Тимчасова постійна T_p є мірою збільшення або зменшення нормальної сили при разовій зміні швидкості подачі, наприклад, при переході від шліфування чорнового до чистового, і розраховується за формулою:

$$T_p = -\frac{T_0}{\ln(a_p)}. \quad (9)$$

Знімання радіального припуску на обробку $x_0(t)$, відповідно до рівняння (10) отримується із зв'язку з нормальною силою різання. В цьому випадку передавальна функція

$$G_{P2}(s) = \frac{x_0(s)}{P_n(s)} = \frac{c_p}{1-e^{-T_0 s}}, \quad c_p = T_0 / \alpha. \quad (10)$$

Застосовуючи далі перетворення „Z” для рівняння (10), одержуємо:

$$G_{P2}(z) = \frac{x_0(z)}{P_n(z)} = \frac{c_p}{1-z^{-d}}. \quad (11)$$

Також і для цього рівняння при одній реєстрації на оберт деталі одержуємо наближену модель з характеристикою PI

$$\tilde{G}_{P2}(s) = \frac{x_0(s)}{P_n(s)} = \frac{1+T_0 s}{\alpha s}. \quad (12)$$

З рівняння (12) видно, що, по-перше, зменшення припуску отримується з інтеграла нормальної сили і, по-друге, зміна цієї сили впливає безпосередньо на розмір деталі (пропорційна залежність).

Для проектування системи регулювання нормальної сили окрім моделі процесу шліфування необхідна також передавальна функція системи приводу поперечної подачі круга $G_N(s)$, яка описує динамічні характеристики системи регулювання переміщень по осі X при зміні встановленої подачі.

З врахуванням запізнювання в динамічному контурі системи приводу подачі очікуване переміщення шліфувального круга x_n також відбувається із запізнюванням. У системі регулювання це відбувається лише тоді, коли тимчасова постійна приводу подачі є величиною одного порядку з тимчасовою постійною процесу T_p . Оскільки тимчасова постійна для звичайно вживаних приводів подачі не перевищує значень 0,1 с, а тимчасова постійна процесу безцентрового шліфування досягає значень порядку 2–4 с, то швидкісні характеристики системи приводу перевищують на два порядки характеристики зміни процесу [1, 2, 3, 4]. Звідси при проектуванні системи регулювання нормальної сили можна нехтувати впливом системи приводу подачі на динамічні характеристики всього процесу. Таким чином, систему подачі шліфувального круга можна розглядати як пропорційну, де $x(t) = w_{kn}(t)$.

У використовуваних до теперішнього часу технологіях шліфування замість завдання величини переміщення $w_{kn}(t)$ використовується його швидкість $V_{kn}(t)$. Переміщення, описуване як $w_{kn}(t)$, виходить в цьому випадку як вихідна величина інтегруючого фільтру з передавальною функцією $G_{ni}(s) = 1/s$. Цим самим характеристика спрощеної системи приводу може бути представлена передавальною функцією цієї системи

$$G_N(s) = \frac{x_n(s)}{w_{kn}(s)} = \frac{1}{s}. \quad (13)$$

Оскільки переміщення $x_n(t)$ використовується для розрахунку нормальної сили відповідно до (16) тільки під час початкових проб, рівняння (13) повинне бути перетворене до вигляду тимчасово-дискретного, а саме

$$G_N(z) = \frac{x_n(z)}{w_{kn}(z)} = \frac{T_0 z^{-1}}{1 - z^{-1}}. \quad (14)$$

З використанням (13), (16), (10) одержуємо загальну динамічну картину траєкторії процесу керування шліфуванням.

Відрізок траєкторії регулювання нормальної сили, що складається з послідовного з'єднання членів $G_N(z)$ і $G_{p1}(z)$, описує передавальна функція:

$$G_{PP}(z) = \frac{P_n(z)}{w_{kn}(z)} = \frac{b_p T_0 (1 - z^{-d}) z^{-1}}{(1 - z^{-1})(1 - a_p z^{-d})}. \quad (15)$$

Оскільки є обов'язковим

$$1 - z^{-d} = (1 - z^{-1})(1 + z^{-1} + \dots + z^{-d+1}), \quad (16)$$

то в чисельнику і знаменнику рівняння (15) член $(1 - z^{-1})$ можна спростити

$$G_{PP}(z) = \frac{P_n(z)}{w_{kn}(z)} = \frac{b_p T_0 (z^{-1} + z^{-2} + \dots + z^{-d})}{1 - a_p z^{-d}}. \quad (17)$$

Представлена достатньо узагальнена функціональна модель процесу зовнішнього безцентрового шліфування робочих поверхонь внутрішніх кілець роликотідшипників. Зокрема, проаналізована і відпрацьована часткова модель пружних переміщень системи ВІД, нормальної сили шліфування і радіального

спрацювання шліфувального круга. З метою зменшення впливу, як радіального спрацювання круга, так і зміни знімання припуску на точність обробки, у відповідності до функціональних моделей сучасні круглошліфувальні верстати-автомати для шліфування бігових доріжок внутрішніх і зовнішніх кілець слід забезпечувати додатковими системами активного контролю діаметрального розміру оброблюваної поверхні під час шліфування.

За допомогою давача вимірювання діаметру оброблюваної деталі визначаються точки перемикання швидкості поперечної подачі залежно від знімання припуску на обробку. Таке розмірне керування, яке можна віднести до геометричних систем АС, значно збільшує діаметральну точність обробленої деталі.

Система активного контролю призначена для безперервного вимірювання розмірів оброблюваної поверхні та управління процесом шліфування за результатами порівняння поточного значення цього розміру з заданою величиною. Система активного контролю являє собою замкнуту систему автоматичного керування і побудована за схемою (рис. 2):

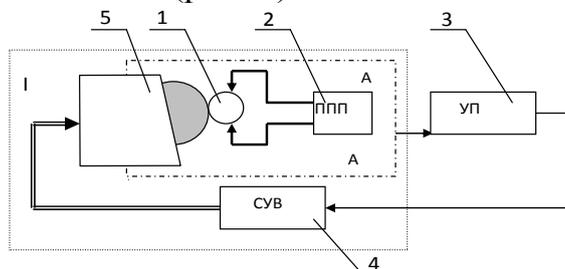


Рис. 2. Схема активного контролю та керування шліфуванням поверхонь обертання внутрішніх кілець роликотідшипників:
 І – верстат; 1 - оброблювана деталь; 2 - первинний вимірювальний перетворювач; 3-керуючий прилад; 4 - схема керування верстатом;
 5 - виконавчий орган верстата; А - зона обробки

Первинний вимірювальний перетворювач 1 встановлюється в зоні обробки деталі і служить для перетворення лінійного розміру деталі (в даному випадку – зовнішнього діаметра) в проміжний сигнал. Сигнал обробляється в управлюючому приладі 2, на виході якого формуються команди управління верстатом. Команди управління поступають в схему верстата і реалізуються виконавчими органами верстата, які в свою чергу, переміщують ріжучий інструмент. Схема первинного вимірювального перетворювача подана на рис. 3. Деталь 1 встановлена на шпинделі виробу і її поверхня шліфується кругом 2. До оброблюваної поверхні деталі підведено вимірювальні штанги 3, оснащені алмазними щупами 4. В процесі налагодження величина розводу вимірювальних штанг 3 встановлюється по еталонній деталі з допомогою механізмів мікропереміщення 5. Після налагодження штанги 3 в механізмах 5 жорстко зафіксовуються.

Механізм перетворювача являє собою два плоскопаралельних паралелограми, утворені плоскими пружинами 6. Плоскі пружини одним кінцем консольно закріплені на основі, інші кінці – закріплені на кронштейнах, що утримують механізми 5 з штангами 3. Таким чином забезпечується безлюфтове переміщення штанг тільки в одній (вертикальній) площині.

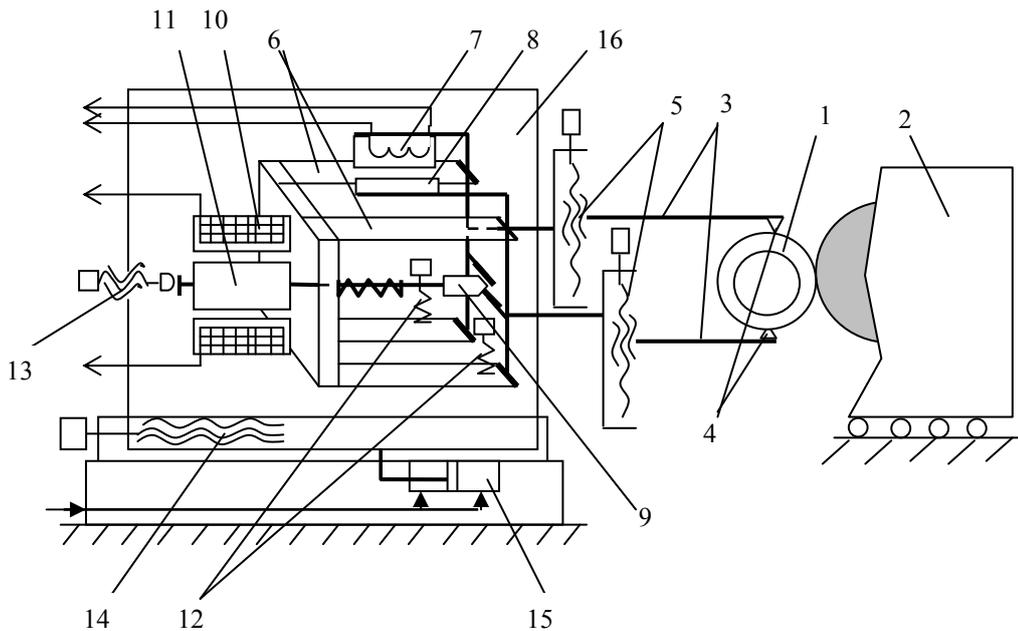


Рис. 3. Схема вимірювального перетворювача системи активного контролю

На кронштейнах закріплено елементи індуктивного перетворювача. На одному паралелограмі – електрична котушка з осердям 7, на іншому - якір 8. Площини торця осердя котушки та торця якоря встановлені строго паралельно з деяким початковим зазором (приблизно 0,2–0,8мм). При переміщенні щупів 4 пропорційно змінюється величина зазора, а отже і реактивний опір котушки індуктивного перетворювача.

Для механічного розведення вимірювальних штанг – відведення щупів від поверхні деталі, служить механізм арретування з соленоїдним електромагнітом – котушка 10 і якір 11. На якорі 11 закріплено шток з конусним наконечником, який при входженні між механічні вставки, закріплені на кронштейнах паралелограмів, змушує їх відносно зміщуватись в вертикальній площині. Величина цього зміщення, а отже і величина відводу наконечників 4 становить приблизно 0,5–1,0 мм. Відведення штока здійснюється циліндричною пружиною. Вимірювання відбувається при втягнутому штоці електромагніта (на котушку подається напруга) – кронштейни звільняються і щупи лягають на поверхню деталі. Для регулювання точного і рівнозначного зусилля прилягання верхнього і нижнього щупів до поверхні деталі – його величина становить 0,15 кГ – служать додаткові пружинні регулятори 12. Механізм перетворювача поміщено в герметичний корпус 16. Для налагодження передбачено ручне механічне переміщення штока електромагніта, і відповідно вимірювальних наконечників, з допомогою гвинта мікропереміщення 13, виведеного назовні.

Точна установка наконечників 4 на діаметр деталі при налагодженні здійснюється механізмом поперечної мікроподачі 14. Після налагодження перетворювач жорстко зафіксується, а підведення щупів до деталі в поперечній площині (“підскок”) виконується гідравлічним механізмом 15. Електричне з’єднання первинного перетворювача з управляючим приладом виконано гнуч-

ким, захищеним від дії ЗОР, багатожилым кабелем. Інші вимірювальні системи фіксують момент початку процесу різання і зменшують непродуктивну фазу шліфування повітря перед контактом круга з оброблюваним виробом. Крім введення додаткових давачів, цикл обробки у виробничій практиці здійснюється на підставі постійних наперед визначених настановних параметрів. Це відбувається тому, що в існуючих системах керування циклом обробки не передбачені функції перетворення сигналів параметрів процесу шліфування.

Висновки. Проведений аналіз і дослідження кінематики технологічної системи круглого безцентрового шліфування поверхонь обертання внутрішніх кілець роликотідишпників на шліфувальному автоматі SWaAGL125 дозволили виявити основні причини нестаціонарності перебігу процесу шліфування та виникнення похибок формоутворення. До них відносяться: коливні процеси в зоні різання, що пов'язані з спадковою хвилястістю і відхиленням форми поверхні після формоутворення на токарній операції; автоколивання обертової частини підсистем деталі та шпинделя інструменту; нестаціонарність процесу різання пов'язана зі спрацюванням, правкою та дисбалансом абразивного круга; процеси пов'язані з необгрунтованістю вибраних поперечних подач інструменту, які викликають значні коливання сили різання на різних періодах циклу шліфування.

Список літератури: 1. Марчук В.І. Про вплив конструктивно-технологічних чинників на параметри якості робочих поверхонь кілець роликотідишпників / В.І. Марчук // Вісник Житомирського державного технологічного університету. – №2 (26). – 2003. – Том II. – С. 106–108. 2. Новиков Ф.В. Физические и кинематические основы высокопроизводительного алмазного шлифования: дис. ... докт. техн. наук. – Одесса: ОПИ, 1995. – 330 с. 3. Новоселов Ю.К. Динамика формообразования поверхностей при абразивной обработке / Ю.К. Новоселов. – Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1979. – 232 с. 4. Якимов О.В. Високопродуктивне шліфування / О.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков та ін. – К.: ІНТМ, 1995. – 180 с.

УДК 621.923

ПОВЫШЕНИЕ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПРИ АЛМАЗНОМ ШЛИФОВАНИИ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ИЗДЕЛИЙ

Дитиненко С.А., канд. техн. наук

(Харьковский национальный экономический университет имени С. Кузнеця)

Минчев Р.М.

(ГВУЗ “Приазовский государственный технический университет”, Мариуполь)

We justify the conditions of effective use of diamond wheels on metal bonds for grinding carbide products. It is shown that by creating a flat-topped round the diamond grains can significantly reduce the height of the microscopic irregularities on the surface to be treated

Применение алмазных кругов на металлических связках позволяет существенно повысить производительность обработки деталей из материалов с повышенными физико-механическими свойствами. На практике получил широкое применение процесс шлифования твердосплавных изделий алмазными кругами

на металлических связках с их непрерывной электроэрозионной правкой [1, 2]. Этот метод позволяет существенно повысить производительность обработки за счет обеспечения высокой режущей способности алмазного круга, однако приводит к увеличению шероховатости обработки $R_a = 0,5 \dots 2$ мкм.

В работе [3] показаны возможности применения алмазных кругов на металлических связках для решения задачи уменьшения параметра шероховатости обработки R_a . Для этого производится специальная подготовка к работе алмазного круга на металлической связке М1-01 путем шлифования алмазным кругом алмазного карандаша с продольной подачей. В результате происходит срезание вершин алмазных зерен круга (т.е. притупление режущих кромок), что позволяет в процессе шлифования твердого сплава получить шероховатость обработки на уровне $R_a = 0,2$ мкм и ниже при одновременном обеспечении высокой производительности обработки. Для выявления условий эффективного использования данного процесса шлифования необходимо провести теоретический анализ условий уменьшения параметра шероховатости обработки R_a за счет искусственного создания значительных площадок на режущих зернах алмазного круга. Поэтому целью работы является обоснование условий уменьшения шероховатости поверхности при шлифовании.

Расчет параметра шероховатости обработки R_a произведен по методике, предложенной в работе [4]. Ее суть состоит в аналитическом описании приведенного режущего профиля, образованного от наложения проекций режущих зерен на фиксированную плоскость обрабатываемой детали, расположенную перпендикулярно движению зерен круга. Для описания приведенного режущего профиля предложено использовать вероятностную функцию – относительную полноту профиля круга – аналогичную классической функции относительной опорной длины микропрофиля обработанной поверхности (рис. 1).

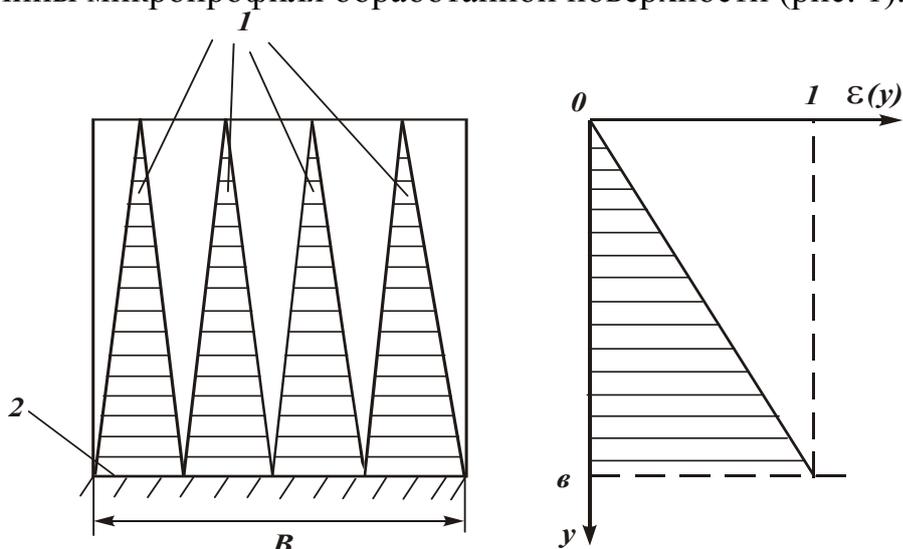


Рис. 1. Расчетная схема относительной полноты профиля круга:
1 – зерна круга; 2 – связка круга

Относительная полнота профиля круга $\varepsilon(y)$, без учета перекрытия проекций зерен, описывается зависимостью

$$\varepsilon(y) = \frac{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot y \cdot n}{B}, \quad (1)$$

где $n = k \cdot B \cdot l$ – число зерен, расположенных на рабочей поверхности шлифовального круга площадью $B \cdot l$; k – поверхностная концентрация зерен круга, шт/мм²; B – ширина круга, м; l – длина рабочей поверхности круга, участвующая в формировании параметра шероховатости R_a , м; γ – половина угла при вершине конусообразного режущего зерна; y – координата, вдоль которой определяется высота профиля круга (высота выступания зерен над уровнем связки круга), м.

Подчиняя зависимость (1) условию $\varepsilon(y = R_{max}) = 1$, имеем

$$R_{max} = \frac{1}{2 \cdot \operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot l}. \quad (2)$$

Параметр шероховатости обработки $R_{max} = 5 \cdot R_a$ тем меньше, чем больше k и l . Зернистость круга явно не входит в зависимость (2), она влияет на параметр шероховатости обработки R_{max} посредством изменения параметра k . В табл. 1 приведены рассчитанные по зависимости (2) значения R_a для исходных данных: $l = 10$ мм, $k = 50$ шт/мм², $\gamma = 45^\circ$.

Таблица 1

Расчетные значения R_a в мкм

l , мм	10	20	50	100
k , шт/мм ²				
50	0,2	0,1	0,04	0,02
500	0,02	0,01	0,004	0,002
5000	0,002	0,001	0,0004	0,0002

Как следует из табл. 1, параметр шероховатости обработки R_a принимает значение 0,2 мкм, что соответствует практическим данным. Увеличение параметров k и l приводит к существенному уменьшению параметра шероховатости обработки R_a , реализовать которые на практике фактически не возможно.

Определим параметр шероховатости обработки R_a при плоском шлифовании торцом круга с условно одновысотным выступанием зерен. Для этого выразим параметр l зависимостью: $l = V_{кр} \cdot B / V_{дет}$ (где $V_{кр}$, $V_{дет}$ – соответственно скорости круга и детали, м/с) и подставим его в зависимость (2). В результате получим:

$$R_a = \frac{0,1 \cdot V_{дет}}{\operatorname{tg} \gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{кр}}. \quad (3)$$

При плоском шлифовании периферией круга с условно одновысотным выступанием зерен над уровнем связки параметр l выражается зависимостью: $l = V_{кр} \cdot L / V_{дет} = V_{кр} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр} \cdot R_{max}} / V_{дет}$, где $R_{кр}$ – радиус круга, м. Тогда

$$R_a = 2,5 \cdot \sqrt[3]{\left(\frac{V_{\text{дет}}}{\text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}}}\right)^2 \cdot \frac{1}{R_{\text{кр}}}}. \quad (4)$$

При шлифовании торцом круга параметры k , $V_{\text{дет}}$ и $V_{\text{кр}}$ в большей степени влияют на R_a , чем при шлифовании периферией круга. Параметр B входит в зависимость (3) в первой степени, тогда как параметр $R_{\text{кр}}$ входит в зависимость (4) в степени 0,33, т.е. за счет увеличения параметра B можно значительно уменьшить R_a .

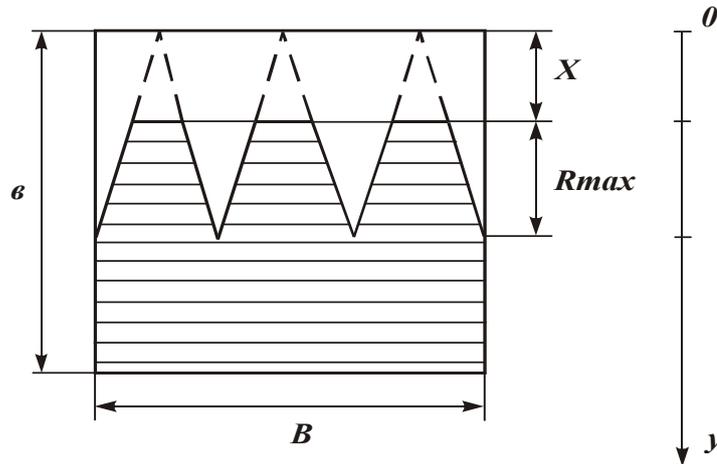


Рис. 2. Расчетная схема параметра шероховатости обработки R_{max} , учитывающая износ зерен круга

С учетом износа зерен (рис. 2) параметр шероховатости обработки R_{max} определится из зависимости (1) при условии $\varepsilon(y = R_{\text{max}} + x) = 1$:

$$R_{\text{max}} = \frac{1}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot l} - x, \quad (5)$$

где x – величина линейного износа зерен круга, м.

При плоском шлифовании торцом круга с учетом зависимости $l = V_{\text{кр}} \cdot B / V_{\text{дет}}$:

$$R_{\text{max}} = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}} - x. \quad (6)$$

При плоском шлифовании периферией шлифовального круга для $l = V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\text{max}}} / V_{\text{дет}}$:

$$x = \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot V_{\text{кр}} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{\text{кр}} \cdot R_{\text{max}}}} - R_{\text{max}}. \quad (7)$$

Согласно зависимостям (6) и (7), параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается с увеличением x , причем при шлифовании торцом круга более интенсивно. При выполнении условия $x \rightarrow \frac{V_{\text{дет}}}{2 \cdot \text{tg}\gamma \cdot k \cdot B \cdot V_{\text{кр}}}$ параметр шеро-

ховатости обработки $R_{max} \rightarrow 0$, т.е. для каждого режима шлифования и каждой характеристики круга существует вполне конкретное значение x , при котором $R_{max} \rightarrow 0$. Для реализации данного условия необходимо обеспечить линейный износ зерна на величину $x = \frac{V_{дет}}{2 \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр}}$.

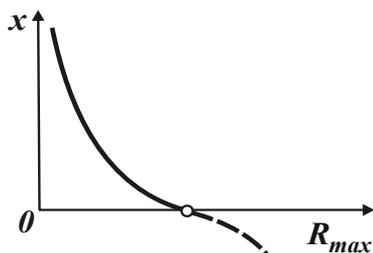


Рис. 3. Примерная зависимость величины x от R_{max}

Данное условие выполнимо при плоском шлифовании торцом круга. При плоском шлифовании периферией круга, исходя из зависимости (7), условие $R_{max} \rightarrow 0$ требует неограниченного увеличения первого слагаемого и величины x . Согласно рис. 3, с увеличением величины x от 0 до ∞ параметр шероховатости обработки R_{max} уменьшается, асимптотически приближаясь к значению $R_{max} \rightarrow 0$. Для того чтобы уменьшить x , необходимо существенно увеличить

множитель $\frac{2 \cdot tg\gamma \cdot k \cdot V_{кр} \cdot \sqrt{2 \cdot R_{кр}}}{V_{дет}}$ за счет увеличения k , $V_{кр}$, $R_{кр}$ и уменьшения

$V_{дет} \rightarrow 0$. Так как увеличение параметров k , $V_{кр}$ и $R_{кр}$ ограничено, выполнить данное условие можно за счет уменьшения $V_{дет} \rightarrow 0$. Однако, это ведет к существенному снижению производительности обработки. Таким образом, теоретически показана возможность существенного уменьшения (вплоть до нуля) параметра шероховатости обработки R_a при плоском шлифовании торцом круга за счет увеличения величины износа зерен x .

Для оценки возможностей практического использования данного теоретического решения были проведены экспериментальные исследования процесса круглого наружного шлифования твердосплавных инструментов алмазным кругом формы 1A1 300·25 зернистостью АС6 125/100 на металлической связке М1-01, в ходе которых измерялся параметр шероховатости обработки R_a . После установки круга на станок, с помощью электроэрозионной правки произведено выведение биения круга и вскрытие алмазносного слоя круга, а затем с помощью алмазного карандаша типа “Славутич”, установленного в специальное устройство для правки на круглошлифовальном станке, произведено притупление режущих кромок алмазного круга. Опытами установлено, что подготовленный таким образом к работе круг в процессе шлифования в начальный период обеспечивал шероховатость обработки $R_a = 0,1 \dots 0,2$ мкм.

Приблизительно через 30 минут работы круга параметр шероховатости увеличился до значения 0,3 мкм. Наблюдение за процессом показали, что это произошло вследствие выпадения из связки круга затупленных зерен и подключение в работу новых зерен с острыми кромками. Режущий рельеф стал более развитым, что привело в конечном итоге к уменьшению степени затупления зерен (уменьшению величины x) и в соответствии с зависимостью (7) — к увеличению параметра шероховатости обработки. Повторное притупление режу-

ших кромок алмазного круга с помощью алмазного карандаша позволило опять же добиться при шлифовании снижения параметра шероховатости обработки R_a до значений 0,1...0,2 мкм.

Опытами установлено также то, что с уменьшением производительности обработки алмазный круг более длительное время сохраняет исходный режущий рельеф (после притупления режущих кромок) и обеспечивает при шлифовании меньшие значения параметра шероховатости обработки R_a .

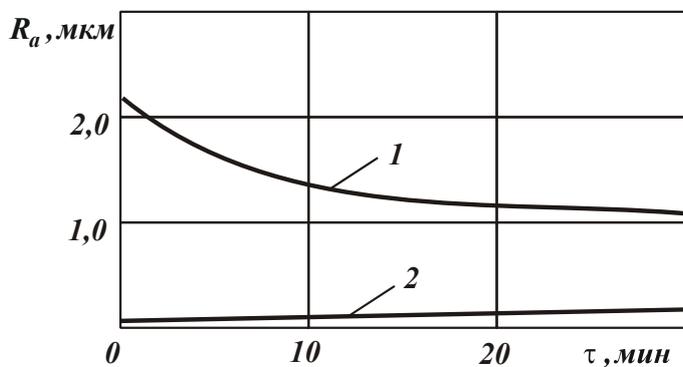


Рис. 4. Зависимость параметра шероховатости поверхности R_a от времени обработки τ : 1 – после электроэрозионной правки алмазного круга; 2 – после создания на алмазном круге плосковершинных зерен

Необходимо отметить, что при шлифовании вновь заправленным кругом на металлической связке (после его электроэрозионной правки) параметр шероховатости обработки R_a принимал значение 2,2 мкм (рис. 4). После 30 минут шлифовании он уменьшился, однако не значительно – до уровня 1,2 мкм. Этим установлено, что за счет приработки алмазного круга не удалось существенно уменьшить шероховатость поверхности, ее уменьшение возможно в результате искусственного создания на круге плосковершинных зерен.

Результаты исследований использованы при финишной обработке осевых многолезвийных твердосплавных инструментов (а также рейберов – инструментов для обработки отверстий методами пластического деформирования), на ГП “Харьковский машиностроительный завод “ФЭД”. В ряде случаев обработки удалось исключить трудоемкие операции доводки инструментов алмазным порошком, обеспечивая требуемую шероховатость поверхности $R_a=0,1...0,2$ мкм на предшествующих операциях шлифования алмазными кругами на металлических связках после искусственного создания на режущих зернах значительных площадок.

Выводы. Теоретически обоснована и экспериментально подтверждена возможность существенного уменьшения шероховатости поверхности при круглом наружном шлифовании в условиях высокопроизводительного съема относительно больших припусков за счет принудительного формирования площадок на вершинах режущих зерен алмазного круга на металлической связке. Это позволяет объединить предварительное и окончательное шлифование, в ряде случаев исключить трудоемкую операцию доводки свободным абразивом из технологического процесса обработки.

Список литературы: 1. Беззубенко Н.К. Повышение эффективности алмазного шлифования путем введения в зону обработки дополнительной энергии в форме электрических разрядов: Автореф. дис. ... докт. техн. наук: 05.03.01 / Харьк. гос. техн. ун-т. – Харьков, 1995. – 56 с.

2. Матюха П.Г. Влияние времени обработки на коэффициент шлифования твердого сплава BK15 / П.Г. Матюха, В.Б. Стрелков, В.П. Цокур // Труды 13-й Международной научно-технической конференции. Физические и компьютерные технологии.– Х.: ХНПК “ФЭД”.–2007.–С. 172-179. 3. Новиков Г.В. Теоретический анализ путей повышения точности и качества алмазно-абразивной обработки / Г.В. Новиков, С.А. Дитиненко // Вісник Харківського державного технічного університету сільського господарства. – Харків: ХДТУСГ. – Вип. 10, 2002. – С.197-202. 4. Теоретические основы резания и шлифования материалов: Учеб. пособие / А.В. Якимов, Ф.В. Новиков, Г.В. Новиков и др. – Одесса: ОГПУ, 1999. – 450 с.

УДК 621.95

ВЫБОР ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ СПИРАЛЬНЫХ СВЕРЛ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОТВЕРСТИЙ В КОМПОЗИТАХ

Хавин Г.Л., канд. техн. наук

(Национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков)

The analysis of data on the effect of geometrical parameters of twist drills for processing rates when drilling in composites is presented. The influence of tool material on these criterial is considered. A comparison of the effectiveness of the step and the traditional twist drill is presented. It is concluded that at the present time, if the correct assignment of geometrical and technological parameters spiral drills provide high quality at a low processing cost

Введение. Особенность выбора геометрических параметров спиральных сверл для сверления композитов состоит в обеспечении необходимой шероховатости стенок отверстия и отсутствии расслаивания на входе и выходе из заготовки. Кроме того, остро стоит вопрос о получении требуемого диаметра отверстия и высокой стойкости сверла, учитывая абразивные свойства наполнителя. Все эти обстоятельства делают выбор геометрических параметров спирального сверла очень сложной и актуальной задачей, решение которой имеет практическую ценность и возможно только на основе многочисленных экспериментальных и натуральных данных.

Цель работы. Целью данной статьи является краткая формулировка современных представлений о выборе геометрических параметров спиральных сверл при сверлении слоистых композиционных материалов.

Постановка проблемы. Традиционно считается, что задний угол α и передний γ ответственны главным образом за стойкость сверла, а угол при вершине 2ϕ определяет качество просверленных отверстий в основном на входе и выходе. Рекомендуемый выбор этих параметров представлен в справочниках, монографиях и многочисленных технических проспектах, предлагаемых фирмами изготовителями инструментов. Здесь следует заметить, что при сверлении сквозных отверстий спиральными сверлами, одним из наиболее важных факторов, оказывающих влияние на качество обработки и стойкость инструмента, является несимметричность заточки длин главных режущих кромок, которая не должна превышать 0,1 – 0,2 мм.

Из опыта сверления слоистых композитов известно, что рекомендуемое значение угла при вершине спирального сверла при сверлении стекло- и углепластиков составляет $90 - 100^\circ$. С другой стороны величина угла при вершине связывается с глубиной и диаметром сверления. Так при значении углов при вершине сверла $30 - 60^\circ$ осевая сила (сила подачи) минимальна, а крутящий момент максимальный. Поэтому сверла с такими углами рекомендуется применять для сверления сквозных отверстий глубиной до $2 - 2,5$ диаметров, когда из-за кратковременности работы сверла температура нагрева его невелика, а стружка удаляется из канавок после сверления каждого отверстия. При увеличении глубины отверстия рекомендуется увеличивать угол при вершине до $70 - 90^\circ$. Стружка при этом легче перемещается по канавкам сверла. С целью повышения стойкости сверл при сверлении заготовок из стекло- и углепластиков используют двойную заточку режущей части сверла с углами $35 - 70^\circ$ и 120° (рис. 1).

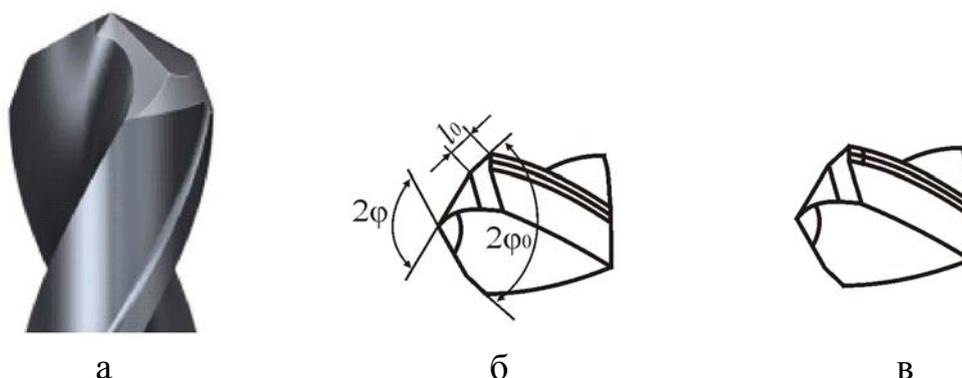


Рис. 1. Двойная заточка спирального сверла: общий вид (а); двойная с подточкой перемычки (б); двойная с подточкой перемычки и ленточки (в):
 2φ – угол при вершине; $2\varphi_0$ – угол дополнительной заточки;
 l_0 – ширина дополнительной заточки

Материал и результаты исследования. Экспериментальное исследование по влиянию угла при вершине и марки инструментального материала представленное в работе [1] показало, что увеличение угла при вершине спирального сверла приводит к росту осевой силы и, как следствие, к увеличению расслоения в основном на выходе инструмента из заготовки.

Рост расслоения, связанный с увеличением угла при вершине и подачи, незначительно зависит от марки материала режущей части инструмента, хотя для твердосплавного сверла это влияние несколько сильнее, чем для быстрорежущей стали.

Угол при вершине сверла в значительной степени определяет характер различных дефектов при обработке отверстия. В общем случае эту зависимость можно сформулировать следующим образом:

- для углов менее 90° наблюдается интенсивное разломачивание наполнителя, например, стеклоткани и выпучивание кромки отверстия на входе сверла;
- для углов $90 - 100^\circ$ обычно наблюдается разломачивание без выпучивания выходного отверстия;

- при углах больше 100° образуется расслоение по нижней кромке заготовки на выходе сверла.

Расслаивание на выходе сверла при работе сверлами с большими углами при вершине вызывается ростом осевого усилия.

Кроме того угол при вершине оказывает существенное влияние на формирование стружки, которая в подавляющем числе случаев является пылевидной. Особенно это характерно при работе сверлами с углами менее 70° . Это объясняется тем фактом, что при малых толщинах стружки неоднородность структуры «наполнитель-связующее» и ее хрупкость не обеспечивают формирования сливной стружки по своим прочностным характеристикам. Увеличение угла при вершине приводит к появлению стружки, напоминающей короткую сливную структуру, хотя количество пылевидной стружки уменьшается, она по-прежнему также образуется. Для углов $90 - 100^\circ$ зачастую с увеличением толщины среза наблюдается образование стружки в виде отдельных витков, диаметр которых увеличивается с увеличением угла при вершине. Для инструмента с углом при вершине $130 - 150^\circ$ пылевидная стружка практически отсутствует [2]. Заметим, что образование сливной стружки зависит не только от угла при вершине сверла, но и от других факторов, важнейшим из которых является конкретная структура обрабатываемого материала. Таким образом, увеличение угла при вершине сверла способствует укрупнению стружки и тем самым, улучшению ее отвода из зоны резания. Известно, что при использовании стандартных спиральных сверл под влиянием температуры пылевидная стружка слипается, забивает стружечные канавки и часто ее извлечение возможно только по окончании работы. Поэтому каждый раз при выборе угла при вершине, необходимо рассматривать два взаимоисключающих фактора – расслаивание на выходе сверла и температуру в зоне резания.

Одной из важнейших отличительных особенностей сверления заготовок из стекло- и углепластиков является интенсивный износ по задней грани режущей части сверла. Величина этого износа обычно лимитирует стойкость сверла. Это обстоятельство указывает на то, что удельная работа внешнего трения на задней грани превосходит величину удельной работы внешнего трения по передней грани инструмента. Таким образом, значение заднего угла определяет интенсивность изнашивания сверла. Увеличение величины заднего угла α снижает работу трения, и, таким образом, уменьшает износ по задней грани. Кроме того, меньшее значение заднего угла обеспечивает меньший радиус округления вершины инструмента, что способствует улучшению резания композита. Влияние величины переднего угла в нормальном (к режущей кромке) сечении в основном сводится к снижению силы трения за счет меньшего округления вершины режущей части, что способствует уменьшению площади контакта и температуры. Увеличение переднего угла более 10° приводит к ослаблению теплоотводящей способности режущего клина и росту напряженного состояния в контакте.

Еще одним важнейшим геометрическим фактором конструкции сверла является угол наклона стружечной канавки ω (рис. 2). Имеются данные о том,

что при сверлении стеклопластиков сверлами из быстрорежущей стали при малых значениях угла наклона стружечной канавки ($\omega = 10^\circ$) имеет место прилипание стружки к поверхности канавки. С увеличением угла отвод стружки облегчается и налипание исчезает. При сверлении заготовок из листового стеклопластика сверлами из быстрорежущей стали рекомендуется принимать угол наклона стружечной канавки равным $\omega = 10-20^\circ$, причем угол $\omega = 10^\circ$ допускается только для глубины сверления не более трех диаметров [2].

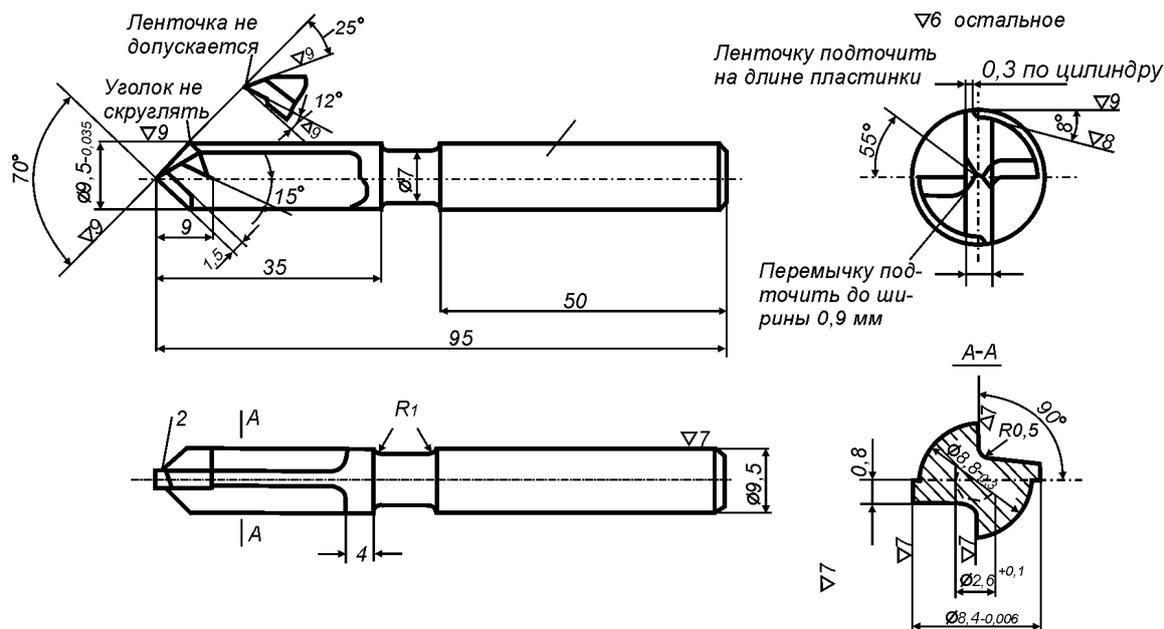


Рис. 2. Сверло, оснащенное пластинкой из твердого сплава, с наклонной канавкой

Для сверл с пластинками из твердого сплава рекомендуется принимать двойной угол наклона канавки $\omega = 6^\circ$ на пластинке из твердого сплава и $\omega = 20^\circ$ – на корпусе сверла. Для сверла с пластинкой из твердого сплава с наклонной канавкой (рис. 3) величина критерия износа по задней поверхности значительно меньше, чем для сверла со спиральной канавкой. Это, прежде всего, проявляется в резком ухудшении качества отверстия на выходе инструмента.

Для сверления стекло- и углепластиков в основном применяются спиральные сверла из различных марок быстрорежущей стали и твердых сплавов. Практическое применение инструмента из этих материалов обычно сводится к введению поправочных коэффициентов. Имеется достаточно мало экспериментальных работ посвященных сравнению работы сверлами из быстрорежущей стали и твердого сплава, в которых было проведено комплексное сравнение качества сверления, и рассмотрена зависимость величины силовых факторов от технологических параметров. Такое исследование представлено в работе [3], где описаны экспериментальные результаты по сверлению полиэфирного стеклопластика с 44% весовым содержанием стеклянных волокон. Сверление проводилось сверлами из быстрорежущей стали и твердого сплава диаметром 6, 8 и 10 мм. Толщина заготовки и глубина сверления принимались 8, 10 и 12 мм.

Угол при вершине равен 90, 103 и 118°. Технологические параметры были таковы: частота вращения шпинделя – 900, 1200 и 1500 об/мин; подача – 75, 110 и 150 мм/мин.

Математическая обработка полученных результатов показала, что марка инструментального материала оказывает существенное влияние на величину осевой силы и качество просверленного отверстия. Во всех проведенных опытах величина осевой силы и значение расслаивания на выходе сверла значительно больше для сверл из быстрорежущей стали, чем для твердосплавного сверла. Сверла из твердого сплава обеспечивают лучшее качество обработки.

Сравнение работы спиральных сверл с инструментами, отличающимися по конструкции от традиционного спирального сверла, недостаточно полно изложены в литературных источниках и зачастую носят неоднозначный характер. Например, в [4] приведено сравнительное исследование по сверлению отверстий диаметром 6,35 мм в однонаправленном углепластике толщиной 6,86 мм и содержанием наполнителя 58% (34 слоя по 0,196 мм и тканый медный слой 0,1 мм на верхней поверхности заготовки) ступенчатым и спиральным сверлом. Инструмент изготовлен из твердосплавного материала K20 с углом при вершине 136° и вторым углом у ступенчатого сверла 90°. Задний угол у спирального сверла – 8,58°, у ступенчатого сверла – 8,65°, угол наклона винтовой канавки – 32,5°. Частота вращения шпинделя принималась равной 2020 и 2750 об/мин, подача принималась – 0,05; 0,10; 0,15 и 0,30 мм/об.

Экспериментальные результаты работы ступенчатым сверлом представленной геометрии в выбранном диапазоне изменения технологических параметров показали, что ступенчатое сверло по всем показателям – величине осевой силы и момента резания; качеству обработанной поверхности; износу и стойкости инструмента превосходит спиральное сверло. Однако ступенчатое сверло намного дороже стандартного спирального, требует специального оборудования для точного затачивания и выдерживает меньшее количество перезатачек в процессе эксплуатации.

Выводы. Корректное назначение геометрических параметров спиральных сверл в совокупности с рациональным выбором технологических параметров обработки делают их, в настоящий момент, незаменимыми для операций получения отверстий в композиционных материалах. Высокая универсальность применения, простота изготовления, возможность неоднократного перезатачивания и достаточно низкая стоимость обеспечивают их массовое применение при сверлении композитов.

Работа выполнена по проекту M2133Ф финансируемого Министерством образования и науки Украины.

Список литературы: 1. Sharma V. An experimental study on drilling of glass fiber reinforced plastic // A thesis report Submitted in partial fulfillment of the requirement for the award of degree of master of engineering in CAD/CAM & ROBOTICS, Thapar University, 2010. – 137 p. 2. Тихомиров Р.А., Николаев В.И. Механическая обработка пластмасс.– Л.: Машиностроение.– 1975.– 296 с. 3. An experimental study using design of experimental method to compare the performance of solid carbide and HSS drills in drilling of GFRP composite material / R. Reddy, K.S.B. Reddy, P. Hussain, B.S. Reddy, S.S. Babu S.S. // Int. J. Mech. Eng. & Rob. Res, 2013. –

УДК 621.7.044

К РАЗРАБОТКЕ ВЫСОКОБЕЗОПАСНЫХ ИМПУЛЬСНЫХ УСТРОЙСТВ ПОВЫШЕННОЙ ЭНЕРГОЕМКОСТИ

Савченко Н.Ф., канд. техн. наук

(Хабковский национальный экономический университет имени С. Кузнецца)

Третьяк В.В., канд. техн. наук

(Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ»)

Some features of designing of pulse devices with usage of gas power supplies are esteemed

Важнейшими задачами, стоящими перед промышленностью, являются: с одной стороны, не просто повышение качества изготавливаемых изделий, по принципу «любой ценой», а, с другой, необходимость рационального использования ресурсов и существенного осложнения усилий, направленных на уменьшение издержек производства, повышения его эффективности.

Особую сложность представляют исследования вопросов, относящихся к повышению качества деталей сложной формы. Примером могут быть детали полусферической или коробчатой формы, изготавливаемые штамповкой из листовых заготовок, доводка которых до требуемых параметров качества (шероховатости поверхности, точности), особенно в зонах изменения кривизны поверхности, затруднены либо отсутствием требуемого оборудования, либо необходимостью использования специального оснащения и инструмента.



Рис. 1. Пример деталей с труднообрабатываемыми участками

Постановка задачи. Исходя из того, что любая технологическая система – это совокупность функционально взаимосвязанных предметов производства, средств технологического оснащения и исполнителей, можно сделать вывод о

целесообразности включения в ее состав как дополнительного оснащения специального технологического оборудования с импульсными энергоносителями. При этом необходимо создание элементов минимизации расходования ресурсов и обеспечения безопасности технологического комплекса, достигаемые не только повышением качества проектирования оснастки, но и использованием эластичных рабочих сред (газов, жидкости, эластичных сред или их комбинаций с жесткими недеформируемыми элементами).

Цель исследования. Эволюционное изменение параметров любой технологической системы, например по принципу «жизненного цикла» (рис.2) свидетельствует о необходимости учитывать тенденцию совершенствования параметров технологических систем (ТС). Важнейшими из них могут быть:

интенсивность воздействий на обрабатываемый материал;

длительность воздействия;

возможность групповой обработки;

возможность изменения параметров ТС в самых широких пределах; возможность взаимосогласования в широких пределах параметров изделия и устройства для выполнения различных операций;

возможность минимизации нерационального использования энергоносителей, используемого для выполнения технологических операций (основных и дополнительных).

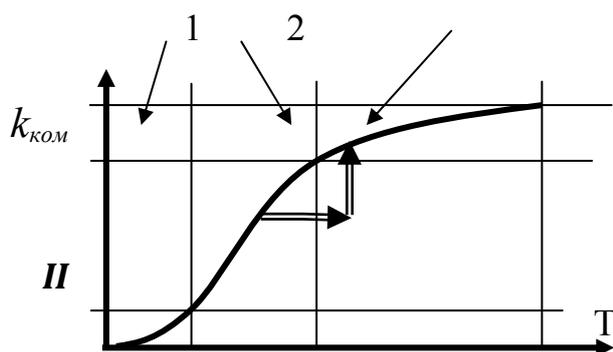


Рис. 2. Эволюционное изменение параметров технологической системы (ТС): 1, 2, 3, 4 – этапы изменения эффективности ТС в течение периода времени T

Исследование литературных источников [1–6] показывает, что для совершенствования ТС, например, в металлообработке, широко используют комплексные подходы к разработке технологических процессов. Их примером может быть как формообразование (предварительное – окончательное) с последующими дополнительными (доводочными) операциями на других рабочих местах, так и специальные методы совершенствования потребительских свойств изделия (структуры материала, качества поверхностного слоя, повышение коррозионной стойкости материала), обеспечивающие возможность осуществлять комплекс работ непосредственно на одном рабочем месте и при минимальном расходе ресурсов [1–5]. При этом широкое применение, особенно при изготовлении крупногабаритных деталей или групповых методах обработки могут найти импульсные методы штамповки, хорошо себя зарекомендовавшие в мелкосерийном производстве [4–6].

Методика исследований. Кроме известных преимуществ импульсных устройств – минимальных капиталовложений – и недостатков – повышенных требований к технике безопасности, – необходимо учитывать преобладающую над статическим оборудованием (пресса и другое оборудование или технологические системы) мобильность повышения энергетических характеристик в десятки и тысячи раз. При этом экологически наиболее безопасны технологии с использованием в качестве энергоносителей смесей газов (газообразных и в жидком состоянии) или порошков (горючих и окислителей).

При штамповочных операциях, а также при проведении ремонтно-восстановительных работ, ликвидации аварийных ситуаций при добыче нефти или газа во многих случаях с позиций максимизации эффективности использования ресурсов экономически оправданными будут методы с использованием импульсных энергоносителей. В то же время безопасность проведения технологических операций с использованием импульсных источников энергии ограничивает область их применения.

Представляется целесообразным введение комплексного показателя эффективности использования того или иного метода с позиций повышения конкурентоспособности изделий. В общем виде он может быть представлен:

$$K_{\text{эф}} = \Phi \left(\frac{A_{\text{пп2}}}{A_{\text{пп1}}}, \frac{K_{\text{р2}}}{K_{\text{р1}}}, \frac{T_{\delta}}{T_{\text{н}}}, \left(\frac{M_{\delta}}{M} \right)_{\delta}, \left(\frac{M}{M_{\delta}} \right)_{\text{н}}, \frac{\Pi_{\delta}}{\Pi_{\text{н}}}, k_{\text{р}} \right)^{\beta},$$

где показатели A , K , T , M , Π – характеризуют соответственно количество потребительских свойств, возможность изменения качества (точности, прочностных характеристик), длительность цикла изготовления товарной партии деталей, массовые характеристики изделия как товара, капитальных затратах, потребности в ресурсах для базового и нового варианта изготовления изделий; β – коэффициент, учитывающий эволюционное изменение параметров изделия.

Важным этапом может быть разработка гибких технологических систем (ГТС). С позиций обеспечения такого условия, как повышенная безопасность технологии и оборудования, весьма перспективно использование горючих газовых смесей повышенной энергоэффективности [4–5].

Многообразие вариантов взрывчатого превращения (продукты реакции вода, углекислый газ, сажа, ядовитый газ) свидетельствует о необходимости рассмотрения импульсных устройств как специальных и гибких технологических систем (ГТС). При этом такого типа импульсные устройства, являющиеся мобильными и многофункциональными, можно классифицировать как многофункциональные системы или могущие преобразовываться в них с интеллектуально программируемым комплексом технологических операций. При классификации и проектировании ГТС с использованием импульсных устройств необходимо исходить из того, что эти комплексы могут быть не только пассивными системами определенного технологического назначения, но и активными многофункциональными системами, специально оснащенными для адаптации к изменению ситуации в технологической зоне и снабженные энергоаккумулирующими устройствами.

Общим с позиции построения различных типов ГТС можно считать наличие универсальных рабочего органа (или нескольких), привода и специального типа устройств управления работой рабочего органа для выполнения при необходимости нескольких различных технологических операций. Эффективность использования ГТС существенно может быть увеличена благодаря их адаптации к меняющимся условиям технологической среды, что обеспечивается управляющими системами с использованием специальных датчиков. Существенно и то, что важным преимуществом ГТС может также считаться и возможность встраивания в существующие технологические комплексы без ухудшения их функционирования. Именно эти признаки и позволяют классифицировать предлагаемые устройства как гибкие технологические системы.

Проведенный анализ существующих методов комплексного воздействия на заготовку – деталь показывает несомненные преимущества с позиций энергоресурсосбережения и качества изготовления изделий импульсных методов. Так, импульсные методы, как пример расширения потребительских свойств, позволяют в десятки раз увеличить при необходимости габариты изделий и повысить их герметичность, повысить в 1,5...3 раза прочность изделий и их ресурс.

Поэтому рациональным представляется использование высокоэнергетических веществ в качестве энергоносителей, среди которых особое место можно выделить ацетилену и газам – его заменителям. По энергетической характеристике ацетилен находится между топливо-кислородными и топливо-воздушными газовыми смесями, при сгорании которых выделяется примерно 71–90 и 20–25 ккал/моль соответственно. Ацетилен более богат энергией, чем такая известная взрывчатая газовая смесь, как водород с кислородом ($Q = 45,5$ ккал/моль). Количество тепла, выделяемое при разложении 1 кг ацетилена, примерно в 2 раза больше, чем при взрыве такого же количества твердого ВВ тротила. Как импульсные энергоносители перспективны не только газообразный ацетилен и его смеси с инертными газами, но также и ацетилен в твердом, жидком состоянии и некоторые его соединения с металлами (ацетилениды).

В настоящее время проводятся проектно-экспериментальные работы по исследованию малогабаритных импульсных устройств для использования их в различных отраслях народного хозяйства. Примером эффективного применения импульсных устройств как ГТС может считаться использование импульсных методов с газовым энергоносителем при металлообработке для формообразования и одновременного изменения определенных свойств изделия (структуры, термообработки локальных участков или нанесения покрытий). Этим достигается повышение износостойкости и ресурса изделий, защита от коррозии и воздействия высоких температур деталей машин при эксплуатации, восстановлении изношенных деталей и др.

Исходя из этого, целесообразно считать перспективным дальнейшее совершенствование импульсных технологий.

Список литературы: 1. Пихтовников Р.В. Перспективы развития листовой штамповки взрывом / Р.В. Пихтовников, В.К. Борисевич // Импульсная обработка металлов давлением: сб. статей под ред. В.К. Борисевича. – М.: Машиностроение, 1977. – С. 4–7. 2. Горбунов М.Н.

Технология заготовительно-штамповочных работ в производстве летательных аппаратов / М.Н. Горбунов. – М.: Машиностроение, 1970. – 230 с. **3.** Гидровзрывная штамповка элементов судовых конструкций / В.Г. Степанов, П.М. Сипилин и др. – Л.: Судостроение, 1966. – 292 с. **4.** Савченко Н.Ф. К разработке экспертной системы для проведения энерго- или технологического аудита / Н.Ф. Савченко, Г.Н. Близнюк // Материалы VIII междунар. научн.-техн. конф. молодых ученых по проблемам энергосбережения и механизации в горно-металлургическом комплексе. – Кривой Рог: Изд-во Криворожского техн. ун-та, 2013. – С. 6-8. **5.** Савченко Н.Ф. К разработке технологии штамповки с раздачей полуфабрикатов при изготовлении деталей сложной формы / Н.Ф. Савченко // Вісник Харк. нац. техн. ун-ту сільськ. госп-ва ім. Петра Василенка. – Харків: ХНТУСГ, 2011. – Вип. 115. – С. 155-159. **6.** Сухов В.В. Опыт создания и эффективного применения малогабаритных газодетонационных устройств / В.В. Сухов, Н.Ф. Савченко // Современные инструментальные системы, информационные технологии и инновации: мат. междунар. научн.-техн. конф. – Курск, 19 февраля 2010. – С. 191-195.

УДК 621.31

ВЛИЯНИЕ ИНДУКТИВНОСТИ ЕМКОСТНОГО НАКОПИТЕЛЯ ГЕНЕРАТОРА НА ФОРМУ ИМПУЛЬСА МАГНИТНОГО ПОЛЯ

Петков А.А., докт. техн. наук
(Национальный технический университет «ХПИ», г. Харьков)

This paper discusses the data on the effect of inductance capacitive storage magnetic field generator on the shape and parameters of the pulse. The results of numerical simulation

В настоящее время уделяется большое внимание испытаниям электротехнического и электронного оборудования, в том числе содержащего микропроцессорную технику, на стойкость к различным электромагнитным проявлениям природных явлений и процессов в техносфере. Одним из важнейших испытаний такого рода является проверка работоспособности оборудования при воздействии на него импульсов магнитного поля, связанных с грозовой деятельностью, и возникающих при эксплуатации высоковольтных линий электропередачи и контактной сети электротранспорта.

Для формирования импульсов магнитного поля используются специальные электромагнитные системы, по которым протекают импульсы тока соответствующей формы. В нормативном документе [1] для имитации воздействия импульсов магнитного поля на технические средства рекомендуется применять генератор, схема которого показана на рис. 1.

В работе [2] приведены результаты исследования формирующих возможностей генератора при $L_G = 0$. Однако при больших габаритах системы полеобразования (соответственно и емкостного накопителя энергии) величина индуктивности накопителя может достигать значительных величин и оказывать влияние на форму импульса тока (соответственно – магнитного поля).

В данной работе исследования влияния индуктивности накопителя на параметры импульса проводились с использованием численного моделирования, которое базировалось на использовании безразмерных величин, определяющих

переходный процесс [3]: $\tau = t/\sqrt{L_H C_G}$ – безразмерный аналог времени;
 $r_k = R_k/\sqrt{L_H/C_G}$, $k = 1, 3$ – безразмерные аналоги активных сопротивлений;
 $I_H = \frac{i_H}{U_G} \sqrt{\frac{L_H}{C_G}}$ – безразмерные аналоги тока в нагрузке; где i_H – ток в нагрузке
 (L_H) , $L_{2H} = L_2/L_H$ – безразмерный аналог формирующей индуктивности;
 $L_{GH} = L_G/L_H$ – безразмерный аналог индуктивности накопителя.

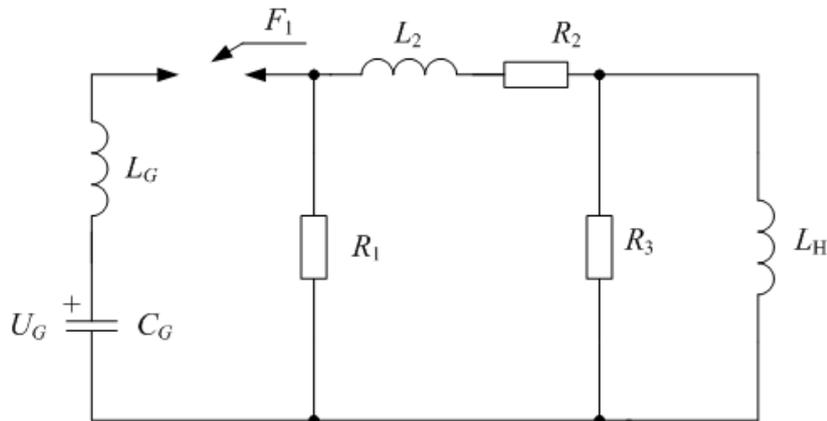


Рис. 1. Схема генератора магнитного поля.

На схеме обозначено: U_G , C_G , L_G – напряжение зарядки и емкость накопителя, индуктивность накопителя, F_1 – коммутатор, R_1 , R_2 , R_3 – формирующие резисторы, L_2 – формирующая индуктивность, L_H – индуктивность системы полеобразования

Условия проведения численных экспериментов:

- безразмерное время исследования составляло, $0 \leq \tau \leq 100$ (данное условие определяется тем, что при $\tau = 100$ интересующие нас импульсы практически затухнут);

- импульс тока имеет экстремальное значение, если для этого значения выполняются условия наличия экстремума [6] и его абсолютное значение составляет не меньше 1% от абсолютной величины максимального значения тока (данное условие вытекает из практической нецелесообразности учета малых значений величины магнитного поля при испытаниях);

- импульс тока имеет переход через «0», если за ним имеется экстремальное значение, определенное по правилу предыдущего условия.

Результаты численного исследования при следующих безразмерных параметрах схемы $r_1 = 1 \cdot 10^6$; $L_{2H} = 2,24$; $r_2 = 3$ показали, что с увеличением значений безразмерного аналога индуктивности накопителя:

- импульс тока в нагрузке приобретает колебательный характер;
- безразмерный аналог времени перехода через нулевое значение составляет $\tau = 11 - 12$;

- увеличивается время нарастания первой полуволны импульса тока (см. рис. 2);

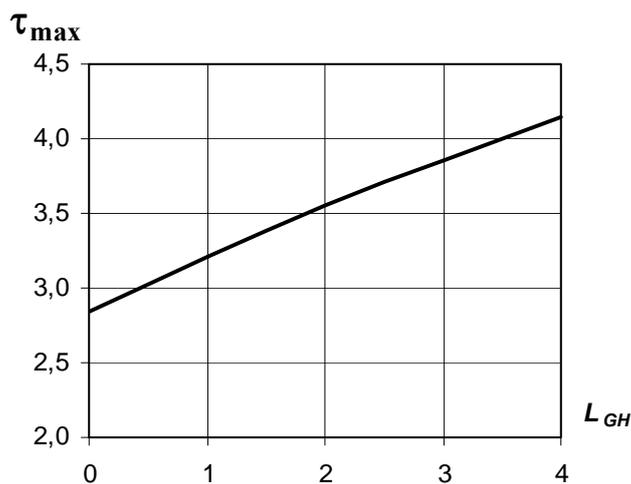


Рис. 2. Зависимость безразмерного аналога времени нарастания импульса от безразмерного аналога индуктивности накопителя

– уменьшается максимальное значение тока первой полуволны (см. рис.3);

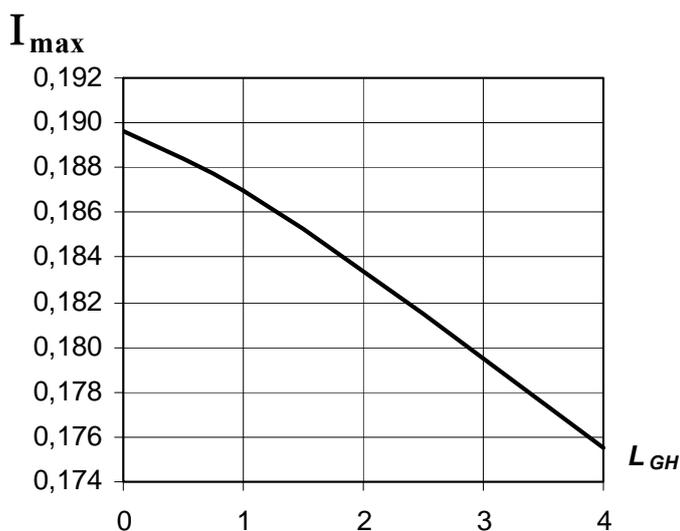


Рис. 3. Зависимость безразмерного аналога максимального значения тока в нагрузке от безразмерного аналога индуктивности накопителя

– увеличивается отношение максимальных значений второй и первой полу волн импульса тока (см. рис. 4).

Полученные в работе данные показывают существенное влияние индуктивности накопителя на форму и параметры импульса тока в системе полеобразования.

Материалы работы могут быть использованы для дальнейших исследований, направленных на формирование возможностей генератора импульсов магнитного поля.

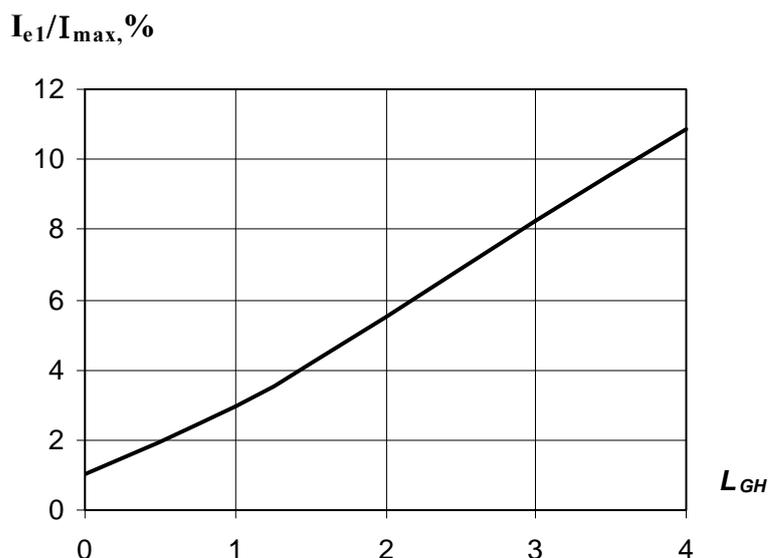


Рис. 4. Зависимость отношения амплитуды второй полуволны к максимальному значению тока в импульсе от безразмерного аналога индуктивности накопителя

Литература: 1. Совместимость технических средств электромагнитная. Устойчивость к импульсному магнитному полю. Технические требования и методы испытаний : ГОСТ 30336-95. – [Действующий от 1995 – 04 – 26]. – М. : Издательство стандартов, 2001. – 12 с. (Межгосударственный стандарт). 2. Петков А.А. Формирующие возможности генератора импульсов магнитного поля / А.А. Петков // Электротехніка і електромеханіка. – 2015. – №2. – С. 68 – 71. 3. Петков А.А. Генерирование испытательных импульсов магнитного поля / А.А. Петков // Вісник НТУ «ХПІ». Серія: Техніка та електрофізика високих напруг. – Харків: НТУ "ХПІ". – №37. – 2006. – С. 73 – 78. 4. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Корн Г., Корн Т. – СПб. : Лань, 2003. – 832 с.

УДК 621.923.4.02

ПИТАННЯ МОДИФІКАЦІ МЕТОДУ БАГАТОПАРАМЕТРИЧНОГО ПРОГНОЗУВАННЯ ЗАЛИШКОВОГО РЕСУРСУ ІНСТРУМЕНТІВ

Дерев'янченко О.Г., докт. техн. наук, **Криницин Д.О.**, канд. техн. наук,
Фроленкова О.В., **Усік А.М.**
(Одеський національний політехнічний університет)

Some results of multivariable prediction methods modifications for worn-out tools surfaces defects parameters with the control on the special stand equipment by the system of technical sight (STS) are considered

Модифіковано метод багатопараметричного прогнозування залишкового ресурсу різальних інструментів (РІ) [1]. Суть методу полягає в наступному. У міру зношування інструменту та розпізнавання класифікаторами появи різних дефектів у структурі різальної частини (РЧ), визначення їх параметрів з

використанням СТЗ ініціюються відповідні моделі прогнозування залишкового ресурсу (моделі зростання зношування задньої поверхні та ділянок передньої поверхні, розвитку проточин, слідів концентрованого зношування, ділянок зсуву різальної кромки та ін.). По кожній з них з використанням відповідного параметра виконується прогнозування залишкового ресурсу. Обирається мінімальне значення з усіх отриманих.

Досліджено різні моделі прогнозування залишкового ресурсу РІ. Встановлено, що найбільшу точність (у порівнянні зі степеневою та експоненціальною моделями прогнозу) дають лінійна (0,96) і поліноміальна (0,95) моделі прогнозування. Залишковий ресурс ($\tau_{\text{зал}}$) визначався як різниця прогнозованого ресурсу часу ($\tau_{\text{пр}}$) і часу контролю τ .

Для подальшого застосування доцільно використовувати лінійну модель, що засвідчує оцінка похибки прогнозування (рис. 1).

Формування прогнозної моделі виконувалося методом апроксимації параметрів, отриманих в результаті контролю та розпізнавання дефекту на початковому етапі роботи РІ після ідентифікації моделі відмови.

Використовували відомі з математики залежності для визначення коефіцієнтів лінійної моделі:

$$a = \frac{\sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} ; \quad (1)$$

$$b = \frac{\sum_{i=1}^n x_i^2 \sum_{i=1}^n y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n x_i y_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left(\sum_{i=1}^n x_i \right)^2} . \quad (2)$$

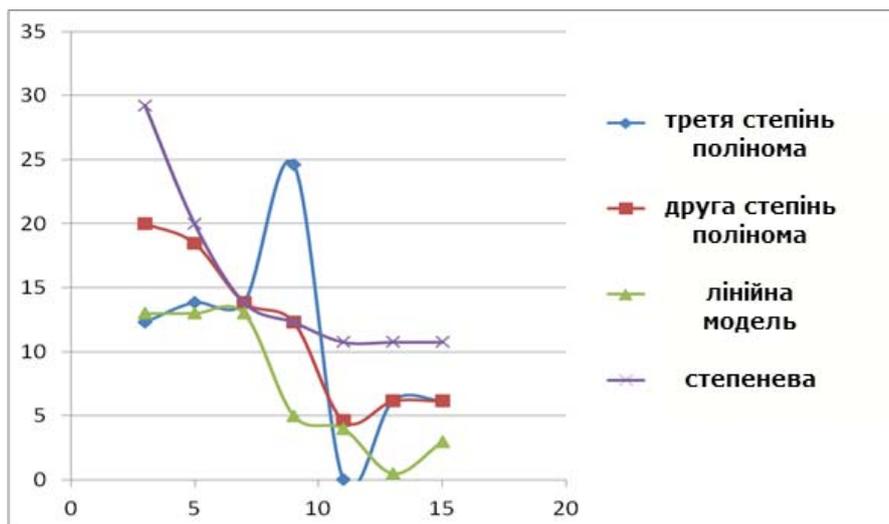


Рис. 1. Похибка апроксимації з використанням різних аналітичних функцій

Розроблено алгоритм і програма, що дозволяють виконувати багатопараметричне прогнозування станів РІ згідно викладеного вище методу. При об-

робці результатів контролю послідовності станів різця для чистового точіння здійснено практичну реалізацію даного методу. Динаміка стану РІ супроводжувалася опусканням ріжучої кромки (РК) та появою і розвитком проточини на задній поверхні. Були використані критерії $h_{Z_{max}}^{Pr_1^T}$ (максимальна висота проточини), $h_Y^{L_0^T}$ (величина радіального зносу), $h_{Z_{max}}^{A_2^T}$ (максимальна ширина зносу задньої поверхні). При цьому критерії відмови, їх граничні значення встановлювалися заздалегідь. За результатами прогнозування, безпосередньо пов'язаними з технологічними характеристиками, запропоновано стратегію управління верстатом з урахуванням машинного часу (t_M) обробки деталі. Необхідна перевірка виконання умови:

$$\tau_{зал}^{h_{Z_{max}}^{A_3^T}} \leq kt_M, \quad (3)$$

де k – коефіцієнт запасу, t_M – машинний час обробки деталі.

Наприклад, отриманий прогноз залишкового ресурсу: $\tau_{осм} = 27$ хв. Прийmemo, що при $t_M = 5$ хв. Тоді кількість оброблених деталей $k = 5$ шт.

Тому реальний залишковий ресурс РЧ - 25 хв. Крім того, існує похибка прогнозування. Тому видається правомочною наступна залежність для визначення більш точного значення прогнозу $\tau'_{осм}$:

$$\tau'_{осм} = \left\| \frac{\tau_{осм}}{t_M} \right\| \cdot t_M (1 - \Delta_{\tau_{осм}}), \quad (4)$$

де $\left\| \frac{\tau_{осм}}{t_M} \right\|$ – ціла частина відношення; $\Delta_{\tau_{осм}}$ – похибка багатопараметричного прогнозування, яка визначена експериментальним шляхом.

Використовували ряд моделей розвитку дефектів.

Наприклад, коли домінуючим дефектом є проточина на головній задній поверхні (Pr_1^T); критерій відмови - граничне значення висоти $[h_{Z_{max}}^{Pr_1^T}]$ (з яким корелює така глибина проточини, при якій ймовірно руйнування білявершинної ділянки РЧ РІ); параметр - її висота ($h_{Z_{max}}^{Pr_1^T}$). Модель розвитку дефекту:

$$h_{Z_{max}}^{Pr_1^T}(\tau) = h_{Z_{max}}^{Pr_1^T}(\tau_1) + \frac{\delta h_{Z_{max}}^{Pr_2^T}}{\delta \tau} (\Delta \tau). \quad (5)$$

Відповідно, оцінка працездатності РЧ виконується шляхом перевірки виконання умови:

$$h_{Z_{max}}^{A_2^T}(\tau) < [h_{Z_{max}}^{A_2^T}]? \quad (6)$$

По кожному параметру відмови формуються моделі, відповідні до (5), (6).

Розглянемо результати багатопараметричного прогнозування з використанням чотирьох параметрів і відповідних моделей (табл. 1). Аналізувалися ва-

ріанти прогнозу та управління при контролі РІ після обробки кожних двох деталей ($t_M = 3,5$ хв.; табл. 1).

Таблиця 1

Результати прогнозування залишкового ресурсу РІ
з використанням чотирьох моделей
(чотирьох параметрів та критеріїв відмов)

Т (час, хв.)	Модель відмови 1 Критерій відмови: $[h_{Z_{\max}}^{A_2^T}] = 350$ мкм		Модель відмови 2 Критерій відмови: $[h_{Y^0}^{L^T}] = 45$ мкм		Модель відмови 3 Критерій відмови: $[h_{Z_{\max}}^{Pr_{21}^T}] = 270$ мкм		Модель відмови 4 Критерій відмови: $[h_{Z^3}^{A^T}] = 40$ мкм	
	$\tau_{np}^{h_{\max}^{A_2^T}}$	$\tau_{ocm}^{h_{\max}^{A_2^T}}$	$\tau_{np}^{h_{Y^0}^{L^T}}$	$\tau_{ocm}^{h_{Y^0}^{L^T}}$	$\tau_{np}^{h_{Z_{\max}}^{Pr_{21}^T}}$	$\tau_{ocm}^{h_{Z_{\max}}^{Pr_{21}^T}}$	$\tau_{np}^{h_{Z^3}^{A^T}}$	$\tau_{ocm}^{h_{Z^3}^{A^T}}$
28	67,3	39,3	36,7	8,7	51,8	23,8	73,5	45,5
35	70,9	35,9	41,2	6,2	55,6	20,6	63,4	28,4
Стан РЧ – перед відмовою! Прогнозується втрата точності обробки. Необхідно виконати радіальне підналагодження РІ!								
42	77,6	35,6	40,9	-1,9	56,7	14,7	65,0	23,0
Стан відмови РІ – втрата точності обробки. Необхідно виконати радіальне підналагодження РІ.								
56	77,5	21,5	92,1	36,1	77,0	21,0	60,7	4,7
Стан РЧ – перед відмовою! Прогнозується втрата стабільності стружколомання - внаслідок припинення сходу стружки по передній поверхні через змикання локальної зони зносу передньої поверхні із задньою поверхнею РІ. Стружка сходить майже вертикально. Керуючий вплив – підвищення глибини різання.								

Модифікація методу передбачує також використання нових класифікаторів станів РІ та комплексної динамічної моделі РЧ інструменту.

Проведена експериментальна перевірка розробленого підходу до модифікованого багатопараметричного прогнозування залишкового ресурсу РІ показала його працездатність. Викладений підхід може бути використано для діагностування та прогнозування ресурсу не тільки різальних інструментів, але й деталей машин та зварних з'єднань.

На кафедрі технології конструкційних матеріалів та матеріалознавства ОНПУ розроблено автоматизований стенд для дистанційного контролю та діагностування поверхневих дефектів зварних швів, до складу якого входять: ПЕ-ОМ; пристрій для контролю зварних швів з використанням системи технічного зору (СТЗ); пульт дистанційного керування пристроєм з кнопками лінійних переміщень у трьох напрямках; блок керування різкістю; магнітна основа та штанга; рухливий супорт, на якому кріпиться система контролю; цифрова камера; система освітлення контролюємої зони зварного шву.

ПРИМЕНЕНИЕ АУСТЕНИТНЫХ СТАЛЕЙ ДЛЯ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ДЕТАЛЕЙ ОБОРУДОВАНИЯ АТОМНЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Лебедев В.Г., докт. техн. наук.

(Одесский национальный политехнический университет)

Введение. Стали, из которых изготовлены детали оборудования атомных станций, подвергаются облучению различными элементарными частицами, образующимися при работе реактора. Эти частицы, особенно быстрые нейтроны, глубоко проникают внутрь металла и вызывают остаточное изменение его свойств. Сильные нарушения в кристаллической решетке создают в ней дефектные места. Образование таких дефектов затрудняет перемещение дислокаций и упрочняет металл. В общем, по влиянию на свойства металла ядерное облучение похоже на наклеп увеличивая прочность простых сталей в 1,5–2 раза. В такой же степени уменьшается пластичность и вязкость.

Целью настоящей работы является разработка рекомендаций по применению сталей и сплавов, а также композиционных материалов для изготовления деталей оборудования атомных станций, которые были бы оптимальными с точки зрения технических требований, технологии изготовления, эксплуатации и экономики.

Для достижения этой цели необходимо рассмотреть и решить следующие **задачи**: 1) проанализировать условия работы деталей оборудования при эксплуатации; 2) проанализировать требования, предъявляемые к материалам оборудования; 3) рассмотреть материалы, применяемые в настоящее время; 4) рассмотреть перспективные материалы и технологии, которые могут быть применены; 5) рассмотреть перспективные композитные материалы, получаемые методом “инженерия поверхности”.

Основная часть. 1. Главными деталями оборудования атомных станций являются тела вращения – валы, оси, крыльчатки, особенностью работы которого являются жесткие эксплуатационные условия: частота вращения 50...80 000 об/мин, высокая рабочая температура (до 600 °С), агрессивная среда, вызывающая коррозию разных видов, интенсивное трение шеек валов и роторов. Что приводит к интенсивному износу. Надежность и ресурс турбинных установок в значительной мере зависят от эксплуатационных характеристик роторов. Технические требования - точность 6 квалитет, шероховатость поверхности валов $Ra = 0,63 \dots 0,32$ (8в - 9а класс). Кроме того главные циркуляционные трубопроводы, поверхность нагрева парогенератора/арматура, главные циркуляционные насосы и вспомогательные реакторные системы, турбоустановки и весь конденсатно питательный цикл.

К материалам трубопроводов и паропроводов предъявляют требования высокой прочности и способности противостоять хрупкому разрушению. Материал трубопроводов должен быть коррозионно-стойким. Скорость потока теп-

лоносителя в трубопроводах велика – до 10 м/с, но в циркуляционных насосах она еще выше. Материалы, из которых изготовлены узлы насоса, должны быть стойки не только к коррозии, но и к эрозии и кавитации.

2. Следовательно, необходимо применять такие материалы, чтобы они надежно противостояли тяжелым условиям эксплуатации, а именно были высокопрочными, достаточно пластичными, жаропрочными, жаростойкими, в ряде случаев способными работать в условиях высоких динамических нагрузок. Материалы должны быть технологичными, легко подвергаться обработке давлением, резанием, прокатке, хорошо свариваться. Механические характеристики материалов не должны изменяться в процессе длительной эксплуатации при высокой температуре и в условиях изменения механических напряжений, действующих на материал, по значению и знаку. Некоторые материалы эксплуатируются в условиях вибрации, поэтому они не должны разрушаться вследствие усталости, в том числе и малоцикловой, и должны обладать высокой циклической прочностью.

Особые требования предъявляются к теплофизическим характеристикам материалов. Коэффициент термического расширения должен быть минимальным. Коэффициент теплопроводности должен быть максимальным. Низкий коэффициент теплопроводности обуславливает большой перепад температуры по сечению материала, что создает также термические напряжения, что угрожает целостности конструкции.

3. Одним из материалов, который соответствует практически всем предъявляемым требованиям, является аустенитная жаропрочная, жаростойкая сталь. Применение этих сталей связано с высокой общей коррозионной стойкостью в различных средах, жаропрочностью, технологичностью. Максимальная рабочая температура 973 К.

Следует отметить, что **жаростойкость** – это способность стали противостоять коррозии любого вида при повышенных температурах, а **жаропрочность** – это способность стали сохранять прочностные характеристики при достаточно высоких температурах.

Максимальной коррозионной стойкостью обладают аустенитные стали.

Для получения структуры аустенита эти стали должны содержать большое количество хрома, никеля и марганца. Для достижения высокой жаропрочности их дополнительно легируют Mo, W, V, Nb и В. Эти стали применяют для деталей, работающих при 500–750 °С. Жаропрочность аустенитных сталей выше, чем жаропрочность перлитных, мартенситных, мартенситно-ферритных и ферритных. Аустенитные стали пластичны и хорошо свариваются, по способу упрочнения подразделяют на три группы:

- 1) твердые растворы, не упрочняемые старением;
- 2) твердые растворы с карбидным упрочнением; в этом случае упрочняющими фазами могут быть как первичные TiC, VC, ZrC, NbC и др.), так и вторичные карбиды (M₂₃C₆, M₆C, M₇C₃), выделяющиеся из твердого раствора;
- 3) твердые растворы с интерметаллидным упрочнением. Чаще в этих сталях упрочняющей фазой является γ' -фаза типа Ni₃Ti, Ni₃Al, Ni₃(Ti, Al), Ni₃Nb и др.

Стали с интерметаллидным упрочнением более жаропрочны, чем стали с карбидным упрочнением.

Аустенитные жаропрочные стали со структурой твердых растворов, например 10X18H12T, 08X15H24B4TP, 09X14H18B2BP и 09X14H19B2BP, предназначенные для изготовления пароперегревателей и турбоприводов силовых установок высокого давления, работающих при 600–700 °С, применяют в закаленном состоянии. Высокая жаропрочность и карбидное упрочнение сталей достигаются введением в хромоникелевый или хромоникелемаргацевый аустенит 0,3–0,5 % С и карбидообразующих элементов Мо, W, V, Nb и др.

Для изготовления различных деталей газотурбинных установок, работающих при небольших нагрузках (турбовозы, газовые стационарные турбины), а также для крепежных деталей применяют сталь 40X15H7Г7Ф2МС, в которой никель частично заменен марганцем. Стойкость стали против окисления при температурах свыше 700 °С невелика, поэтому детали аλιруют или подвергают электролитическому никелированию.

К сталям с интерметаллидным упрочнением относится большая группа сложнолегированных сталей. Содержание углерода в них сталях должно быть небольшим, так как он связывает молибден и вольфрам в карбиды, что по снижает жаропрочность аустенита. Бор упрочняет границы зерен аустенита в результате образования боридов, например, сталь 10X11H20T3P.

Сталь 10X11H23T3MP, содержащая несколько больше никеля, и добавочно легированная молибденом, имеет лучшую жаропрочность при 700–750 °С по сравнению со сталью 10X11H20T3P.

Стали аустенитного класса, обычно легированные хромом и никелем (или марганцем), после охлаждения до нормальной температуры имеют аустенитную структуру, низкий предел текучести, умеренную прочность, высокую пластичность и хорошую коррозионную стойкость в окислительных средах. Стали парамагнитны. Представителями коррозионно-стойких сталей аустенитного класса являются стали 12X18H9, 17X18H9, содержащие соответственно 0,12 и 0,17 % С, 17–19% Cr, 8–10% Ni.

Для уменьшения склонности к интеркристаллитной коррозии в состав сталей вводят титан (реже ниобий) в количестве (5 С – 0,7), где С – содержание углерода в стали, % (12X18H10T, 12X18H12T). В этом случае образуется карбид МС (TiC, NbC), связывающий весь углерод, а хром остается в растворе. Для повышения стабильности аустенита количество никеля в этих сталях увеличивают до 10–12%. Сталь 12X18H10T получила наибольшее распространение для работы в окислительных средах (например, азотной кислоте). Высокое сопротивление межкристаллитной коррозии, хорошую пластичность и свариваемость имеют низкоуглеродистые аустенитные стали 04X18H10 и 03X18H12. Стали с пониженным содержанием углерода устойчивы в азотной кислоте и других агрессивных средах и широко используются для изготовления химической аппаратуры.

Хромоникелевые коррозионно-стойкие стали дороги. В связи с этим, в некоторых случаях применяют более дешевые стали, в которых часть никеля

заменена марганцем. Например, сталь 10X14Г14Н4Т рекомендована как заменитель стали 12X18Н10Т.

Стали аустенитно-ферритного класса содержат 8–22% Cr, 2–6% Ni и некоторое количество Mo и Ti (08X22Н6Т, 08X21Н6М2Т и др.). Аустенитно-ферритовые стали по сравнению с аустенитными обладают более высокой прочностью при удовлетворительной пластичности и лучшей сопротивляемости интеркристаллитной коррозии и коррозионному растрескиванию. При нагреве до 400–750 °С стали охрупчиваются.

Стали аустенитно-мартенситного класса. Особую группу представляют аустенитно-мартенситные коррозионно-стойкие стали, например, сталь 09X15Н8Ю. Эти стали наряду с хорошей устойчивостью против атмосферной коррозии обладают высокими механическими свойствами и хорошо свариваются. Сталь 09X15Н8Ю для повышения механических свойств подвергают закалке от 975 °С, после которой структура стали – неустойчивый аустенит и небольшое количество мартенсита. В этом состоянии сталь обладает достаточно высокой пластичностью и может быть подвергнута пластической деформации и обработке резанием. После закалки сталь обрабатывают холодом в интервале температур от –50 до –75 °С для перевода большей части аустенита ($\approx 80\%$) в мартенсит и подвергают отпуску (старению) при 450–500 °С. При старении из α -твердого раствора (мартенсита) выделяются дисперсные частицы интерметаллидов типа Ni_3Al . Механические свойства указанной стали зависят от количества образовавшегося мартенсита, которое можно регулировать температурой закалки и обработкой холодом.

При изготовлении ответственных конструкций, предпочтение следует отдавать аустенитным сталям. В этом случае часто возникают сложности, когда необходимо обеспечить одновременно высокую коррозионную стойкость и жаропрочность. Коррозионную стойкость обеспечивают стали на основе непрерывных твердых растворов, а высокую жаропрочность обеспечивает карбидное и интерметаллидное упрочнение этих растворов. В настоящее время имеется возможность преодолеть это противоречие, если в качестве стабилизатора и карбидообразующего вещества использовать ванадий (V). В отличие от более сильных карбидообразователей (Nb, Zr, Ti) ванадий образует с углеродом или азотом соединения VC или VN, достаточно легко растворяющиеся при нагреве под закалку и сильно упрочняющих, но не охрупчивающих материал. В принципе, увеличивая содержание ванадия, можно после соответствующей термической обработки повысить предел текучести от 200–300 МПа до 1200–1500 МПа (то есть в 5–6 раз), сохраняя при этом пластичность аустенитной стали на достаточно высоком уровне (например, относительное удлинение не ниже 10%).

Известен целый ряд аустенитных сталей, упрочняемых частицами карбида ванадия, в частности, стали 40X4П8Ф, 40П9Н7Ф2. Лучшее сочетание прочности и пластичности стареющих марганцевоникелевых сталей при упрочнении карбидами VC достигнуто у сталей 40Г19СФ2, 40Г14Н9Ф2, 40Г18Х4Ф: $\sigma_{0,2}=800 - 1000$ МПа, $\sigma_B=1100-1300$ МПа, $\delta=20-30\%$. Следовательно, для полу-

чения хорошего сочетания коррозионной стойкости и жаропрочности можно рекомендовать аустенитные стали легированные ванадием.

Стоимость материала в значительной степени определяет стоимость изготовленной из него детали. Поэтому экономически целесообразно уменьшать долю дорогостоящих аустенитных сталей. Этого можно достигнуть, применяя технологию Surface engineering, которая быстро развивается в настоящее время. В большинстве случаев температурным нагрузкам и агрессивной среде в основном противостоит поверхностный слой детали толщиной 3-4 мм. Исходя из этого, рациональным было бы основу детали изготавливать из достаточно прочного, но сравнительно дешевого материала, например, стали 12Х2Н4А, 40ХН3А, 20ХН3А, то есть из сталей низколегированных. Поверхности, которые будут воспринимать температурные нагрузки и нагрузки агрессивной среды, целесообразно наплавлять слоем толщиной 3–4 мм на сторону, состоящим из высоколегированного материала, например, стали 40Г19СФ2, 40Г14Н9Ф2, 40Г18Х4Ф, 09Х16Н9С5Г2М2ФТ, 08Х20Н9Г7ФТ. Если поверхностный слой детали не подвергается ударным и значительным контактными нагрузкам, то можно осуществить напыление композиционными порошками на основе металло- или минералокерамики.

ЗМІСТ

К 90-летию со дня рождения Якимова Александра Васильевича	3
Якимов А.В., Якимов А.А., Дмитриева С.Ю. Повышение качества поверхности при шлифовании зубчатых колес на станках МААГ	29
Якимов А.А., Якимова О.А., Дмитриева С.Ю., Якимов П.А. Причины возникновения шлифовочных трещин	33
Якимов А.В., Новиков Ф.В., Новиков Г.В. Физическая сущность и технологические возможности прерывистого шлифования	38
Якимов П.А., Якимова О.А., Павлышко А.В., Дмитриева С.Ю. О природе шлифовочных трещин	43
Лищенко Н.В., Ларшин В.П. Влияние принудительного охлаждения на температуру шлифования	48
Лищенко Н.В., Ларшин В.П. Температура шлифования при импульсном тепловом потоке на поверхности	54
Марчук В.І., Лукьянчук Ю.А. Умови підвищення якості та ефективності безцентрового шліфування тіл кочення роликотідшипників в умовах переналагоджувального виробництва	60
Сизый Ю.А., Ушаков А.Н., Новиков Д.Ф. Анализ предельных технологических возможностей круглошлифовального станка 3М151 при врезном шлифовании	68
Тищенко Л.Н., Коломиец В.В., Любичева К.М., Фадеев В.А., Шабалин Д.В., Vijay Kumar. Работоспособность инструментов из ПСТМ при прерывистой обработке закаленных сталей	75
Лебедев В.Г., Клименко Н.Н. Некоторые особенности шлифования деталей оборудования атомной энергетики	78
Лавриненко В.И., Лещук И.В., Девицкий А.А., Смоквина В.В., Скрябин В.А., Солод В.Ю. Разработка и применение специальных кругов из СТМ для шлифования инструментальных и композиционных материалов	85
Жовтобрюх В.А. Разработка и внедрение эффективных технологических процессов механической обработки	92
Усов А.В. Влияние термомеханических явлений на трещинообразование при шлифовании материалов и сплавов, склонных к этому виду дефектов..	105
Тихенко В.Н. Энергосберегающий гидропривод подачи стола шлифовальных станков	119
Федорович В.А., Пыжов И.Н. Расчет рациональных характеристик алмазных кругов на этапах их изготовления и эксплуатации	122
Гуцаленко Ю.Г. Взаимосвязь параметров режущего рельефа алмазного круга с шероховатостью и производительностью обработки при устойчивом шлифовании	128
Степанов М.С., Иванова М.С. Роль фактора технологической наследственности в формировании шероховатости поверхности при обработке отверстий комбинированным осевым инструментом	133

Пермяков А.А., Пациора А.П., Чикина Н.А. Реакция смазочного слоя на направляющих опорах инструмента для обработки глубоких отверстий большого диаметра по схеме ВТА(STS)	137
Шелковой А.Н., Семченко М.С. Повышение эффективности проектирования компоновок металлорежущих станков с применением системы имитационного моделирования	145
Воронько В.В. Применение автоматизированной сборки при изготовлении планера самолета	153
Кремнев Г.П., Дикаева В.Н. Методы повышения стойкости лезвийных инструментов	160
Новиков Ф.В., Гершиков И.В. Аналитическое определение температуры резания для различных схем шлифования	164
Новиков Г.В., Иванов И. Е. Выбор оптимального метода механической обработки из условия прочности режущего инструмента	169
Андилахай А.А. Физические закономерности процесса абразивной обработки мелких деталей затопленными струями	174
Шкурупий В.Г. Классификация финишных способов обработки металлов ..	180
Кленов О.С., Новиков Д.Ф. Условия эффективного применения современных режущих инструментов на машиностроительных предприятиях	188
Тришевський О.І., Салтавець М.В. Визначення зусиль на валки при горячої прокатці штаби	192
Брижан Т.М. Теоретический анализ условий повышения точности обработки отверстий осевыми многолезвийными инструментами	199
Лищенко Н.В., Ларшин В.П. Температура при шлифовании прерывистыми и высокопористыми кругами	208
Лищенко Н. В., Сабиров Ф.С., Ларшин В.П. Измерение и спектральный анализ шероховатости и волнистости обработанной поверхности	215
Стрельчук Р.М. Структурная модель процесса резания и принципы его управления	222
Рябенков И.А. Эффективность применения прерывистого шлифования ..	226
Марчук В.І., Равенець Л.М. До моделювання процесу безцентрового шліфування доріжок кочення внутрішніх кілець роликотідшипників	231
Марчук І.В. Моделювання процесу безцентрового шліфування поверхонь обертання кілець підшипників	237
Дитиненко С.А., Минчев Р.М. Повышение качества обработки при алмазном шлифовании твердосплавных изделий	244
Хавин Г.Л. Выбор геометрических параметров спиральных сверл при обработке отверстий в композитах	250
Савченко Н.Ф., Третьяк В.В. К разработке высокобезопасных импульсных устройств повышенной энергоемкости	255
Петков А.А. Влияние индуктивности емкостного накопителя генератора на форму импульса магнитного поля	259

Дерев'янченко О.Г., Криницин Д.О., Фроленкова О.В., Усік А.М. Питання модифікації методу багатопараметричного прогнозування залишкового ресурсу інструментів	262
Лебедев В.Г. Применение аустенитных сталей для изготовления деталей оборудования атомных электростанций	266

Наукове видання

СУЧАСНІ СИСТЕМИ ТЕХНОЛОГІЙ У МАШИНОБУДУВАННІ

Збірник наукових праць, присвячений 90-річчю
з дня народження професора Одеського національного
політехнічного університету (ОНПУ) Якимова О.В.

Відповідальний редактор: Ф. В. Новіков, докт. техн. наук, проф.
Відповідальний за випуск: В. О. Жовтобрюх, канд. техн. наук.
Комп'ютерний набір та верстка: Д. Ф. Новіков

АДРЕСА РЕДКОЛЕГІЇ:

65044, м. Одеса, просп. Шевченка, 1. ОНПУ.
Кафедра технологія машинобудування.
Тел.: +038 0968111048; +038 0676890342;
e-mail: fokusnic1@rambler.ru

Підписано до друку 20.03.2015 р. Формат 60x84 1/16.
Папір офісний. Друк цифровий. Гарнітура Таймс.
Умов.-друк. арк. 17. Облік.-вид. арк. 17,5.
Наклад 150 пр. Зам. № 115. Ціна договірна.

Надруковано в друкарні “Ліра”
49000, м. Дніпропетровськ, вул. Наукова, 5
Свідоцтво про державну реєстрацію суб'єкта видавничої справи
ДК №188 від 19.09.2000 р.
ISBN 978-966-383-600-3